

平面应力弹塑性复合型断裂研究

徐纪林 薛以年 韩金虎

(中国科学院力学研究所)

摘要 本文对受拉伸载荷的含有不同倾角中心裂纹的铝合金薄板,用直接记录激光散斑法和云纹法测量了裂纹周围的变形场,并测得裂纹稳态扩展过程中载荷与裂纹扩展量的对应关系。同时采用弹塑性大变形的有限元方法进行了数值分析,得到裂纹周围的应力应变分布,计算结果与实验测量值符合良好,并进行了讨论。

一、引言

对于韧性材料的含裂纹薄壁结构,在裂纹扩展前,裂纹尖端邻域已形成较大的塑性区,起裂后又存在裂纹的稳态扩展过程,如果仍然应用线弹性断裂理论则将低估结构的承载能力,因此必须建立弹塑性断裂理论来进行研究。近年来,弹塑性 I 型断裂理论的研究有了很大发展,新的方法和参数不断地提出,在文献[1,2]中,许多作者分别采用各种断裂准则对大范围屈服情况下裂纹的起裂,裂纹稳态扩展过程和延性失稳进行了研究,同时将实验测量与有限元数值计算结合起来,计算裂纹顶端附近的应力应变场,并分析各种断裂参数。其中,Shih 等对大范围屈服下平面应变情形进行了大量实验和数值分析,对各种断裂参数进行筛选后,建议采用 J_{Ic} 或 δ_{Ic} 来表征裂纹的起裂,用撕裂模量 T_I 或 T_{II} 来表征裂纹的扩展;Kanninen 认为 J 和 CTOA 结合在一起是估计韧性材料起裂、裂纹稳态扩展和延性失稳最有效的参数。Feddersen^[3] 在研究平面应力断裂问题中,用铝合金中心裂纹板试件做了大量试验,对工程设计提供了有用的分析方法,但对于裂纹的稳态扩展过程仅作了定性描述。我们曾对受拉伸载荷的含中心裂纹铝合金薄板试件测得了裂纹稳态扩展量与载荷增加的对应关系^[4],并根据平面应力的弹塑性断裂模型——带状颈缩区模型^[5],用弹塑性大变形有限元法计算了 I 型裂纹的稳态扩展过程^[6],计算结果与实验测量结果^[4]符合良好。关于发生大范围屈服的复合型断裂研究工作发表很少,Ueda^[7] 等研究了大范围屈服下 I 型和 II 型复合的起裂特性,做了一些含有斜裂纹十字型软钢试件在双轴拉伸下的低温脆断实验,同时进行了平面应力弹塑性有限元计算,他们沿用 I 型断裂的 COD 概念来分析复合型裂纹的起裂。

本文对平面应力条件下,受拉伸载荷的含有不同倾角中心裂纹的铝合金薄板,用直接记录激光散斑法和云纹法进行了实验研究,同时采用弹塑性大变形有限元法进行了数值分析,计算结果与实验测量值作了比较并进行了讨论。

二、实验

本实验共进行了二十九块试件,它们是采用铝合金 LY12-CZ 和 LY12-CS 的含中心

本文于 1983 年 10 月 15 日收到,曾在 1983 年北京国际断裂力学学术会议上宣读。

表 1

材 料	弹性模量 $E(\text{kg/mm}^2)$	屈服强度 $\sigma_{y_s}(\text{kg/mm}^2)$	极限强度 $\sigma_b(\text{kg/mm}^2)$	延伸率 ε_f	α	n
LY12-CZ	7100	32.5	45.5	0.184	0.01	8
LY12-CS	7100	32.5	45.2	0.143	0.0075	8

裂纹薄板,材料性能数据见表1. 这是由原板材的材料拉伸试件进行测试取得的,表中 α 和 n 是用指数曲线近似描述材料曲线的表达式 $\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + \alpha \left[\left(\frac{\sigma}{\sigma_{y_s}} \right)^n - 1 \right]$ 中的参数. 试件的几何尺寸见图1. 裂纹线与加载线倾角 $\beta = 90^\circ, 60^\circ, 45^\circ, 30^\circ$, 初始裂纹长度 $2a_0$, 范围从4.65mm至42.7mm, 它们在载荷线垂直方向的投影为4.65mm至23.8mm.

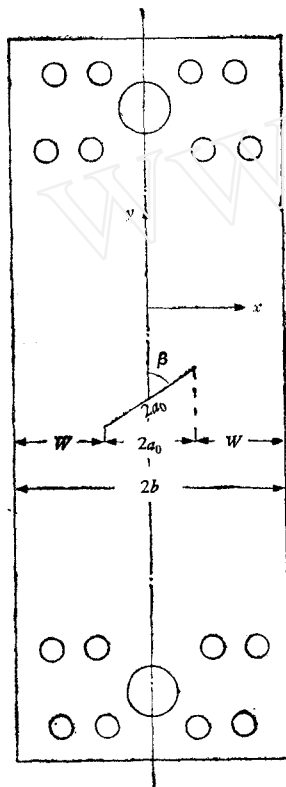


图 1

试件的中心裂纹是用直径为 $\phi 1.2$ mm的钼丝进行线切割加工,然后予制疲劳裂纹而成,其中有六块试件未预制疲劳裂纹,用以考察预制疲劳裂纹与否对裂纹扩展的影响.

由于试件很薄,试件表面与内部裂纹扩展量差别不大,试验中用八十倍的读数显微镜读测试件表面的裂纹扩展量 Δa ,显微镜读数的最小刻度为0.01mm. 通过显微镜,试件裂纹的起裂和稳态扩展过程观察得比较清楚,试验给出了载荷 σ -裂纹扩展量 $(a-a_0)$ 的关系.

为了测量整个加载过程中裂纹周围的应变分布,在试件的一个表面用直接记录激光散斑法测量载荷较低时的变形,在试件的另一个表面用云纹法测量载荷较高时的变形^[8]. 对采用直接记录激光散斑法的试件表面,用布轮抛光处理,以提高表面对光的反射能力,从而得到了高质量的两次曝光散斑底片,然后进行全场分析,通过直径为2mm的滤波孔拍摄全场分析条纹图,滤波孔开得较高,达到了相当于云纹栅线密度为每毫米467线的测量灵敏度,于是可测得载荷较低时的变形场. 当载荷较高,变形较大时仍然采用较简便的云纹法在试件另一表面进行测量,选用的试件栅是栅线密度为每毫米40线的正交栅;分析栅是同样密度的单向栅.

从图8中的实验数据来看,散斑法和云纹法的测量结果是符合的.

为了探讨平面应力弹塑性I型断裂的模型^[9]和裂纹扩展准则^[6]是否可以推广用于复合型断裂情况,我们比较关心中心斜裂纹试件韧带上的应变分布(裂纹两顶端各沿垂直于拉伸方向的延伸线称为韧带). 用云纹法测得了韧带上 x 方向的应变 ε_x 和 y 方向的应变 ε_y ,测量结果表明 ε_x 比 ε_y 小得多.

三、有限元分析

本文采用平面应力塑性大变形的 Euler 有限元公式,对在拉伸载荷作用下倾角 $\beta = 60^\circ, 45^\circ, 30^\circ$ 的中心斜裂纹铝合金薄板试件进行了计算和分析,得到了整个加载过程中应力 $\sigma_x, \sigma_y, \tau_{xy}$, 裂纹顶端周围的应力 $\sigma_r, \sigma_\theta, \tau_{r\theta}$, 应变 $\varepsilon_x, \varepsilon_y, \varepsilon_z, \gamma_{xy}$ 和塑性区的分布;并计算了裂纹面的张开位移. 韧带上应变 ε_y 值与实验测量结果进行了比较(图 8, 9).

对于 $\beta = 90^\circ$ 的中心裂纹铝合金薄板试件的裂纹稳态扩展过程,我们曾经根据平面应力弹塑性断裂的带状颈缩区模型^[5],以裂纹顶端颈缩区的相对伸长达材料的延伸率作为裂纹扩展的准则,采用基于塑性大变形基本方程的有限元法进行了计算^[6],给出了裂纹扩展量与载荷增加的对应关系以及失稳载荷,计算结果与实验测量结果符合很好.

虚功方程形式的速率平衡方程为

$$\int_V \left[\tau_{ij}^* \delta D_{ij} - \frac{1}{2} \sigma_{ij} \delta (2D_{ij} D_{kj} - v_{k,i} v_{k,i}) \right] dV = \int_S \dot{f}_i \delta v_i ds + \int_V \dot{b}_i \delta v_i dV \quad (1)$$

其中 τ_{ij}^* 是 Kirchhoff 应力张量 τ_{ij} 的 Jaumann 速率, σ_{ij}, D_{ij} 分别是真应力张量和变形速率张量, \dot{f}_i, \dot{b}_i 是瞬时状态的单位表面力和单位体积力, τ_{ij}^* 与 D_{ij} 用弹性小变形的增量本构矩阵 $[C]$ 联系

$$\{\tau^*\} = [C]\{D\} \quad (2)$$

由式(1)得到 Euler 有限元速率平衡方程

$$[K]\{\phi\} = \int_V [N]^T \{\dot{b}\} dV + \int_S [N]^T \{f\} dS \quad (3)$$

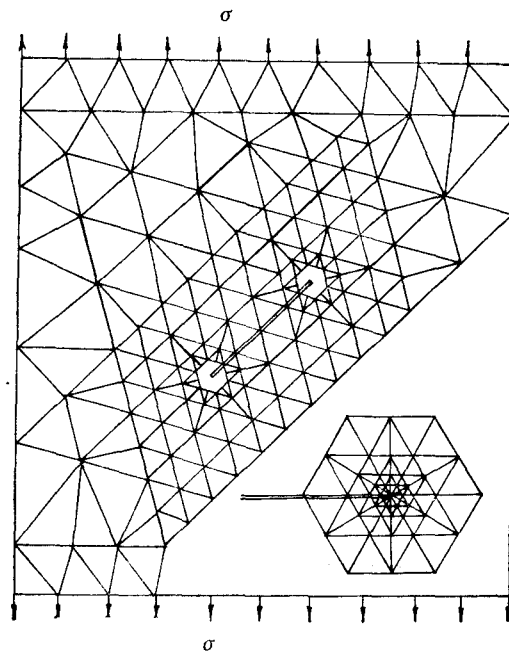


图 2

$\{\dot{\phi}\}$ 是节点速率列阵, 刚度矩阵是

$$[K] = \int_V \{ [B]^T [C] [B] + [N_k]^T \sigma_{ij} [N_k]_{,i} - 2 [B_{ki}]^T \sigma_{ij} [B_{kj}] \} dV \quad (4)$$

对平面应力情形, 假设 $\sigma_x = \sigma_{xz} = \sigma_{yz} = 0$, 瞬时单元厚度 $t = t_0 e^{\epsilon_z}$.

在用增量切线刚度法求解中, 采用山田法确定载荷增量系数, 达到逐个单元进入屈服, 以减少材料曲线的切线模量在弹塑性转折点不连续而引入的误差, 并进行载荷不平衡校正.

中心斜裂纹试件的单元网格如图 2 所示, 裂纹顶端单元尺寸与裂纹长度之比为

$$\frac{1}{40} - \frac{1}{100}, \beta = 90^\circ$$

的中心裂纹单元网格在文献 [6] 中给出.

四、结果与讨论

1. 断面形貌

从所有试件拉断后的断面可以看到, 在裂纹顶端邻域有一个很小的三角形平断截面, 并迅速过渡到断面与试件表面成 45° 角的剪断, 属于平面应力状态下的断裂.

2. 断裂应力

表 2 给出实验测得的起裂时均匀拉伸应力 σ_i , 韧带上平均应力 $\sigma_{i(\#)}$ 和失稳扩展时均匀拉伸应力 σ_c 、韧带上平均应力 $\sigma_{c(\#)}$ 的无量纲值, 这些结果表明裂纹在失稳扩展以前韧

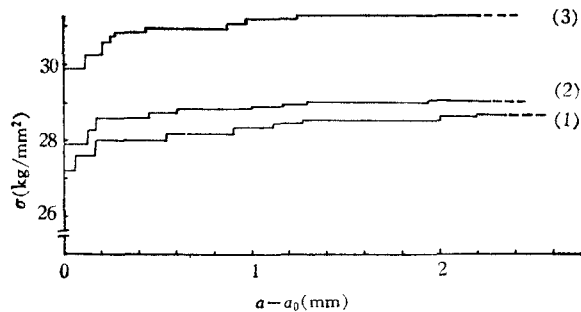


图 3a

(1) 试件 28 (2) 试件 24 (3) 试件 19

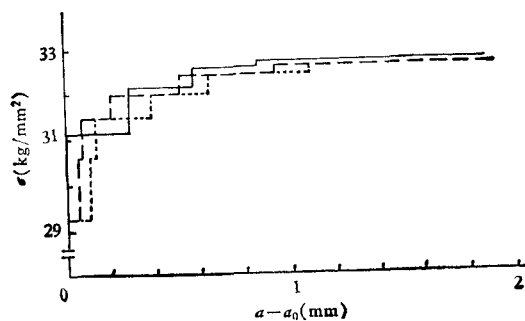


图 3b

试件 7

表 2

试件号	β	t (mm)	$2a_0$ (mm)	$\overline{2a_0}$ (mm)	$\frac{W}{b}$	$\frac{\sigma_i}{\sigma_{ys}}$	$\frac{\sigma_c}{\sigma_{ys}}$	$\frac{\sigma_i(\#)}{\sigma_{ys}}$	$\frac{\sigma_c(\#)}{\sigma_{ys}}$	$\frac{\sigma_c}{\sigma_z}$			
1	90°	0.45	11.79	11.79	0.891	0.914	0.972	1.025	1.129	1.063			
2			12.36	12.36	0.885	0.855	0.945	0.963	1.092	1.105			
3			12.62	12.62	0.883	0.809	0.945	0.917	1.095	1.168			
4 ¹⁾			11.05	11.05	0.898	0.963	0.982	1.077		1.020			
5			0.89	4.65	4.65	0.957	1.071	1.095	1.117	1.175	1.022		
6				5.81	5.81	0.946	1.031	1.086	1.092	1.175	1.053		
7				11.55	11.55	0.893	0.899	1.003	1.009	1.166	1.116		
8				18.30	18.30	0.830	0.720	0.889	0.868	1.132	1.235		
9				23.78	23.78	0.780	0.720	0.831	0.926	1.111	1.154		
10 ¹⁾				10.10	10.10	0.906	0.939	0.954	1.034		1.016		
11 ²⁾	1.50	13.46		13.46	0.878	0.942	0.991	1.074	1.182	1.052			
12 ²⁾		14.47		14.47	0.868	0.935	0.935	1.077	1.191	1.053			
13 ²⁾		21.68		21.68	0.803	0.735	0.825	0.914	1.062	1.122			
14 ¹⁾		10.05		10.05	0.909	0.985	0.997	1.083		1.012			
15		60°	0.91	23.41	20.27	0.812	0.705	0.886	0.868	1.092	1.257		
16				23.59	20.52	0.810	0.775	0.877	0.960	1.083	1.132		
17 ¹⁾				23.67	20.50	0.810	0.868	0.889	1.071	1.098	1.024		
18 ¹⁾				20.16	17.46	0.838	0.871	0.917	1.037	1.092	1.053		
19 ²⁾				1.50	22.10	19.14	0.823	0.825	0.908	1.000	1.102	1.101	
20 ²⁾					21.80	18.88	0.825	0.797	0.920	0.963	1.111	1.154	
21	0.91				11.28	9.77	0.909	0.917	1.003	1.006	1.105	1.094	
22					11.61	10.05	0.907	0.917	0.997	0.988	1.074	1.087	
23					45°	30.13	21.30	0.803	0.751	0.871	0.939	1.086	1.160
24						30.21	21.36	0.802	0.751	0.871	0.939	1.086	1.160
25		30.79	21.77			0.798	0.763	0.865	0.957	1.083	1.134		
26		30°	41.70			20.85	0.807	0.742	0.840	0.920	1.040	1.132	
27			42.12			21.06	0.805	0.751	0.859	0.935	1.065	1.144	
28			42.66			21.33	0.802	0.751	0.840	0.939	1.046	1.119	
29 ¹⁾			40.20	20.10		0.814	0.880	0.892	1.083	1.098	1.014		

1) 未预制疲劳裂纹的试件。

2) LY12-CS 铝合金,其余均为 LY12-CZ 铝合金。

带上的平均应力都已超过材料的屈服强度,所以它们是在大范围屈服情况下断裂的。

起裂和失稳时, 均匀拉伸应力 σ_i 和 σ_c 均随 W/b (韧带宽度与板的宽度之比) 增加而增加。对于不同的倾角 β , 只要韧带宽度与板宽之比 W/b 相近, 也就是裂纹在垂直载荷方向上的投影 $2a_0 (= 2a \sin \beta)$ 相近时, 断裂应力 σ_c 也接近相同, 而且在平面应力条件下, 失稳时均匀拉应力 σ_c 基本上与板厚无关。

3. 预制疲劳裂纹

从表 2 六块未预制疲劳裂纹的试件的实验数据可以看出, 它们的起裂载荷 σ_i 与失稳载荷 σ_c 很接近, 没有明显的裂纹稳态扩展阶段, 而对于预制疲劳裂纹的试件, 失稳载荷一般明显地高于起裂载荷, 并且从图 3 可以看出有明显的裂纹稳态扩展的过程。

4. 裂纹扩展过程

图 3a 举例给出 $\beta = 60^\circ$ 、 45° 、 30° 的三块试件(试件 19, 24, 28) 裂纹稳态扩展过程

中的均匀拉伸应力 σ 与裂纹扩展量 Δa 的对应关系的测量结果. 对于 $\beta = 90^\circ$ 的 I 型断裂 (试件 7) 采用有限元法计算和实验测量得到的 σ - Δa 关系^[6]由图 3b 给出, 失稳载荷 σ_c 的计算值与实验结果符合很好, 误差小于 5%.

5. 裂纹扩展方向

对于受拉伸载荷的具有不同裂纹倾角 β 的中心斜裂纹薄板试件, 裂纹在起裂后基本上与 I 型裂纹扩展情形一样, 顺着垂直于拉伸方向稳态扩展直至失稳. 图 4 给出 $\beta = 60^\circ$, 45° , 30° , 三块试件拉断后的照片, 裂纹扩展方向与载荷线的垂直方向 (x 轴) 间的夹角小于 10° .

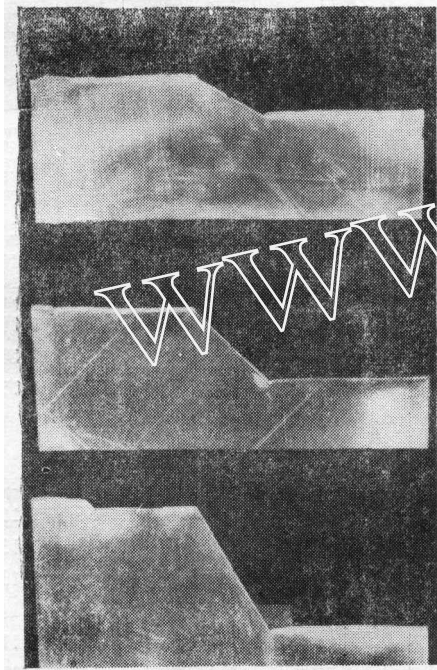


图 4

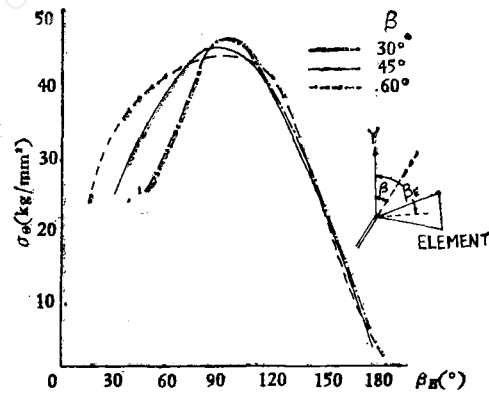


图 5 试件 19, 24, 28
(σ/σ_s 值分别为 0.728, 0.711, 0.712)

图 5 给出接近起裂载荷时由有限元计算得到的裂纹顶端周围周向拉应力 σ_θ 的分布, 在与 y 轴夹角 β_B 约为 90° 的单元内 σ_θ 达到最大值. 计算还表明对于离开裂纹顶端任意某一距离 r , 都在 β_B 接近 90° 的单元内 σ_θ 达到最大值, 这是符合实验中观察到的裂纹沿着载荷的垂直方向扩展的结果.

同时, 根据计算得到的位移场, 将裂纹面上离开裂纹顶端距离 r 约为 0.4 mm 的最近节点处, 裂纹面上两点的相对位移称做裂纹顶端张开位移矢量 \overrightarrow{COD}_r (\overrightarrow{COD}_r 的数值为 $\sqrt{u_x^2 + u_y^2}$, u_x 和 u_y 分别为 x 、 y 方向的相对位移), 有限元计算得到的 \overrightarrow{COD}_r 方向接近于载荷线方向, 对于 $\beta = 60^\circ, 45^\circ, 30^\circ$ 试件 \overrightarrow{COD}_r 与载荷线之间的夹角约为 $4^\circ - 10^\circ$, 这些都表明由计算估算的裂纹扩展方向趋势基本上与实验结果是一致的.

6. 塑性区

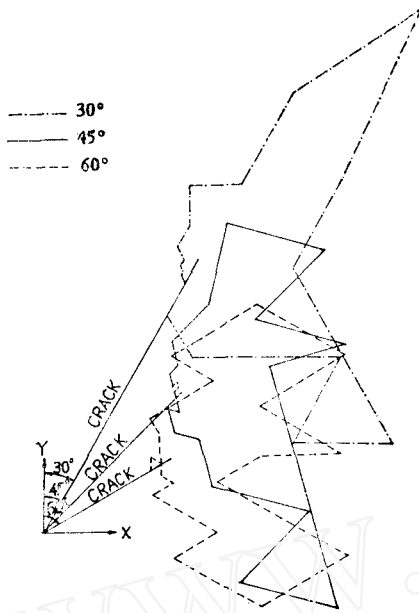


图 6 试件 19, 24, 28

(σ/σ_{ys} 值分别为 0.728, 0.711, 0.712)

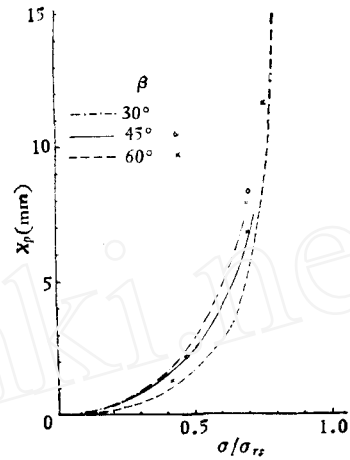


图 7 试件 19, 24, 28

图 6 给出有限元计算得到的塑性区分布。裂纹扩展开始前塑性区已经不小，对具有不同裂纹倾角 β 的试件，塑性区形状大致相似。韧带上塑性区宽度 x_p 由图 7 给出，有限元计算值与实验测量结果比较符合。

7. 应变场

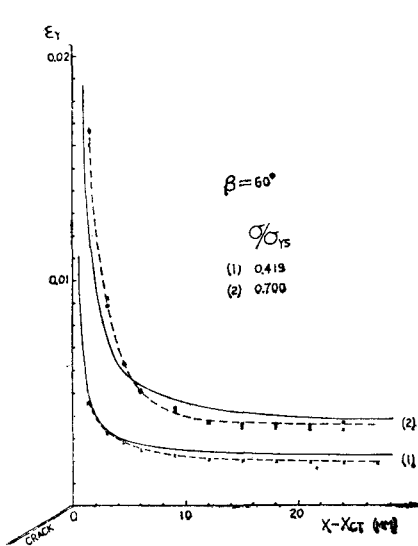


图 8 试件 19

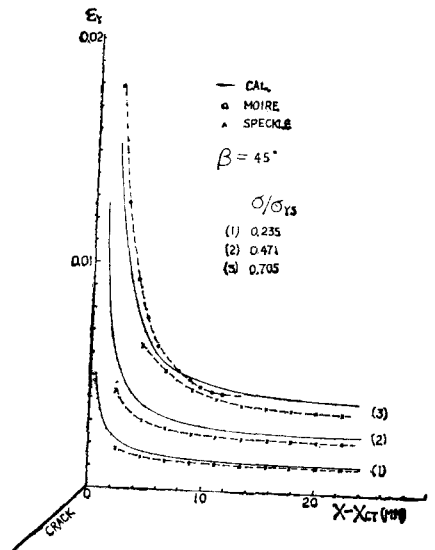


图 9 试件 24

韧带上 y 方向的应变 ε_y 由图 8, 9 给出, 直接记录激光散斑法与云纹法实验测量结果符合很好, 图中实验数据稍低于理论计算结果, 主要原因是实验测得的应变值是条纹间距内的平均应变, 通常这些条纹间距均大于有限元法中划分的网格尺寸。

实验与计算结果均表明, 对于不同倾角裂纹试件, x 方向应变 ε_x 比拉伸线 y 方向的应变 ε_y 小得多, 计算还表明韧带上剪应变 γ_{xy} 的数值也比 ε_y 值小得多, 因此, 在韧带上的应变, ε_y 是主要的。

综上所述, 在平面应力条件下, 对于中心斜裂纹试件, 断裂应力主要由韧带宽度与板的宽度之比 W/b 决定, 即断裂应力决定于裂纹在载荷线垂直方向上的投影 $2\overline{a_0}$, 而且基本上与板厚无关。对于具有不同倾角 β 的中心裂纹试件在均匀拉伸载荷下, 裂纹的扩展方向基本上都垂直于载荷线, 开裂方向与载荷的垂直方向的夹角 θ 小于 10° , 起裂后, 在裂纹扩展量小于板厚的范围内 θ 便迅速趋近于 0° 。同时韧带上的应变主要是 y 方向的应变 ε_y 。这些都表明有可能沿用 I 型的弹塑性断裂模型^[5]和裂纹顶端相对伸长达到材料延伸率的扩展准则^[6]来解决平面应力复合型断裂问题。

参 考 文 献

- [1] Landes, J. D., Begley, J. A. and Clarke, G. A., Elastic-Plastic Fracture, ASTM STP668, American Society for Testing and Materials (1979).
- [2] Varanasi, S. R., In Flaw Growth and Fracture, ASTM, STP631, American Society for Testing and Materials (1977), 507--519.
- [3] Feddersen, C. E., Simonen, F. A., Hulbert, L. E. and Hyler, W. S., NASA CR-1678 (1970).
- [4] 薛以年, 韩金虎, 徐纪林, 含中心裂纹铝合金薄板裂纹稳态扩展的实验研究, 固体力学学报, 1(1984).
- [5] 徐纪林, 王自强, 平面应力的弹塑性断裂模型及其有限元分析, 固体力学学报, 2(1980), 183.
- [6] 徐纪林, “平面应力裂纹稳态扩展的弹塑性大变形有限元分析”力学学报, 3(1982), 272.
- [7] Ueda, Y., Ikeda, K., Yao, T., Aoki, M., Shibasaki, S. and Shirakura, T., in Advances in Fracture Research, ICF5, 5 (1981), 2321—2328.
- [8] 薛以年, 韩金虎, 用激光散斑法和云纹法测量含裂纹薄板的裂纹张开位移, 力学学报 5(1981), 501.

AN ELASTIC-PLASTIC MIXED MODE FRACTURE INVESTIGATION FOR PLANE STRESS

Xu Jilin, Xue Yinian, Han Jinhu
(*Institute of Mechanics, Academia Sinica*)

Abstract

In this paper the stable crack growth processes in aluminium alloy sheet specimens with flat or inclined central crack, subjected to uniform tensile load have been investigated. The relation between the tensile load and the amount of crack extension was obtained. The deformation field was measured by using laser speckle method and Moire' method. Finite element analysis based on large elastic-plastic deformation equation has also been carried out. The criterion proposed to predict crack growth under mode I condition is that⁶¹ the tensile strain at the crack tip reaches the maximum elongation of material. The calculated results are in good agreement with the experiment data.