基于表观断裂韧性的 I-II 型复合断裂准则 分析

苏少普^{*},曹淑森,廖江海,董登科 中国飞机强度研究所,陕西西安 710065

摘 要:以Ⅰ-Ⅱ复合型裂纹结构为研究对象,对紧凑拉伸剪切试样(CTS)的剩余强度及开裂方向进行了理论分析及试验研究, 推导出了仅与 CTS 结构加载角度相关的破坏载荷公式,并建立有限元模型(FEM),获取结构的表观断裂韧性值,试验验证 了模型的可行性。通过对比不同断裂准则在开裂角、临界载荷及复合断裂韧度方面的工程适用性,表明基于 von Mises 应力 的复合型断裂准则更有利于工程分析,为结构的承载能力评估提供了技术支持。

关键词:表观断裂韧性;复合断裂准则;Ⅰ-Ⅱ复合型裂纹;紧凑拉伸剪切试样;开裂角

中图分类号: V215.6 文献标识码: A DOI: 10.19452/j.issn1007-5453.2018.03.067

广布疲劳损伤是对航空工业结构完整性的最大威胁之一,尤其在 1988 年 Aloha 航空公司的飞机灾难性事故之后, 该问题对传统飞机结构损伤容限设计与分析提出了严峻的 挑战。复合载荷作用下的裂纹问题在广布疲劳损伤结构中 常有发生,结构不仅承受拉伸载荷,还可能承受剪切载荷,甚 至是扭转载荷。因此,评估复合型裂纹结构的承载能力对保 证结构安全至关重要。

复合型断裂准则是对复合型裂纹结构剩余强度评估的 基础。它主要解决两个问题:失稳裂纹扩展发生时复合载 荷的大小和失稳裂纹扩展的方向。经典复合型断裂准则采 用裂纹尖端奇异场的 William 展开^[1]来预测开裂角和临界 载荷,形式简单,应用比较广。目前,一些基于应力或能量的 断裂准则被广泛用以解决平面复合型结构的断裂机制,如最 大周向应力准则 (MTS)^[2]、最小能量释放率准则^[3]、基于 von Mises 的复合断裂准则^[4]等。Pook^[5], Richard^[6]通过定义等 效应力强度因子提出不同的断裂准则,引入一定的试验系数 值,提高了预测的精确性。复合型裂纹应力强度因子、材料 断裂韧性是获取复合型断裂条件的必要条件,但结构的复杂 性往往依赖有限元尚能给出合理的结构失稳载荷,这为理论 准则在工程中的应用增加了屏障。

本文基于表观断裂韧性值,以复合载荷作用下含裂纹的紧凑拉伸剪切(CTS)试件为对象,从试验和有限元角度分析了复合型裂纹结构的失稳判据,预测了结构的开裂角,探究了最大周向应力准则、最小应变能密度因子准则、最大周向应变能密度准则、基于常临界极半径的 von Mises 断裂准则、Richard 相对应力强度因子准则等在本研究中的可行性,并给出了便于工程适用的复合型破坏载荷公式。该研究为复合型断裂准则在复杂载荷作用下飞机结构剩余强度中的研究及应用提供了一定的技术指导。

1 复合型断裂准则

1.1 MTS 准则

MTS 准则^[2] 是 Erdogan 和 Sih 在 1963 年提出的复合 型裂纹断裂准则,对于无限大板中的二维裂纹,可采用 Airy 应力函数描述裂纹体的完整应力状态,推出结构开裂角 θ^* 为:

$$K_{I}\sin\theta^{*}+K_{II}(3\cos\theta^{*}-1)=0$$
 (1)
对任意组合的复合型裂纹,断裂临界条件为:

收稿日期:2018-01-04; 退修日期:2018-01-19; 录用日期:2018-03-09 基金项目:航空科学基金(2016ZA23011)

*通信作者.Tel.: 029-88268413 E-mail: shaopu_su@sina.com

引用格式: Su Shaopu, Cao Shusen, Liao Jianghai, et al. Analysis of mixed-mode I-II fracture criterions based on apparent fracture toughness[J]. Aeronautical Science & Technology, 2018, 29 (03):67-73. 苏少普,曹淑森,廖江海,等. 基于表观断裂韧性的 I-II 型复合断裂准则分析 [J]. 航空科学技术, 2018, 29 (03):67-73.

$$1 = \cos\frac{\theta}{2} \left[\frac{K_{\rm I}}{K_{\rm IC}} \cos^2\frac{\theta}{2} - \frac{3}{2} \frac{K_{\rm II}}{K_{\rm IC}} \sin\theta \right]$$
(2)

式中: K_{IC} 为 I 型断裂韧度,单位为 MPa·mm^{1/2}。

在线弹性假设条件下,最大能量释放率准则得到的 I-II复合型裂纹断裂公式与最大周向正应力准则相同。因 此,以下研究中不再单独讨论最大能量释放率准则。

1.2 最小应变能密度因子准则

最小应变能密度因子断裂准则 (SED) 中的参量为应变能密度因子 *S*,二维裂纹前缘的应变能密度因子^[3] 为:

$$S = a_{11}k_1^2 + 2a_{12}k_1k_{11} + a_{22}k_{11}^2$$
(3)

式中: k_{1} 为 I 型当量裂纹应力强度因子,单位为 MPa·mm^{1/2}, $k_{1} = K_{1} / \sqrt{\pi}$, k_{\parallel} 为 II 型 当量 裂纹应力强度因子,单位为 MPa·mm^{1/2}, $k_{\parallel} = K_{\parallel} / \sqrt{\pi}$ 。式中系数在一般应力状态下可 写为:

$$\begin{cases} 16\mu a_{11} = (1 + \cos\theta)(\kappa - \cos\theta) \\ 16\mu a_{12} = \sin\theta [2\cos\theta - (\kappa - 1)] \\ 16\mu a_{22} = (\kappa + 1)(1 - \cos\theta) + (1 + \cos\theta)(3\cos\theta - 1) \end{cases}$$
(4)

式中: κ 为与材料泊松比v相关的参数,平面应变状态时, $\kappa=3-4v$,平面应力状态时 $\kappa=(3-v)/(1+v)$ 。

根据准则假设:起裂方向是以裂尖为圆心、 r_0 为半径的圆球面上S取最小值的方向,开裂角 θ 可通过式(5)确定:

$$\left[\frac{\partial S}{\partial \theta}\right]_{\theta^*} = 0, \quad \left\lfloor\frac{\partial^2 S}{\partial \theta^2}\right\rfloor_{\theta^*} > 0 \tag{5}$$

Sih 提出 S_{cr} 可用式 (6) 计算:

$$S_{\rm cr} = \frac{1}{8\mu} (\kappa - 1) k_{\rm IC}^2$$
 (6)

式中: k_{IC} 为 I 型当量断裂韧度,单位为 MPa·mm^{1/2}, $k_{IC} = K_{IC}/\sqrt{\pi}$; μ 为切变模量。

由开裂角值 θ^{*} 及准则假设: 当 S_{\min} 达到临界值 S_{er} 时结构失效,可确定临界载荷。

1.3 基于常临界极半径的 von Mises 复合断裂准则

基于常临界极半径复合断裂准则 (VMF1) 假设^[4]:

(1)裂纹总是沿最短路径穿过塑性区向弹性区扩展,相 应的角度即为裂纹初始开裂角。

(2) 当裂纹尖端距其扩展方向的弹塑性边界极半径 *r* 大于其临界半径 *r*_{er} 时,裂纹开始扩展。

不考虑结构的T应力影响,弹塑性边界极半径r可

写为:

$$r(\theta, K_{\rm I}, K_{\rm II}) = \frac{1}{8\pi C} \left[c_{11}K_{\rm I}^2 + 2c_{12}K_{\rm I}K_{\rm II} + c_{22}K_{\rm II}^2 \right]$$
(7)

式中: C 可以通过单向拉伸试验确定的屈服应力得到, 其他系数表达式为:

$$c_{11} = \xi(1 + \cos\theta) + \sin^2\theta$$

$$c_{12} = \sin(2\theta) - \xi \sin\theta$$

$$c_{22} = 1 + \xi(1 - \cos\theta) + 3\cos^2\theta$$

$$\xi = \frac{2(1 - 2v^*)^2}{3}$$
(8)

对于平面应力问题, v*=0; 对于平面应变问题, v*=v。

假定复合裂纹的临界极半径为常数,且可用Ⅰ型或Ⅱ 型裂纹的临界极半径来标定,则对于Ⅰ型裂纹可得:

$$r_{\rm CI} = \frac{\xi K_{\rm IC}^2}{4\pi C} \tag{9}$$

式中: $r_{\rm CI}$ 为 I 型裂纹标定的临界极半径,单位为mm。

对于Ⅱ型裂纹:

$$E_{\rm CH} = \frac{K_{\rm HC}^2}{8\pi C} \left(1 + \xi - \frac{\xi^2}{12} \right)$$
(10)

式中:rcii为II型裂纹标定的临界极半径,单位为mm。

若选取 r_{CII} 为材料参数,则根据假设 (2) 可得: $c_{*}K^{2} + 2c_{*}K_{*}K_{*} + c_{*}K_{*}^{2} = 2^{\mathcal{E}}K_{*}^{2}$ (11)

$$\sum_{i=1}^{n} \sum_{i=1}^{n} \sum_{i$$

由式(11)可得临界载荷。

1.4 Richard 相对应力强度因子断裂准则

Richard 提出了一种基于相对应力强度因子 K_v 的断裂 准则^[6]。 K_v 的定义为:

$$K_{\rm v} = \frac{K_{\rm I}}{2} + \frac{1}{2}\sqrt{K_{\rm I}^2 + 4(\alpha_{\rm I}K_{\rm II})^2}$$
(12)

式中: K_v 为相对应力强度因子,单位为 MPa·mm^{1/2}; a_1 为 I 型裂纹断裂韧度与 II 型裂纹断裂韧度之比, $a_1 = K_{IC}/K_{IIC}$,是 一项材料参数。参考文献 [6] 中提议选取 a_1 为 1.155。

Richard 准则认为,当相对应力强度因子超过断裂韧度时,裂纹就会断裂,即:

$$K_{\rm V} = K_{\rm IC} \tag{13}$$

由此可计算得到临界载荷值。裂纹开裂角通过式(14) 计算:

$$\theta^{*} = \mp \left[155.5^{\circ} \frac{|K_{II}|}{|K_{I}| + |K_{II}|} \right] - 83.4^{\circ} \left[\frac{|K_{II}|}{|K_{I}| + |K_{II}|} \right]$$
(14)

其中,当 $K_{II}>0$ 时, $\theta^*<0$; $K_{II}<0$ 时, $\theta^*>0$,如图1所述。





Fig.1 Crack deflection angle of structure under mixed-mode loading

2 复合型断裂韧性试验

本文所研究的结构试件厚度为 5mm,均为平面应力问题,且结构在复合型加载下无断裂韧性试验标准可遵循,裂纹长度与开裂口长度之间的关系也无法得到,在此采用表观断裂韧性 *K*_{app},即初始裂纹长度下破坏载荷对应的应力强度因子来评估结构的断裂特性,该值是介于起始和快速断裂之间的断裂韧性值,可以作为扯裂材料突然断裂时剩余强度极限的评估值。

2.1 CTS 试件及加载装置

国内外学者提出不同类型的试件用以研究复合型断裂 准则,如图2所示。CTS 试件是 Richard^[7]在20世纪80年 代提出的研究 I-II 型裂纹最常用的试件形式,之后 Zhao^[8] 等提出基于该试件的小型版本用以研究,均得到了较好的验 证。图2(b)是 Arcan^[9]提出的蝶形试件。为了减少材料使 用率, Demir^[10]在2017年提出了T形试件,经试验验证了新 试件的可行性。考虑到 Richard 试件在复合型裂纹问题研 究方面的成熟性,本文采用 CTS 试件进行复合型断裂韧性 试验研究。

图 3 为本研究的试件尺寸图,厚度为 5mm,材料为 2024-T351。试验采用一种 1/4 圆形加载设备对试件进行加载,通过改变孔位实现对试件不同角度的加载,加载的角度 α可以从 0°到 90°变化,如图 4 所示。当加载角度α大于 0°小于 90°时,试件裂纹即为 I-II 型复合裂纹。



图 2 用以复合型断裂准则研究的试件

Fig.2 The specimens applied on mixed mode fracture criterions research



图 3 CTS 试件尺寸 Fig.3 Geometrical size of CTS specimen



图 4 CTS 试件复合型加载图 Fig.4 CTS specimen under mixed-mode loading

试验过程中首先以常幅谱载荷对结构预裂 2mm,继而 对结构施加静载,直至结构裂纹失稳扩展,记录结构破坏载 荷,其表观断裂韧性值将依据破坏载荷进行有限元分析得 到。

2.2 试验结果

共计进行了 17 件试验件的复合型断裂韧性试验,其中 均选取三件试验件进行加载角度 α 为 0°、15°、30°、45°、 60°试验,选取两件试验件进行加载角度为75°的试验。图 5为该组试验件的结构断口形貌。该材料在静载拉伸和剪 切应力作用下,断口锋利明亮,非光滑曲面。随着角度增大, 结构破坏的断口偏转角度逐步增大,其试件的破坏载荷值和 偏转角度见表1。这与参考文献[11]的CTS试件试验结果 类似,趋势相同。



- 图 5 不同加载角度(0°、15°、30°、45°、60°)下试件的失稳破坏 模式
- Fig.5 Failure modes of specimens under different loading angles tests (0°, 15°, 30°, 45° and 60°)

表 1 复合型断裂韧性试验结果

Table 1 Fracture toughness results of mixed-mode loading tests

加载 角度 / (°)	序号	破坏载荷 /kN		开裂角/(°)	
		单件值	平均值	单件值	平均值
0	1	29.3	28.80	0	
	2	28.86		0	0
	3	28.23		0	
15	4	29.18	29.27	14	
	5	29.26		17.5	15.2
	6	29.38		14.0	
30	7	32.40	31.41	28.5	
	8	30.60		28	28.5
	9	31.24		29	
45	10	34.72	33.84	45	
	11	33.08		43.5	44.2
	12	33.73		44	
60	13	38.30	37.91	57	
	14	37.54		57	57.3
	15	37.90		58	
75	16	43.33	44.35	72	71
	17	45.38		70	/1

3 复合型裂纹问题有限元分析 3.1 有限元仿真模型

数值计算采用大型商用有限元软件 Abaqus 完成,有限 元模型如图 6 所示。考虑到试样厚度相比试件长度、宽度较 小,将试样简化为壳单元。由于本文根据 Richard 提出的标 准试样对加载孔半径及边距进行了一定调整,未采用常规的 复合加载 CTS 有限元模型^[6] 来计算,而对夹具及连接装置 均进行了模拟仿真。夹具与试样通过螺栓采用 Coupling 耦 合连接,在此将螺栓简化为梁单元。试样加载采用参考点加 载方式施加。夹具和螺栓材料为 30CrMnSiA,性能属性为 *E*=210000MPa, v=0.33,试件材料为 2024–T351,性能属性为 *E*=72000MPa, v=0.33。



图 6 有限元分析模型 Fig.6 Finite element model

为了验证有限元分析模型的正确性,针对 8000N作用 下裂纹长度为 35mm 的结构,对比分析了加载角度为 0° 时图 6 中 1#、2#、3# 点 Y 方向的应力,分析结果见表 2, 图 6 中 2# 点位于裂纹尖端前缘,与裂纹所在位置共线, 距裂尖 45mm, 1# 点与 3# 分别位于 2# 点正上、正下端位 置,距离 2# 点 20mm。由试验结果和分析结果可知,结构 应力分布基本均匀,裂纹尖端应力与加载端应力相比试 验最高误差仅为 6.14%,有限元分析结果与试验相比最 高误差仅为 4.36%,由此验证了本文有限元分析结果的正 确性。

表 2 CTS 结构 σ_y 应力的试验及分析结果对比 (0°, 8000N) Table 2 Comparisons of σ_y analysis and experimental results on CTS specimen (0°, 8000N)

点序号	试验结果 /MPa	仿真结果 /MPa	误差 /%
1	11.34	11.26	0.7
2	10.66	10.7	0.37
3	11.92	11.4	4.36

3.2 表观断裂韧性分析

根据已验证的有限元仿真模型,利用围线积分技术,获取不同加载角度失稳载荷作用下结构的应力强度因子,见表3。当加载角度为0°时,K_I与K_i相比基本为0,因此,可将此K_i作为结构的I型表观断裂韧性值,K_{iapp}=2210.86MPa·mm^{1/2}。由文献可知,厚度为5mm的2024-T351材料断裂韧性为3320.00MPa·mm^{1/2},平面应变断裂韧性为1106.80MPa·mm^{1/2},而本文求取的K_{iapp}处于两者之间,这与表观断裂韧性的定义相符。

随着加载角度的增大,加载载荷逐步增高,K₁增大,K₁₁ 减小,裂纹由以拉为主的拉剪复合转变为以剪为主的拉剪复 合。此外,在有限元模型分析中,采用最大周向应力准则预测 裂纹偏转角度,结果见表 3。除加载角度 15°之外,加载角度越 大,预测误差越大,当加载角度为 75°时,误差为 15.45%。

表 3 不同加载角度下 CTS 试件的应力强度因子分析 Table 3 Stress intensity factor analysis of CTS structure under different loading angle

加载 角度 / (°)	$\frac{K_{\rm l}}{({\rm MPa}\cdot{\rm mm}^{1/2})}$	$\frac{K_{\rm II}}{({\rm MPa}\cdot{\rm mm}^{1/2})}$	裂纹偏转角度 (最大周向应力 准则)/(°)	偏转角度 与试验相比 误差 /%
0	2210.86	0.12	0	0
15	2170.8	270.1	13.8	9.21
30	2088.4	560.15	26.8	5.96
45	1836.62	853.565	38.63	12.60
60	1454.09	1171.25	49.6	13.44
75	879.132	1528.3	60.03	15.45

4 断裂准则对比及结果分析

材料断裂准则是判别材料强度及其结构稳定性的重要 依据,建立一个正确有效的断裂准则是基础。国内外学者从 应力、应变和应变能角度建立了不同断裂准则,如最大周向 应力准则、最小应变能密度因子准则等,以求获取结构在承 受复杂载荷下裂纹的扩展角度及失稳扩展条件。参考文献[4] 指出,类似 MTS/SED 的传统断裂判据预测精度依赖于材料 的力学性质,即需考虑应力状态对临界极半径的影响,从而提 出基于常临界极半径的 von Mises 准则来预测结构失稳。

本节结合厚度为 5mm的 2024-T351 材料的复合型试验结果,对比分析了不同断裂准则在加载角度、破坏载荷及复合断裂韧度方面的预测结果,指出了针对本文结构工程应用方面较为贴合的准则,并提出了基于加载角度的破坏载荷公式,便于 CTS 结构剩余强度分析研究。

4.1 裂纹偏转角度

图 7 为不同断裂准则对裂纹偏转角度的预测结果。由

图 7 可知,试验角度与加载角度几乎呈线性变化,数值大小 相差不大。而通过对最大周向应力准则、Richard 准则、最 小应变能密度因子准则以及考虑塑性区影响的 von Mises 复合断裂准则对比, Richard 准则更为接近试验结果,当加 载角度小于 40°时,4项准则与试验结果较为接近,加载角 度为 15°时误差最低仅为 6.8%,但当加载角度大于 40°时, 4 项准则误差较为明显,尤其针对加载角度为 75°时情况更 为明显,误差最高达到 15%。误差原因分析主要在于两点: (1)断裂准则在理论推导中忽略了 T 应力的影响;(2) 断裂 准则中相关参数的选取依赖于结构的力学性质和相应的试 验数据。



图 7 不同断裂准则下复合型裂纹结构的裂纹偏转角度 Fig.7 Crack deflection angles of CTS specimens based on different fracture criterions

4.2 复合断裂韧度

复合断裂韧度通常表示在*K*_I/*K*_{IC}-*K*_{II}/*K*_{IC} 平面,在该平面上MTS 准则始终为唯一确定的曲线,不随试验材料的改变而改变。类似的 SED 准则在该平面上也为确定曲线,与除泊松比以外的材料性质无关。von Mises 准则虽然在复合裂纹的扩展阻力中引入了泊松比,但对于平面应力状态,参数为常数,同样与材料无关。Richard 准则基于试验结果拟合得到。因此,断裂判据预测断裂的精度依赖于材料的力学性质。图 8 为最大周向应力准则,Richard 准则,最小应变能密度因子准则以及考虑塑性区影响的 von Mises 复合断裂 准则在复合断裂韧度曲线方面与试验结果的对比。相比来说,在加载角度为 0°、15°及 30°时,最小应变能密度因子准则与 15°及 30°时,最小应变能密度因子准则与 von Mises 复合断裂准则与试验结果吻合较好,随着加载角度的增大,Richard 准则与最大周向应力在曲线趋势及断裂韧度值方面与试验吻合地较好,但均比试验结果偏小; 从工程应用角度来看,针对本文复合型裂纹结构,von Mises 复合断裂准则利于工程评估,预测结果既保守又误差偏小。





4.3 破坏载荷

当采用断裂准则预测临界载荷时,K_{IC}的选取对计算 结果有着至关重要的影响。无论是最大周向应力准则中的 K_{IC}、应变能密度因子临界值S_{er}、von Mises 复合断裂准则中 的 I 型裂纹标定的临界极半径r_{er},均需试验测定的K_{IC} 对破 坏载荷值进行预估。根据试验测定的K_{Iapp}值,结合第1节 断裂准则公式,本文获取了如图9所示的破坏载荷随加载角 度的变化曲线。随着加载角度绝度值的增大,破坏载荷逐步 增大,当结构为 II 型开裂时,破坏载荷达到最大。Richard 准 则与最大周向应力准则预测结果偏小,而最小应变能密度因 子准则与 von Mises 准则预测结果偏大,Richard 准则与试





验结果值吻合较好,但从工程应用角度看,试验结果较 von Mises 复合断裂准则预测值较为保守,可用于后续复合型裂纹结构的破坏载荷预估。

根据图9的预测结果,利用最小二乘法对曲线拟合。 在此提出针对本文的复合型裂纹结构,可采用式(15)进行 破坏载荷评估:

 P_{破坏}=-20.47cos (α) +48.93
 (15)

 式中:α为复合型裂纹结果加载角度。通过对不同加载角度

的评估,式(15)与试验结果吻合较好。

根据式(15),当α=90°时,复合型裂纹结构 II 型应力强 度因子占据主导,结构为 II 型开裂, P_{破坏}=48930N。通过有限元 分析模型预测, K=2210.86MPa·mm^{1/2}, K_{II}=1754.94MPa·mm^{1/2},因 此,可近似认为厚度为 5mm 的 2024-T351 材料的 II 型表观断 裂韧性值为1754.94MPa·mm^{1/2},且 K_{Iapp}/K_{IIapp}=1.26。Richard 在参考文献 [6] 中曾提到针对厚度为 10mm 的 2024-T351 材料,复合型裂纹结构(宽度为 90mm,初始裂纹长度为 42.5mm)的 K_{Iapp}/K_{IIapp}=1.155。因此,由于本文裂纹长度及试 件厚度不同,I型表观断裂韧性和 II 型表观断裂韧性比值有 一定的变化,但量值相差不大。

5 结论

针对复合型 CTS 裂纹结构,本文采用有限元分析和试验 对已有的若干复合型断裂准则:最大周向应力准则、最小应 变能密度因子准则、基于常临界极半径的 von Mises 断裂准则、 Richard 相对应力强度因子准则等进行了研究;通过 CTS 试件 试验数据与理论预测值、有限元模型预测数据对比,可得:

(1)本文建立的有限元模型与试验结果有较好的一 致性,可用于 CTS 试件的表观断裂韧性评估。通过分析, 厚度为 5mm 的 2024-T351 试件的 I 型表观断裂韧性值为 2210.86MPa • mm^{1/2}, II 型表观断裂韧性值为 1754.94MPa • mm^{1/2}, 且 K_{Iapp}/K_{IIapp}=1.26。

(2)随着加载角度绝对值的增加,复合型裂纹结构的破坏载荷和裂纹开裂角逐步增大,裂纹由以拉为主的拉剪复合转变为以剪为主的拉剪复合,Ⅰ型应力强度因子逐步向Ⅱ型应力强度因子转变。

(3) 无论是破坏载荷、复合断裂韧度及裂纹开裂角, Richard 相对应力强度因子准则与试验结果吻合较好,但破 坏载荷预测值偏小。von Mises 复合断裂准则较适合 CTS 试验件的性能工程评估,试验结果比预测值保守。

(4)本文提出了基于加载角度的 CTS 试件破坏载荷公式,简单实用,便于 CTS 结构的剩余强度评估。

参考文献

- Williams J G, Ewing P D. Fracture under complex stress-the angled crack problem[J]. International Journal of fracture, 1972 (8): 441–446.
- [2] Erdogan F, Sih G C. On the crack extension in plates under plane loading and transverse shear[J]. Journal of Basic Engineering, 1963, 85: 519–525.
- [3] Sih G C. Strain energy density factor applied to mixed mode crack problems[J]. International Journal of Fracture, 1974 (10): 305–321.
- [4] 任利,朱哲明,谢凌志,等.复合型裂纹断裂的新准则[J].固体 力学学报,2013,34 (2):31-37.
 Ren Li, Zhu Zheming, Xie Lingzhi, et al. New fracture criterion for mixed mode cracks[J]. Chinese Journal of Solid Mechanics, 2013,34 (2):31-37. (in Chinese)
- [5] Qian J, Fatemi A. Mixed mode fatigue crack growth: a literature survey[J]. Engineering Fracture Mechanics, 1996, 55 (6): 969–990.
- [6] Richard H A, Schramm B, Schirmeisen N H. Cracks on mixed mode loading – theories, experiments, simulations[J]. International Journal of Fatigue, 2014, 62: 93–103.
- [7] Richard H A. Safety estimation for construction units with cracks

under complex loading[J]. International Journal of Materials & Product Technology, 1988 (3): 326–338.

- [8] Demir O, Ayhan A O. Investigation of mixed mode–I/II fracture problems-Part 2: evaluation and development of mixed mode-I/II fracture criteria[J]. Fracture of Engineering Materials and Structures, 2016, 35: 340–349.
- [9] Banks-Sills L, Arcan M. An edge-cracked mode II fracture specimen[J]. Experimental Mechanics, 1983, 23: 257–261.
- [10] Demir O, Ayhan A O, Iric S. A new specimen for mixed mode-I/II fracture tests: modeling, experiments and criteria development[J]. Engineering Fracture Mechanics, 2017, 178: 457–476.
- [11] Husaini, Kishimoto K. Investigations of the mixed mode crack growth behavior of an aluminum alloy[J]. ARPN Journal of Engineering and Applied Sciences, 2016, 11 (2): 885–890.

作者简介

苏少普(1983-)女,博士,高级工程师。主要研究方向:飞 机金属结构耐久性/损伤容限分析方法研究。 Tel:029-88268413 E-mail:shaopu_su@sina.com

Analysis of Mixed-mode I–II Fracture Criterions Based on Apparent Fracture Toughness

Su Shaopu*, Cao Shusen, Liao Jianghai, Dong Dengke AVIC Aircraft Strength Research Institute, Xi'an 710065, China

Abstract: The residual strength and initial crack opening direction of Compact Tension Shear (CTS) specimens of I/ II crack structure were studied based on theoretical analysis and experiments. In view of the proposed failure load for CTS structure, the apparent fracture toughness of mixed mode I-II crack structure can be obtained by Finite Element Model (FEM), which has a good agreement with experimental results. Compared the existing fracture criterion with experimental results in crack opening angle, limit load and mixed-mode fracture toughness, mixed model fracture toughness based on von Mises yield stress is most fit to engineering analysis, which provides a strong support for the carrying load capability analysis of mixed mode crack structure.

Key Words: apparent fracture toughness; mixed mode fracture criterions; mixed mode I-II cracks; compact tension shear specimen; crack opening angle

Received:2018-01-04;Revised:2018-01-19;Accepted:2018-03-09Foundation item:Aeronautial Science Foundation of China (2016ZA23011)*Corresponding author.Tel.:029-88268413E-mail:shaopu_su@sina.com