

CSM玻璃钢层间剪切断裂

中国科学院力学研究所 张双寅

曼彻斯特大学理工学院机械工程系 Soden, P. D., Soden, P. M.,

摘 要

本文对CSM-GRP层间剪切断裂用实验与分析方法进行了研究。用英国标准BS4994规定的双槽试件拉剪法测量了层间剪切强度 (ILSS)。用有限元法计算了应力分布、损伤扩展和复合型应力强度因子。并讨论了BS4994规定的这一试验方法的可靠性。

一、引 言

切短玻璃纤维毡 (Chopped Strand Mat—CSM) 增强聚酯玻璃钢广泛用于化工压力容器与管道。层间剪切强度是进行这类结构设计的重要参数之一。在英国标准^[1] (BS4994, 1973) 关于GRP压力容器设计规范中规定了测量层间剪切强度的双槽试件拉剪法。近年来一些作者研究了这一方法的可靠性^[2,3]。本文的目的在于进一步检验这一试验方法对测定CSM-GRP的ILSS的适用性。文章主要分为实验研究与有限元分析两个部分。

二、实验研究

1. 材料与试件

CSM-GRP板材是由塑料设计与工程公司 (Plastics Design and Engineering Limited) 提供的。CSM是由Fabmat PB提供的, 每层毡的玻璃纤维重量为 $450\text{g}/\text{m}^2$ 。基体是Scott Bader Ltd制造的Crystic 491PA聚酯树脂。板材是由9层CSM铺叠而成。玻璃纤维的 V_f 约为30%。

28个试件是由3块不同的板材上切成的, 共分成5组。双槽是用薄片铣刀铣切而成, 槽宽1.5mm, 槽深按BS4994规定等于或稍大于厚度之半。试件形状如图1所示。

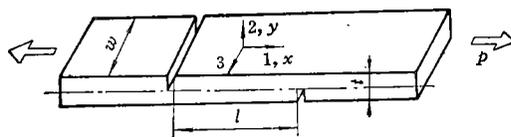


图1 双槽拉剪试件

1985年5月25日收到。

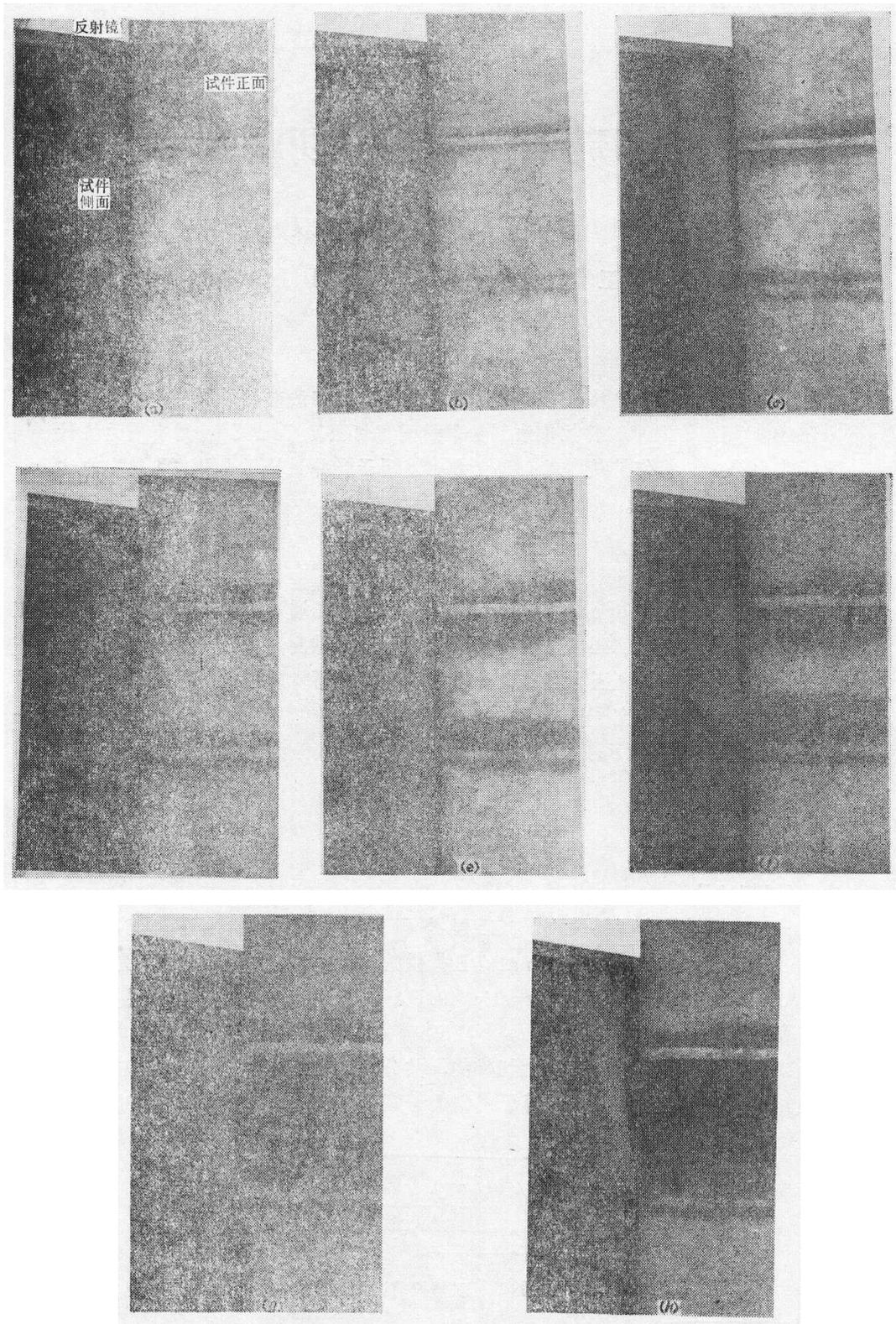


图 2 表示裂纹扩展的 8 帧照片, $\sigma_{\infty} = 12\% \sigma_f$

2. 实验程序

试验用 Instron 试验机进行。加载横梁速度为 $1 \sim 2.54 \text{ mm/min}$ 。拉剪试验采用 Instron 标准夹头；压剪夹头为仿 Instron 标准夹头。载荷~伸长（横梁位移）曲线自动记录。对一些试件的裂纹扩展进行了拍照或录相。

3. 实验结果

图 2 是 8 张表示裂纹扩展的照片。照片显示了试件正面与侧面的图像，侧面像是用镜子反射拍下来的。在载荷为破坏载荷的 $10 \sim 15\%$ 时，在槽底角点处就开始有损伤与裂纹发生。裂纹在槽底内侧角点萌生，开始沿剪切面开裂，但很快偏转一个角度，接着又沿载荷方向扩展，形成阶梯式的裂纹，最后沿载荷方向扩展到另一槽，试件最后破坏。总的裂纹偏角大约为 15° 。试件破坏后，断口非常粗糙，很多纤维连着裂纹两侧。图 3 上两帧照片表示了拉剪试验与压剪试验的对比，可以看出二者都有明显的弯曲变形。

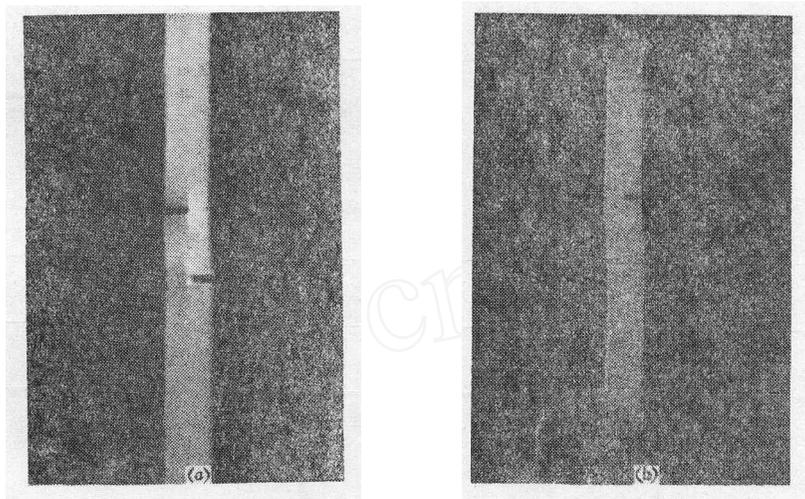


图 3 拉剪与压剪试验的对比
(a) 拉剪试验；(b) 压剪试验。

表 1 第一组试件的试验结果

试件号码	厚度 t (mm)	宽度 w (mm)	剪切面长度 l (mm)	最大载荷 P (kN)	剪切强度 $P/(wl)$ MPa
1	8.4	24.95	12.0	4.67	15.6
2	8.3	25.0	12.1	4.81	15.9
3	8.25	24.91	12.5	4.63	14.8
4	8.4	24.9	12.1	4.45	14.75 ^①
5	8.45	25.0	12.0	4.27	14.2
板材号码	试验方法	玻纤重量比	剪切强度平均值		标准偏差
1	拉 剪	34.6%	15.13		0.77

① 试件未破坏，当载荷等于 4.45kN 时停止加载，平均值未包括此值。

二十八个试件的试验结果,分五组列于表1到表5。试验值一致性很好,每组结果的标准差很小。剪切强度定义为最大载荷除以试件受剪面积。对所有拉剪试验,破坏载荷大致相同;具有较长受剪面的试件剪切强度较小。请注意,表1中试件 $l=12\text{mm}$,表3中试件 $l=25\text{mm}$,二者是从同一块板材上切下来的。比较表1、表2与表4得知,具有较低纤维含量的试件倾向于有较低的剪切强度。比较同一块板材切下的、具有相同剪切面长度的试件,拉剪试验的强度值小于压剪试验的结果。

表2 第二组试件的试验结果

试件号码	厚度 t (mm)	宽度 w (mm)	剪切面长度 l (mm)	最大载荷 P (kN)	剪切强度 $P/(w \cdot l)$ MPa
1	11.68	24.95	12.5	4.21	13.49
2	12.15	25.08	12.8	3.56	11.08
3	11.79	24.92	13.5	4.21	12.5
4	12.2	24.95	15.0	3.64	9.71 ^①
5	11.79	25.03	14.5	3.78	10.41
6	12.17	25.02	13.0	3.69	11.34
板材号码	试验方法	玻纤重量比	剪切强度平均值		标准偏差
2	拉剪	25.8%	11.76		1.2

① 试件未破坏,载荷为3.64kN时停止加载,平均值未包括此值。

表3 第三组试件的试验结果

试件号码	厚度 t (mm)	宽度 w (mm)	剪切面长度 l (mm)	最大载荷 P (kN)	剪切强度 $P/(w \cdot l)$ MPa
1	8.69	25.8	25.0	4.14	6.42 ^①
2	8.89	24.7	24.4	4.0	6.64
3	8.66	25.06	24.4	4.3	7.04
4	8.92	24.71	24.7	4.18	6.85
5	8.33	25.02	25.0	4.29	6.85
6	8.28	25.08	23.5	4.59	7.79
7	8.27	24.55	24.0	4.29	7.28
板材号码	试验方法	玻纤重量比	剪切强度平均值		标准偏差
1	拉剪	34.4%	7.07		0.41

① 试件未破坏,载荷为4.14kN时卸载,平均值未包括此值。

表 4 第四组试件的试验结果

试件号码	厚度 t (mm)	宽度 w (mm)	剪切面长度 l (mm)	最大载荷 P (kN)	剪切强度 $P/(wl)$ MPa
1	9.1	24.88	12.0	3.73	12.45
2	8.87	24.95	12.5	3.78	12.06
3	8.98	24.75	13.2	3.66	11.17
4	8.88	25.06	13.0	3.87	11.86
5	8.31	25.03	12.5	4.56	14.6
板材号码	试验方法	玻纤重量比	剪切强度平均值		标准偏差
3	拉 剪	32.3%	12.43		1.2

表 5 第五组试件的试验结果

试件号码	厚度 t (mm)	宽度 w (mm)	剪切面长度 l (mm)	最大载荷 P (kN)	剪切强度 P/wl (MPa)
1	8.27	25.02	11.5	5.59	19.4
2	8.16	25.75	13.0	5.2	16.17 ^①
3	8.59	25.01	12.0	5.4	17.45
4	8.81	24.94	12.20	5.35	17.54
5	8.98	25.04	11.7	5.44	18.52
板材号码	试验方法	玻纤重量比	剪切强度平均值		标准偏差
3	压 剪	31.4%	18.22		0.93

① 试件未破坏, 载荷为 5.2kN 时卸载, 平均值未计此值。

三、有限元分析

采用二维八节点四边形等参元。用元素的正常型式计算了应力沿剪切面分布与损伤区扩展; 用坍塌 (Collapsed) 三角形四分之一奇异元计算了复合型应力强度因子 K_{II} 与 K_{I} 。

1. 材料模型

假定材料是均质的, 在 1、2 平面内 (见图 1) 为正交异性。其弹性常数为: $E_{11}=9.81\text{GPa}$, $E_{22}=5.20\text{GPa}$, $\nu_{12}=0.34$, $G_{12}=1.43\text{GPa}$ 。(E 玻璃纤维的重量比为 37%)。^[4,5]

2. 边界条件

试件一端为固支条件; 另一端受一均布拉力, 横截面可以自由转动, 但截面中心的横向位移被约束为零。

3. 试件变形与应力分布

用图 4 所示之有限元网格 (I) 计算了试件变形与应力分布。图 5 是变形后的图象。可以看出试件的弯曲变形与试验照片相似。图 6 是沿剪切面的垂直正应力与剪应力分布

曲线, 横坐标是剪切面方向, 原点是凹槽底部角点。剪切面长度为 25mm, 图中横坐标为 12.5mm 处是剪切面中点。由曲线可知, 在槽底附近有很大的应力集中, 正是 σ_2 与 τ 的这样大的应力集中引起材料在很小载荷水平下开始发生损伤与裂纹; 也正是这种应力集中促成材料破坏。BS4994 定义剪切强度为平均层间剪应力的最大值 τ_{\max} , 意味着它假定剪应力是均布的。因此不同长度剪切面试件测出不同的剪切强度。



图4 计算应力分布的有限元网格 (I)

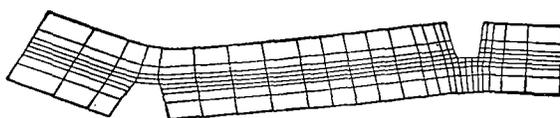


图5 网格 (I) 变形后的形状

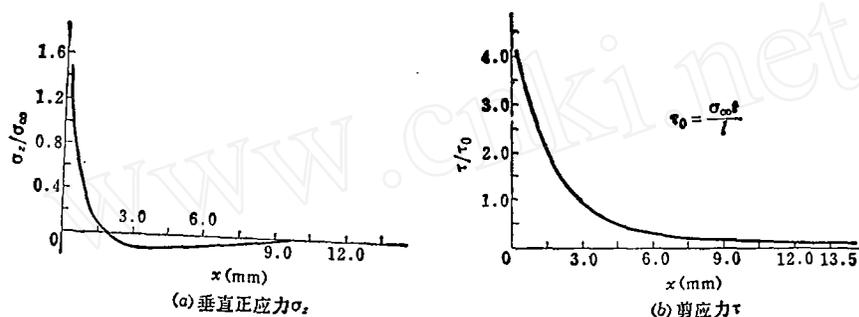


图6 应力分布曲线

4. 裂纹萌生的预测与损伤区的计算

用有限元网格 (I), 对剪切面长度为 $l = 25\text{mm}$ 的试件计算了裂纹萌生强度与损伤区的扩展, 在每个单元中可以计算 25 个点的应力值 (包括 9 个高斯点与 8 个节点)。在每级载荷下, 寻找最大应力值与最大应力点。如果这点应力值大于临界值, 则那点材料破坏, 产生损伤 (或称微裂纹), 在计算中采用了如下破坏准则^[6]

a. 最大应力破坏准则

$$\left. \begin{aligned} \sigma_1 &\leq \sigma_{1c} \\ \sigma_2 &\leq \sigma_{2c} \\ \tau &\leq \tau_c \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

b. Norris 畸变能破坏准则

$$\phi = \sqrt{\left(\frac{\sigma_1}{\sigma_{1c}}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_2}{\sigma_{2c}}\right)^2 + \left(\frac{\tau}{\tau_c}\right)^2 - \frac{\sigma_1\sigma_2}{\sigma_{1c}\sigma_{2c}}} \leq 1 \quad (2)$$

其中 σ_1 、 σ_2 与 τ 分别为平行正应力, 垂直正应力和剪应力; σ_{1c} 、 σ_{2c} 与 τ_c 为它们的临界值, 根据有限的实验数据^[4,5], 假定

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{1c} &= 120\text{MPa} \\ \sigma_{2c} &= 9\text{MPa} \\ \tau_c &= 29\text{MPa} \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

应该指出, σ_{2c} 与 τ_c 的值不十分有把握。

用不同破坏准则计算得初始破坏点均为槽底内侧角点。但预测的初始强度不同(见表 6)。畸变能破坏准则预测了最小的初始破坏强度, 而最大应力准则预测了横向拉伸破坏, 其强度稍大于畸变能预测的结果。

表 6 初始破坏强度预测值

破坏准则	$\sigma_1 \leq \sigma_{1c}$	$\sigma_2 \leq \sigma_{2c}$	$\tau \leq \tau_c$	$\Phi \leq 1$
初始破坏强度 MPa	20.2	2.45	11.11	2.1

当应力(或应力因数 Φ) 满足准则(1)与(2)时, 材料破坏, 相应的材料模量必须改变, 假定

$$\left. \begin{aligned} \text{当 } \tau &\geq \tau_c, G_{12} = 0 \\ \text{当 } \sigma_2 &\geq \sigma_{2c}, E_2 = \nu_{21} = 0 \\ \text{当 } \sigma_1 &\geq \sigma_{1c}, E_1 = \nu_{12} = 0 \\ \text{当 } \Phi &\geq 1, E_1 = E_2 = G_{12} = \nu_{12} = \nu_{21} = 0 \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

该单元其他点材料性质不变, 重新计算刚度矩阵, 再计算各点应力值; 再寻找下一个最大应力值与最大应力点, 损伤区扩展方向即可求得。

遵循上述步骤计算了损伤扩展过程。由不同准则(1)与(2)预测的裂纹初始扩展方向均为沿剪切面方向, 这与照片所示结果一致。进行重复迭代, 算出了损伤区扩展。由于本计算中, 某点材料破坏之后, 它并没有在此点分开, 而仍然连在一起, 所以称为损伤区(或微裂纹区)。用 $\Phi \leq 1$ 与 $\tau \leq \tau_c$ 二准则计算的损伤区形状与大小表示在图 7 与

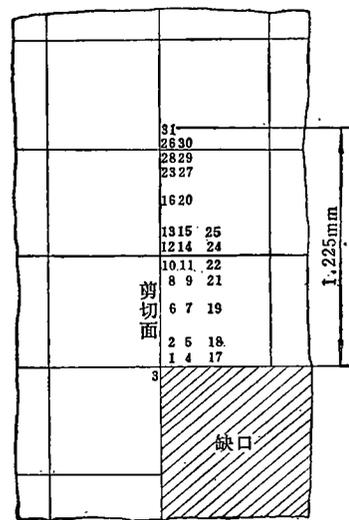
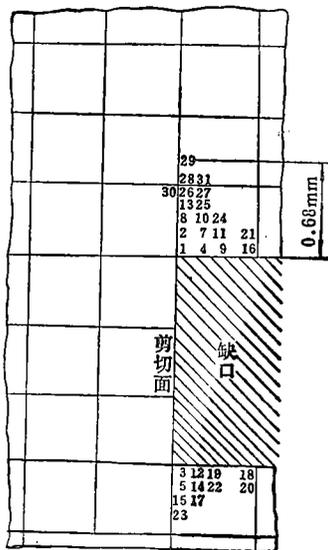


图 7 用 $\Phi \leq 1$ 准则计算的损伤区, $\sigma_{\infty} = 3.3\text{MPa}$ 图 8 用 $\tau \leq \tau_c$ 准则计算的损伤区, $\sigma_{\infty} = 15.2\text{MPa}$

图 8 上, 图中号码表示损伤的发展顺序。

当槽底角点处产生损伤后, 应力重新分布, 图 9 与图 10 是用 $\Phi \leq 1$ 与 $\tau \leq \tau_c$ 二准则计算的有损伤区之后的应力分布。可见在损伤区内, 应力集中消失。

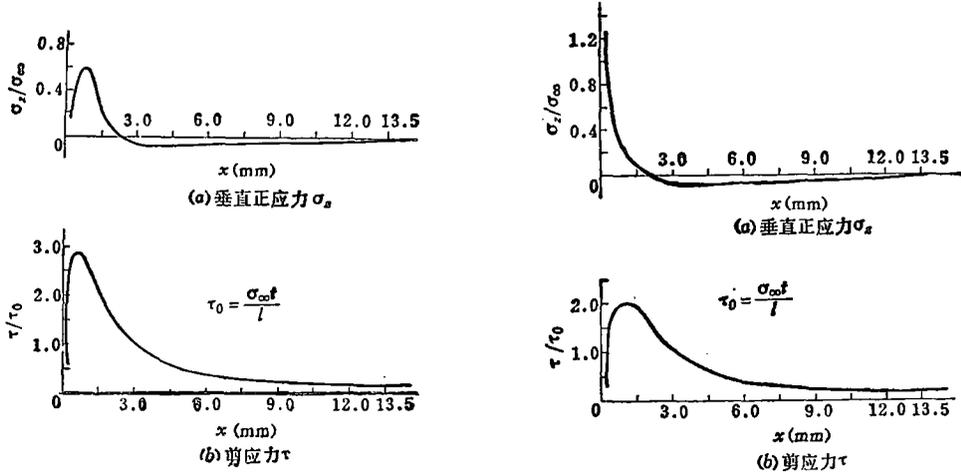


图 9 损伤后应力曲线, $\Phi \leq 1$, $\sigma_\infty = 3.3\text{MPa}$

图 10 损伤后应力曲线, $\tau \leq \tau_c$, $\sigma_\infty = 15.2\text{MPa}$

5. 复合型应力强度因子

用图 11 所示之有限元网格 (I) 计算了复合型应力强度因子 K_I 与 K_{II} 。在网格 (I) 中, 沿剪切面有一条理想裂纹。在裂纹附近有 24 个特殊元素, 围绕裂纹顶点是 8 个三角形 $\frac{1}{4}$ 点奇异元。应该指出三角形奇异元的应变场可以有不同奇性。当处于裂纹顶点的重叠的三个坍塌 (Collapsed) 节点被约束产生相同位移时, 它有 $\frac{1}{\sqrt{r}}$ 阶奇性; 若这三个节点自由位移时, 它的奇性是 $\frac{1}{r}$ 。本文采用节点位移约束技术, 使所有处于裂纹顶点的重叠节点都具有相同位移, 计算了 K_I 与 K_{II} 。

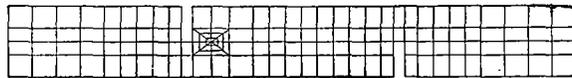


图 11 计算应力强度因子的有限元网格 (I)

应力强度因子 K_I 与 K_{II} 和裂纹附近位移场之间的关系由下式表示⁽⁷⁾

$$U_r = K_I \sqrt{\frac{2r}{\pi}} R_e \left[\frac{1}{\mu_1 - \mu_2} (\mu_1 p_1 \sqrt{\cos\theta + \mu_2 \sin\theta} - \mu_2 p_1 \sqrt{\cos\theta + \mu_1 \sin\theta}) \right] + K_{II} \sqrt{\frac{2r}{\pi}} R_e \left[\frac{1}{\mu_1 - \mu_2} (p_2 \sqrt{\cos\theta + \mu_2 \sin\theta} - p_1 \sqrt{\cos\theta + \mu_1 \sin\theta}) \right] \quad (5)$$

$$U_\theta = K_I \sqrt{\frac{2r}{\pi}} R_e \left[\frac{1}{\mu_1 - \mu_2} (\mu_1 q_2 \sqrt{\cos\theta + \mu_2 \sin\theta} - \mu_2 q_1 \sqrt{\cos\theta + \mu_1 \sin\theta}) \right] + K_{II} \sqrt{\frac{2r}{\pi}} R_e \left[\frac{1}{\mu_1 - \mu_2} (q_2 \sqrt{\cos\theta + \mu_2 \sin\theta} - q_1 \sqrt{\cos\theta + \mu_1 \sin\theta}) \right] \quad (6)$$

其中 μ_1 与 μ_2 是方程 (7) 的两个不等复根, 它们总是成对出现如 μ_1 与 $\bar{\mu}_1$ 和 μ_2 与 $\bar{\mu}_2$ 。

$$a_{11}\mu^4 - 2a_{16}\mu^3 + (2a_{12} + a_{66})\mu^2 - 2a_{26}\mu + a_{22} = 0 \quad (7)$$

p_i 与 q_i 由下列二式定义:

$$p_i = a_{11}\mu_i^2 + a_{12} - a_{16}\mu_i \quad (8)$$

$$q_i = a_{12}\mu_i + a_{22}/\mu_i - a_{26} \quad (9)$$

其中 a_{ij} 为柔度系数,

$$\varepsilon_i = \sum a_{ij}\sigma_j \quad (10)$$

利用两个裂纹面 ($\theta = \pm \pi$) 的位移计算 K_I 与 K_{II} 是最方便的途径

$$K_I(\pi) = \sqrt{\frac{\pi}{2r_0}} \frac{U_\theta(r_0, \pi)}{F_I}, \quad \theta = \pi \quad (11)$$

$$K_I(-\pi) = \sqrt{\frac{\pi}{2r_0}} \frac{U_\theta(r_0, -\pi)}{F_I}, \quad \theta = -\pi \quad (12)$$

$$K_I = \frac{K_I(\pi) + K_I(-\pi)}{2} \quad (13)$$

$$K_{II}(\pi) = \sqrt{\frac{\pi}{2r_0}} \frac{U_r(r_0, \pi)}{F_{II}}, \quad \theta = \pi \quad (14)$$

$$K_{II}(-\pi) = \sqrt{\frac{\pi}{2r_0}} \frac{U_r(r_0, -\pi)}{F_{II}}, \quad \theta = -\pi \quad (15)$$

$$K_{II} = \frac{K_{II}(\pi) + K_{II}(-\pi)}{2} \quad (16)$$

其中 F_I 与 F_{II} 为与材料常数有关的系数, 可以从公式 (5) 到 (10) 计算得到。

裂纹顶端附近的极坐标系如图 12 所示。

从公式 (11) 到 (16) 可知, 不同 r_0 值对应不同的 K_I 与 K_{II} 值。为求 $r_0 = c$ 处的 K_I 与 K_{II} , 可用线性外插法。但外插法有一定随意性, 会造成误差。本文采用与文献 [8] 给出的相似的公式 (17) 与 (18), 这两个公式是从三角形 $\frac{1}{4}$ 点奇异元的构造公式导出来的, 可以算出较精确的结果。

$$K_I = \frac{\sqrt{\pi}}{F_I \sqrt{2}} \left(\frac{4U_{\theta}|_B - U_{\theta}|_C}{\sqrt{L}} \right) \quad (17)$$

$$K_{II} = \frac{\sqrt{\pi}}{F_{II} \sqrt{2}} \left(\frac{4U_r|_B - U_r|_C}{\sqrt{L}} \right) \quad (18)$$

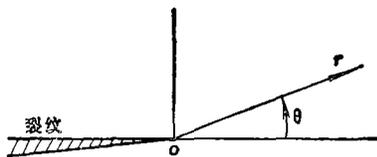


图12 裂纹顶端极坐标

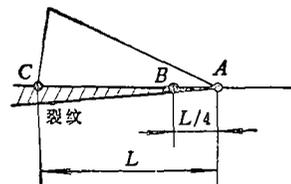


图13 三角形奇异元

其中 $U_{\theta}|_B$, $U_{\theta}|_C$, $U_r|_B$ 与 $U_r|_C$ 分别为图 13 上 B 点与 C 点处的周向与径向位移。

利用网格 (II) 计算的变形图绘于图 14, 将图 14 的位移值代入公式 (17) 与 (18)

得到 K_I 与 K_{II} 的计算值。再对 K_I 与 K_{II} 用图 14 中的裂纹长度 a 与外载荷进行无量纲化, 将结果列入表 7。

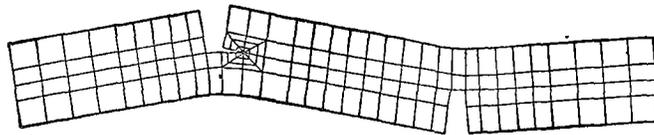


图14 裂纹开裂变形图

表 7 应力强度因子计算值

无量纲应力强度因子	临界应力强度因子
$K_I/(\sqrt{a} \cdot \sigma_\infty) = 1.383$	$K_{Ic} = 72.3 \text{ N/mm}^{3/2}$
$K_{II}/(\sqrt{a} \cdot \sigma_\infty) = 2.285$	$K_{IIc} = 119.4 \text{ N/mm}^{3/2}$

利用 K_I 与 K_{II} 的计算值, 结合拉剪试验测定的临界裂纹长度 $a_c = 6.5 \text{ mm}$ 和断裂载荷 $\sigma_f = 20 \text{ MPa}$, 得到了材料在这种受力形式下的复合型临界应力强度因子 K_{Ic} 与 K_{IIc} 。(参见表 7)。

四、结 论

1. 本文对 BS4994 规定的双槽试件测定 CSM 玻璃钢层间剪切强度的可靠性进行了研究。实验表明, 所测的表观剪切强度值明显依赖于试件的剪切面长度。剪切面长度大的试件剪切强度小。由此可以推论, 此方法测得的剪切强度似乎不可直接用于工程设计。

2. 无论拉剪试验还是压剪试验, 试件都发生很大的弯曲变形, 有很大的垂直正应力; 压剪时垂直正应力为压应力, 所以压剪法测定的剪切强度值比较大。

3. 有限元计算结果表明, 在槽底附近有很大的应力集中, 这个应力集中引起材料损伤、开裂与破坏; 也是表观剪切强度值依赖剪切面长度 l 值的主要原因。

4. 用 FEM 根据不同的破坏准则计算了初始破坏强度, 损伤扩展及损伤后应力分布, 对揭示材料的破坏机理有一定参考价值。此外用等参奇异元计算了复合型应力强度因子 K_I 与 K_{II} ; 并且基于实验数据估算了材料的复合型断裂韧度 K_{Ic} 与 K_{IIc} 。

参 考 文 献

- [1] BS 4994 Specification for vessels and tanks in reinforced plastics, BSI, London, (1973).
- [2] Markham, M. F. and Dawson, D., Interlaminar shear strength of fibre reinforced composites. Composites, 6, (1975), pp. 173-176.
- [3] Zhang Shuangyin, A study on interlaminar shear strength of composites, Proc. 4th inter. conf. on mech. behaviour of materials, ICM-IV, held in Stockholm, Sweden, Aug. (1983), Vol. 1, pp. 565-571.
- [4] Barton, D. C. and Soden, P. D., Short-term in-plane stiffness and strength properties of CSM reinforced polyester laminates, Composites, 13, (1982), pp. 66-78.
- [5] Kitching, R., Tan, A. L. and Abu Mausour, T. M. N., The influence of through thickness properties on glass reinforced plastic laminated structures, Composite Structures, 1, (1984), pp. 105-151.
- [6] Owen, M. J., Biaxial failure of GRP-Mechanisms, Modes and Theories, Composite Structures 2. Proc. 2nd Inter. Conf. Composite Structures, held at Paisley College of Technology, Scotland, 14-16, Sept. 1983. Applied Science Publisher, (1983), pp. 21-39.

- [7] Wang, S. S., Yau, J. F. and Corten, H. T., A mixed-mode crack analysis of rectilinear anisotropic solids using conservation laws of elasticity. *Inter. Jour. Fracture*, 16, (1980), pp. 247-259.
- [8] Shih, C. F., Delrenzi, H. G. and Gergen, M. D., Crack extension modelling with singular quadratic isoparametric elements, *Inter. Jour. Fracture*, 12, (1976), pp. 647-651.

INTERLAMINAR SHEAR FRACTURE OF CSM-GRP

Zhang Shuangyin

(Institute of Mechanics, Academia Sinica)

Soden, P. D., Soden, P. M.

(Department of Mechanical Engineering, UMIST, U.K.)

Abstract

Interlaminar shear fracture of chopped strand mat glass fibre reinforced polyester laminates (CSM-GRP) was studied both experimentally and analytically. The double grooved specimens were used to measure the interlaminar shear strength (ILSS). The length of the shear surface of the specimen was found to have a significant effect on the experimental results of ILSS. Compression-shear specimens gave larger ILSS than tension-shear specimens. The panels with lower mass fraction of fibres tended to have lower ILSS.

2-dimensional 8-node quadrilateral isoparametric elements were adopted in the FEM analysis. The stress distributions along the shear surface were calculated using normal elements. The results indicated that there were large stress concentrations of both shear stress and transverse normal stress at the corners of the two notches. It is the occurrence of these stress concentrations that causes the damage, cracking and failure of the materials. This explains the effect of the shear surface length on the measured ILSS.

The damage initiation and extension were predicted with FEM using two different failure criteria: the maximum stress criterion and the distortional energy criterion. The distortional energy criterion predicted an earlier failure.

By making use of the collapsed triangular quarter point singular elements, the mixed-mode stress intensity factors K_I and K_{II} were calculated. Then, the critical stress intensity factors K_{Ic} and K_{IIc} were estimated through the combination of calculated results of K_I and K_{II} and test results of the critical crack length a_c and fracture load. Finally, the suitability of the test method specified by BS 4994, 1973 for measuring ILSS of CSM-GRP was evaluated.