T300/QY8911 十字叠层复合材料冲击损伤与破坏的实验研究

李国耀 蔡忠龙 张双寅
（香港城市理工学院物理与材料科学系） （香港理工学院应用物理系） （中国科学院力学研究所，北京 100080）

摘 要 对 T300 碳纤维增强 QY8911 双马来酰亚胺树脂十字叠层复合材料的冲击损伤与破坏特性进行了实验研究。采用落锤（自由落体）冲击试验方法，测定了三类铺层结构板材的冲击破坏强度和冲击损伤能量门槛值；将冲击强度与破坏模式和静态三点弯曲情况做了对比。用宏、细观方法检测了冲击损伤特性。对低于门槛值的冲击动力学行为给出了分析模型。

关键词 冲击实验，十字叠层板，冲击门槛值，损伤与破坏

1 引 言

层合板复合材料对横向冲击十分敏感，即使冲击能量较低、受冲击表面未留下可见缺陷的情况下，也常会在其内部发生细（微）观损伤，大大降低承载能力。所以近年来，对这类材料的冲击损伤行为进行了日益深入的研究[1,2,3]。迄今已建立了多种冲击试验方法，例如轻气炮、Hopkinson 杆、摆锤与自由落体冲击手段。由于自由落体冲击能较好地再现维修工具、地面石子与空中飞鸟对飞行器复合材料的冲击现象，本文采用了这一方法。

T300 碳纤维增强双马来酰亚胺树脂层合板是一种有前途的，适于航空、航天应用的复合材料。文献[4]对 QY8911 的韧性进行了研究。这里对三种铺设结构层合板的抗冲击性能进行了较详细的实验研究，对评定 QY8911 树脂的抗冲击特性提供了更多的数据。为了节省材料，采用三点弯曲梁冲击试件。作为预备试验，也进行了准静态三点弯曲试验，并将结果做了对比。通过改变冲击速度确定了冲击门槛值；对于低于门槛值的冲击动力学行为提出了一个简谐振动分析模型。此外，用宏观与细观方法对板材的损伤模式进行了观测。结果表明，铺层结构不同，冲击强度也不同。

2 实验研究

2.1 材料与试件

三类层合板的铺层顺序为：$[0/90_3/0_3/90_3/0_3/90_3/0_3/90_3/0_3]T$，$[0_2/90_4/0_4/90_2]_s$，$[0/90/0/90/\cdots\cdots]T_{24}$，它们分别被标为 B、C 和 D 类层合板。B、D 类板材包含 23 层预浸料，而 C 类有 24 层。碳纤维重量比为 60%～66%，三点弯曲梁试件用低速金钢石圆盘锯由板材切割而成，名

本文于 1994 年 5 月 16 日收到修改稿，1994 年 1 月 30 日收到初稿

又尺寸为 50×12×3mm。

2.2 准静态弯曲试件

为了进行比较研究，冲击试验前先做了静态试验，尝试了几种三点弯曲跨距 L 以突出材料的抗分层损伤特性。L 值可用后边介绍的短梁理论来确定。试验在 Instron 试验机上完成，可自动记录载荷 P～位移 δ 曲线，由 P 与 δ 值可以计算弯曲模量 E_{11}，破坏应力 σ 以及层间剪应力 τ。试验结果列于表 1。它们的计算公式为众所周知[5]，为便于讨论列于下边

$$\sigma = \frac{3PL}{2bh} \tag{1}$$

$$\tau = \frac{3P}{4bh} \tag{2}$$

式中 b，h 分别为梁的宽度和厚度。表中同时给出了 σ 与 τ 的值，应该指出三类试件破坏模式不同，它们的物理意认有所不同。

表 1　静态弯曲试验结果

试件类别	试件件数	跨距 L/mm	最大挠度 δ/mm	破坏载荷 P/kN	弯曲模量 E_{11}/GPa	破坏正应力 σ/MPa	破坏层间剪应力 τ/MPa	破坏模式
B	1*	34.0	1.47	1.80	51.9	983.0	39.6	层间剪切
	2*	30.0	0.96	1.80	47.2	865.0	39.6	
	4*	25.8	1.48	1.47	46.5	871.0	32.9	
	平均				48.5	906.0	37.4	
C	2*	33.18	0.66	1.86	57.7	881.7	39.2	层间剪切
	3*	35.85	1.36	1.69	51.7	957.8	39.8	
	4*	37.18	1.02	1.58	64.2	964.9	37.5	
	平均				57.9	934.8	38.8	
D	6*	24.8	1.21	3.30	57.5	1273.7	68.2	弯曲破坏
	3*	29.0	1.37	2.37	59.0	1167.5	54.8	
	4*	35.85	1.6	1.83	60.8	1219.8	45.8	
	2*	34.0	1.32	2.01	59.5	1118.0	45.0	
	平均				59.2	1194.8	53.5	

* 试件数多于 1 时，试验结果为平均值

由 P～δ 曲线和直接观察可以判定不同的破坏模式。D 类试件 P 随 δ 直线上升直至破坏，对于所用的各 L 值，均为弯曲破坏。这时 σ 等于弯曲强度，而 τ 为最大载荷时的层间剪应力 τ。C 类试件的 P 随 δ 直线上升到即将破坏时发生小的突降，然后再随 δ 有稍微上升，跟着发生破坏。取载荷发生突降时的值为破坏载荷，这时试件发生了明显分层。表中的 τ 值对应材料的层间剪切强度 ILSS，而 σ 值为此时的最大弯曲正应力值。B 类试件情况与 C 类相似，不同之处在于在发生层间剪切破坏时常伴随着上下表层的破坏；因为上下表层只有一层预浸料层。对于 B、C 两类材料，弯曲模量 E_{11} 是根据 P～δ 曲线的直线部分计算的。由表 1 可见，D 类试件的强度比 B、C 两类大得多。

2.3 冲击试验

采用 CEAST 自由落体冲击试验机进行冲击试验。试件自由支持在专用夹具上。冲击头尖

端为圆柱形，与试件呈线接触，锤头重 2.99 kg，装有自动记录仪，可自动记录冲击力历史曲线 $P(t)$，初始速度 v_0 和最大冲击力时的能量 $U(P_{max})$。通过数值积分可得到速度 v 和挠度 δ 随时间的变化曲线。数据采集频率为每 4μs 一点。

改变冲击初速度 v_0，冲击力～时间(P～t)曲线不同。能产生冲击损伤的最小初速度(或最小冲击能)被称为冲击门槛值，记为 v_{th}。大致有如下四种不同 $P(t)$ 曲线：① 当 $v_0<v_{th}$ 时，$P(t)$ 是一条较光滑的半波正弦形曲线；② 当 $v_0=v_{th}$ 时，在 $P(t)$ 波峰附近出现高频二次波，如图 1 所示。这些微小附加波是由于微损伤引起的；③ 当 v_0 远大于 v_{th} 时，$P(t)$ 曲线的最高处突然变为零，请看图 2，表明试件在最大载荷作用下猝然破坏；④ 在 v_0 比 v_{th} 大但又非大得多时，$P(t)$ 出现如图 3(a)、(b)、(c)所示的多重断裂形状。$P(t)$ 曲线形状依赖于试件的铺层结构。以上四类 $P(t)$ 曲线在冲击试验结果表 2 中分别以"elas"，"thre"，"break"，"multi"表示。

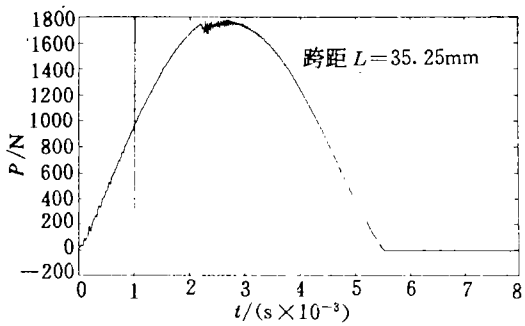

图 1 试件 C1-14 冲击力 P～时间 t 曲线

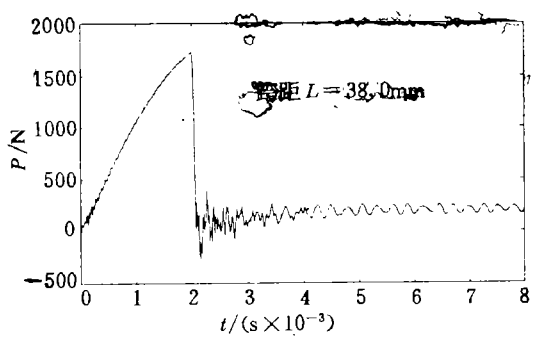

图 2 C3-11 试件冲击力 P～时间 t 曲线

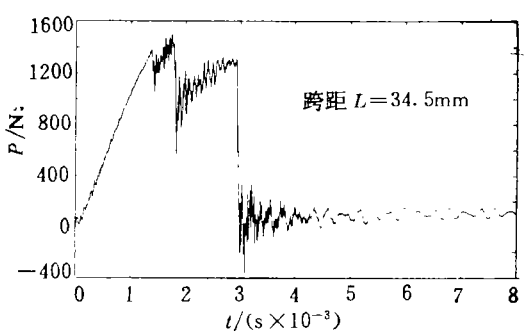

图 3(a) 试件 B1-9 的 P～t 曲线

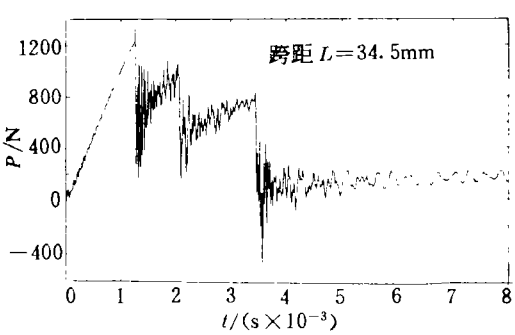

图 3(b) 试件 C3-12 的 P～t 曲线

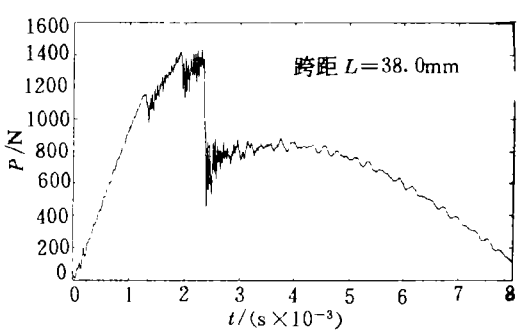

图 3(c) 试件 D1-6 的 P～t 曲线

表 2　冲击试验结果

试　件	跨　距 L/mm	初速度 v_0/m·s^{-1}	冲击能 U_0/J	最大冲击力 P_{max}/kN	最大弯曲应力 σ_{max}/GPa	最大冲击力能量 $U(P_{max})$/J	冲击行为
B 类							
B1-4,5,6*	35.30	1.089	1.733	1.631	0.913	1.429	break
B1-7,8,9*	34.50	1.147	1.963	1.647	0.937	1.426	multi
B1-10	35.85	0.650	0.632	1.204	0.708	0.652	thre
B1-11	35.85	0.715	0.765	1.275	0.749	0.764	elas
B1-12	35.85	0.801	0.958	0.989	0.573	0.591	break
C 类							
C3-6	38.00	1.098	1.802	1.826	1.058	1.378	break
C3-7	38.00	1.050	1.640	1.952	1.073	1.622	multi
C3-8	38.00	0.516	0.397	1.894	0.990	0.326	break
C3-10,11*	38.00	0.564	1.125	1.741	1.015	1.086	break
C3-9	38.00	0.758	0.859	1.826	1.154	0.872	break
C3-12	38.00	0.925	1.280	1.340	0.783	0.652	multi
C1-1,2	35.25	1.051	1.695	2.401	1.164	1.602	break
C1-3	35.25	1.052	1.655	2.241	0.979	1.653	elas
C1-5,7,8	35.25	1.048	1.642	2.097	0.956	1.508	break
C1-9	35.25	1.027	1.579	2.213	0.935	1.575	elas
C1-10,11,12	35.25	1.011	1.528	2.121	0.944	1.474	break
C1-13	35.25	0.893	1.191	1.982	1.045	1.180	break
C1-15	35.25	0.811	0.983	1.788	0824	0.980	thre
C1-14,16	35.25	0.873	1.149	1.795	0.783	1.340	elas
C1-26	35.85	0.610	0.557	1.163	0.652	0.559	thre
C1-23,28	35.85	0.511	0.389	1.078	0.561	0.392	elas
D 类							
D1-4	38.00	0.701	0.743	1.741	1.172	0.651	thre
D1-5,6	38.00	0.623	0.570	1.523	0.930	0.550	thre
D1-7	38.00	1.090	1.776	1.907	1.175	1.580	multi
D1-8,9	38.00	1.086	1.770	1.984	1.125	1.729	break
D2-9,10	26.10	1.227	2.284	2.992	1.164	1.681	break
D2-12,13	26.10	0.882	1.163	2.714	1.142	1.161	thre
D2-14	26.10	0.896	1.453	2.649	1.182	0.330	break
D2-16,18	26.10	0.811	0.985	2.588	1.042	0.985	elas
D2-19	35.85	0.901	1.211	1.676	1.115	1.254	elas
D2-20	35.85	1.010	1.525	1.969	1.137	1.544	thre
D2-21	35.85	1.801	4.843	2.060	1.266	1.864	break
D2-22,23	35.85	1.501	3.364	2.091	1.253	1.754	multi
D2-24	35.85	1.200	2.153	2.125	1.226	1.883	break
D2-25	35.85	1.010	1.525	1.860	1.229	1.503	multi

* 试件数多于 1 者,试验结果为平均值

3 理论与建模分析

3.1 短梁理论

三点弯曲梁理论常用来测定复合材料层间剪切强度(ILSS)。由文献[5]可知,三点弯曲梁最大弯曲正应力与最大层间剪应力之比依赖于梁的跨/厚比:

$$\frac{\sigma}{\tau} = \frac{2L}{h} \tag{3}$$

所以,层合梁的破坏模式可由 L/h 比来估计;当

$$\frac{S_x}{S_{xz}} > \frac{2L}{h} \tag{4}$$

时,发生层间剪切破坏,相反,出现弯曲破坏。式(4)中 S_{xz}即 ILSS,S_x 为弯曲强度。

3.2 模型化分析

当 $v_0 \leqslant v_{th}$时,试件受冲动力学行为可用锤头-梁组合振动系统来分析。一维简谐振动基频振动周期为

$$t_0 = 2\pi\left(\frac{m}{k}\right)^{\frac{1}{2}} \tag{5}$$

m 为锤头重量,k 为弯曲柔度。以试件 D2-16 为例,$k=2.88\text{kN/mm}$,$t_0=6.3\times10^{-3}\text{s}$。由于材料重量与锤头相比很小,只有千分之一,可以忽略材料质量的作用。

最大冲击载荷 P_{max}可由下式计算:

$$P_{max} = v_0(mk)^{\frac{1}{2}} \tag{6}$$

把表 2 中 v_0, k 以及 m 代入,得 $P_{max}=2.51\text{kN}$。与试验值符合。由此可以划出 $P(t)$拟合曲线:

$$P(t) = P_{max}\sin(\omega t) \tag{7}$$

图 4 绘出了实验记录和拟合曲线之比较。其中 $\omega=0.918\times10^3/\text{s}$,等于 $t_0=6.84\times10^{-3}\text{s}$。

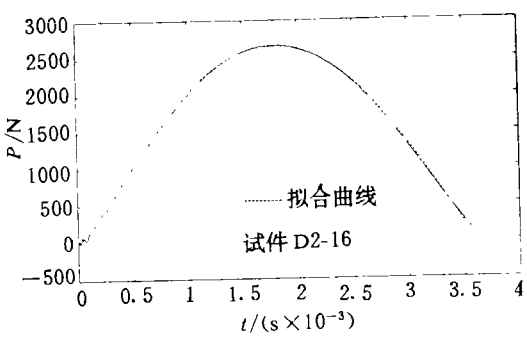

图 4 冲击力~时间实验曲线与拟合曲线

图 5 C 类试件微损伤 SEM 照片

4 损伤与破坏模式

当 v_0 稍大于 v_{th}时,试件内部会发生微小损伤,尽管外观仍完好如初。图 5 为 C 类试件微损伤的 SEM 照片。基体裂纹由孔洞处萌生,沿大约 45°方向扩展,与层间界面分层裂纹会合。所以,基体裂纹往往与分层裂纹相伴发生。

与静弯曲试验相似,三种试件冲击破坏模式也各不相同。对所有 L 值,D 类试样都发生纤维拉断为主的弯曲型破坏模式。C 类试件均以层间剪切破坏模式为主导。当冲击能量大时试件

分成几层，有些 90°层物质从整体飞落。B 类试件最外层的单层 0°纤维往往受不住冲击点与支撑点处高应力集中发生折断；同时发生与 C 类试件相似的分层破坏。图 6(a)、(b)、(c)分别为三类试件破坏模式的照片。

(a)试件 D2-14　　(b)试件 B1-7　　(c)试件 C3-10

图 6　三类试件破坏模式照片

5 讨　论

(1) 为比较冲击试验与静态试验之异同，将两种试验记录的 $P\sim\delta$ 曲线绘于图 7。同时，将两种试验的 $\sigma\sim\delta$ 曲线绘于图 8。可见动态与静态试验非常一致，均为直线。说明此类材料破坏之前为线弹性。脆性非常明显。冲击强度比静弯强度稍小些。说明动态效应影响不大。

由弹性应力波理论，正应力纵波波速为

$$c_1=\left(\frac{E_{11}}{\rho_0}\right)^{\frac{1}{2}} \tag{8}$$

剪应力波速为

$$c_t=\left(\frac{G_{13}}{\rho_0}\right)^{\frac{1}{2}} \tag{9}$$

其中 ρ_0 为材料密度，E_{11}与 G_{13}分别为纵向杨氏模量与纵横剪切模量。以 C 类材料为例，把相应的 ρ_0、E_{11}、G_{13}代入得 $c_1=9.87\times10^3$m/s，$c_t=1.88\times10^3$m/s。由试验曲线可知，当 $v_0\leqslant v_{th}$时，冲击头与梁的接触时间约为 $t_c\approx5.5\times10^{-3}$s。在这段时间里，正应力波将传播 54.3m，剪应力波传播 10.3m。等于由冲击点到支持点往来几百次，应力分布早已趋于稳定，应力波效应消失。应该指出，式(8)与(9)对层合板复合材料来说只是一种近似。材料的不均匀使应力波传播行为非常复杂。不过，均匀化假定与准静态假设反映了事情的主要矛盾。

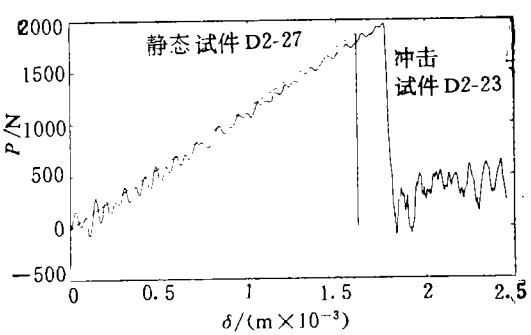

图 7　冲击与静态试验载荷 $P\sim$位移 δ 曲线

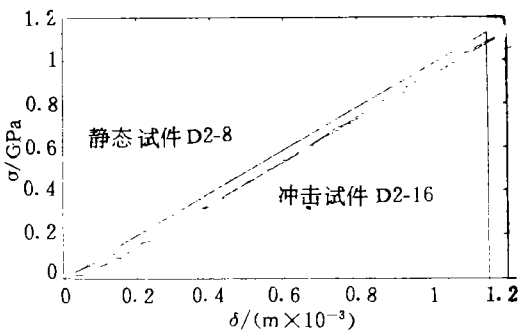

图 8　冲击与静态弯曲应力 $\sigma\sim$位移 δ 曲线

(2) 为比较三类板材的冲击行为将 D2-20、C1-26、B1-10 三个试件的 $P\sim t$ 曲线绘于图 9。三者的冲击能都接近门槛值。显然，D 类试件最大载荷比另外两类的大得多。对比图 9 中 D-20 的曲线与图 3(c)的曲线表明，严重的损伤会使冲击接触时间 t_c 大大延长。

(3) 由表 2 所列冲击能量门槛值 U_{th}(即 $v_0=v_{th}$时的冲击能量值),可以计算板材单位宽度冲击能量门槛值

$$J_{th}=\frac{U_{th}}{b} \tag{10}$$

于是试件 D2-20 的 $J_{th}=0.118$J/mm,试件 B1-10 的 $J_{th}=0.0523$J/mm,试件 C1-26 的 $J_{th}=0.0516$J/mm。可见 D 类材料抗冲击能力最强。另外,表中 $U(P_{max})$的值也说明这一点。

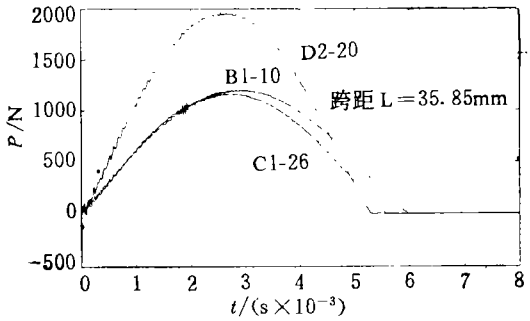

图 9 冲击门槛值情况三类试件的冲击力~时间曲线

(4) 在冲击速度由 0.51m/s 到 1.8m/s 的范围内,冲击 $P\sim\delta$ 曲线与静态的形状相似,极限强度相差不大,损伤模式也无大区别,所以本文的低速冲击问题可作为准静态问题处理。这是由于冲击时间远大于应力波往返传播时间,应力波效应可以忽略。

6 结 论

(1) 本文的静、动态试验表明三种板材均呈线弹性和明显的脆性,基体材料需进一步做韧化改进,表 1、2 数值表明材料性能有一定的分散性。

(2) 对于 $v_0\leqslant v_{th}$,试件的冲击动力学行为,$P(t)$、$v(t)$和 $\delta(t)$可用锤头-梁组合简谐振动系统做建模分析。

(3) $v_0>v_{th}$时,$P(t)$呈各种"多重断裂(multi-fracture)"特征,曲线的形状取决于铺层与 v_0。

(4) 三种板材相比,D 类层间剪切强度最大,所以静、动强度最大;其他两类材料较易分层,强度较小。从材料设计角度看,D 类板材最好,最差的为 B 类,它的最外层只有一层 0°层,属不合理设计。

(5) 本文着重实验结果的叙述和讨论,为深化理解材料的损伤与破坏机理,作者将对 C 类板材冲击损伤萌生与演化的过程进行有限元模拟,这些结果将另文发表。另外,本文对低速冲击的动力学效应只作了半定量分析,关于冲击下的应力波效应和惯性效应的详细研究已另成一文待发表。

感 谢 本文所试验的层合板材是由北京航空材料工艺研究所提供的;实验工作是在香港城市理工学院完成的。

参 考 文 献

1 Abrate Serge. Impact on laminated composite materials. Appl Mech Rev, 1991; 44(4): 155—190

2 Choi H Y, Chang F K. A model for predicting damage in graphite/epoxy laminated composites resulting from low-velocity point impact. J Comp Mat, 1992; 26(14): 2134—2169

3 郑传超,张开达,刘雪惠. 低速冲击下复合材料层板的损伤研究. 航空学报, 1991; 12(12): B606—B609

4 赵渠森. QY8911 双马来酰亚胺树脂韧性评定, 航空学报, 1991; 12(12): B583—B588

5 张双寅,刘济庆,于小霞,蔡良武. 复合材料结构的力学性能(第三章). 北京理工大学出版社, 1992: 145—146

6 Greszczuk L B. Impact Dynamics (Chapter 3). John and Sons, 1982: 55－94

7 Liu S, Kutlu Z, Chang F K. Matrix cracking and delamination in laminated composite beams subjected to a transverse concentrated line load. J Comp Mat, 1993; 27(5): 436－470

EXPERIMENTAL STUDY ON DAMAGE AND FAILURE BEHAVIOUR OF T300/QY8911 CROSS-PLY LAMINATED COMPOSITE SUBJECTED TO IMPACT

Robert K. Y. Li　　C. L. Choy

(Dept. Phys. & Mat. Sci., City Polytechnic of Hong Kong)　(Department of Applied Physics, Hong Kong Polytechnic)

Zhang Shuangyin

(Institute of Mechanics, Chinese Academy of Sciences Beijing 100080, China)

Abstract An experimental study on damage and failure of T300 carbon fibre reinforced QY8911 bismaleimide resin laminated composite subjected to low-velocity impact is presented. Three kinds of cross-ply lay-up construction of the laminate were considered. Three-point bending beam specimens were tested with an instrumented drop weight impact tester. The impact load history curve was recorded. By changing impact velocity, the impact energy threshold was determined. The damage mode was examined with SEM and found to be interlaminar shear delamination coupling with matrix cracking in 90° layers. For the sake of comparison, static 3-point bending test was also conducted. The bending load versus deflection curves and failure strength of the two cases have no significant difference. The one dimensional harmonic vibration model of the hammer-beam system was proposed to model the impact dynamic behaviour for the case of below threshold impact. The explanation of ignorance of stress wave propagation effect was given.

Key words impact experiment, cross-ply laminate, impact threshold, impact damage and failure

耀华三荣玻璃钢有限公司成立(RTM)

据 EPJ1994 年 12 月 15 日报道,中国耀华玻璃集团公司于 1985 年下设的耀华玻璃钢厂自 1989 年起与日本的综合树脂工业会社一直进行有关 RTM 的技术情报交流,日方公司与韩国世京集团合作设立的 RTM 加工厂家世京 SOWA 会社以及耀华玻璃钢厂三家合作,于 1994 年 11 月 28 日设立了 FRP 成型加工的新公司——耀华三荣玻璃钢有限公司。

合资公司资本为 120 万美元,耀华玻璃钢公司占 60 万美元,日本方面占 35 万美元,韩国占 25 万美元。新公司总投资 150 万美元,占地 5000m^2,建厂房总面积 2000m^2,用日方综合树脂工业会社的 RTM 技术每年生产 330 吨的 FRP 制品。

预计 FRP 制品中的约一半为向韩国出口的浴槽,其余为面向中国国内市场的组合浴室及土木建筑用材。

最初预定从业人员为 30 名,计划 1995 年 7 月投产。

预定合资公司设董事长(中)、副董事长(日、韩)、董事(中)、总经理(日,以上均为兼职)、副总经理(中,专职)、总会计师(韩,专职)、总工程师(中,专职)。

(申从祥)