

复合材料夹层结构产品固化变形分析

周祝林

(上海玻璃钢研究所 200126)

摘要: 本文讨论产生复合材料产品固化变形的主要原因是树脂收缩引起的各方向上不同的线热膨胀系数,具体分析了复合材料夹层结构产品的固化变形,经技术上的改进解决了固化变形,以满足产品的设计要求。

关键词: 收缩 线热膨胀系数 夹层结构 变形 天线反射面

1 引言

复合材料产品变形的大小与产品结构形状、纤维品种、纤维方向、树脂品种、配方、工艺条件(如干湿法、加压程度、升温制度、树脂含量)等有关。已有不少文献论述复合材料的热变形^[1~3],也有的论述夹层结构的热变形^[4~7],但都局限于材料性能及板上,很少论述产品的变形。本文分析某几个复合材料夹层结构产品的固化变形。

复合材料产品固化变形的内在因素是树脂基体收缩。各种品种的树脂固化后,不同程度上有较大的收缩变形,如环氧树脂的收缩率为1%~5%,聚酯树脂的收缩率为6%~9%。由于树脂的收缩远比纤维大,也即树脂的线热膨胀系数远比纤维的大,因此复合材料在不同方向的线热膨胀系数不同,必然会引起产品的变形。如下面将分析的直径1.5m 天线反射面,第一只产品变形较大,直径相差12mm 之多,远远不能满足产品的技术要求。复合材料产品固化变形是绝对的,但是变形的大小是可以控制的,经采取一些技术措施后,第二只产品的变形在1mm 左右,基本上满足技术要求。

2 复合材料的线热膨胀系数

文献[8]等已对复合材料线热膨胀系数进

行分析。线热膨胀系数是较复杂的,即使是单向纤维复合材料纵向也不符合混合律,精确的计算既要涉及纤维方向的约束力,还要计算垂直纤维的横向约束力。单向纤维复合材料横向的线热膨胀系数的计算公式更为复杂,详见文献[8]。几种单向纤维复合材料的纵向线热膨胀系数与纤维含量的关系见图1。图1中也绘出略去横向约束力影响的线热膨胀系数的理论曲线,由此可见与精确计算值很接近,对玻纤环氧和碳纤环氧,图中已无法区别了。略去次要约束力影响后,单向纤维复合材料的纵横线热膨胀系数的计算公式为:

$$K_L = \frac{K_f E_f V_f + K_m E_m (1 - V_f)}{E_L} \quad (1)$$

$$K_T = K_m + (K_m - K_f) \left(\mu_m - \frac{\mu_f E_m}{E_f} \right) \cdot \frac{E_f V_f (1 - V_f)}{E_L} + (K_m - K_f) V_f \quad (2)$$

式中 E 为弹性模量, V_f 为纤维体积含量, K 为线热膨胀系数, μ 为泊松比;下标 f, m 分别表示纤维和基体;上标 r 为径向,即 K_r 表示纤维径向线热膨胀系数,对于玻璃纤维可以认为纤维轴向与径向的是相同的,均为 5 × 10⁻⁶ / °C,对于碳纤维是不同的,详见文献[8]。E_L 为单向纤维复合材料纵向弹性模量,简化公式为:

$$E_L = E_f V_f + E_m (1 - V_f) \quad (3)$$

收稿日期:1995-08-15

产品中所使用的复合材料多数是正交双向的。用不同纤维比的玻璃纤维布制成的正交双向纤维复合材料的各向线热膨胀系数与纤维体积分含量的关系见图2。图2中仅绘出玻纤布增强环氧树脂,图中 K_L 、 K_T 、 K_w 分别表示经向、纬

$$K_L = \frac{(m+n)K_m E_m [\rho_m + A(\rho_f - \rho_m)] - m(K_m E_m - K_f E_f)(1-A)\rho_m}{(m+n)E_m [\rho_m + A(\rho_f - \rho_m)] + m(E_f - E_m)(1-A)\rho_m} \quad (4)$$

$$K_T = \frac{(m+n)K_m E_m [\rho_m + A(\rho_f - \rho_m)] - n(K_m E_m - K_f E_f)(1-A)\rho_m}{(m+n)E_m [\rho_m + A(\rho_f - \rho_m)] + n(E_f - E_m)(1-A)\rho_m} \quad (5)$$

式中: ρ 为密度, m 、 n 为玻纤布的经、纬向纤维比数。

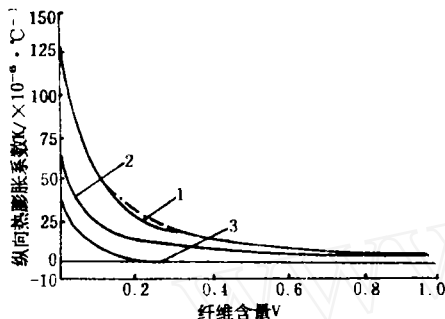


图1 单向纤维复合材料纵向热膨胀系数
注:1-玻纤增强聚酯;2-玻纤增强环氧;3-碳纤维增强环氧。

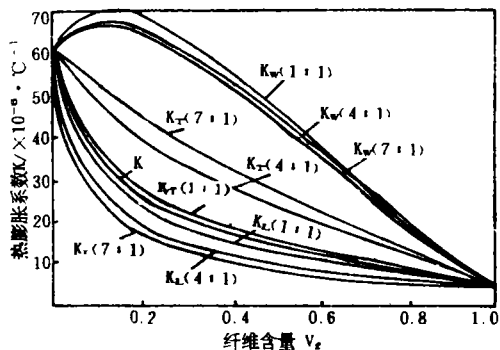


图2 玻纤布增强环氧的线热膨胀系数

以下要分析的蜂窝夹层结构天线反射面是用1:1斜纹玻纤布($m:n=16:12$)增强307#不饱和聚酯树脂制成的。307#聚酯在常温(20~50℃)下的实测线热膨胀系数为 $K_m=138 \times 10^{-6}/\text{C}$ 。用下列基本性能: $K_f=5 \times 10^{-6}/\text{C}$, $K_m=138 \times 10^{-6}/\text{C}$, $E_f=70\text{GPa}$, $E_m=3.5\text{GPa}$, $\rho_f=2550\text{kg}/\text{m}^3$, $\rho_m=1280\text{kg}/\text{m}^3$,对用1:1斜纹玻纤布增强307#聚酯的玻璃钢经纬线热膨胀系数的计算结果列于表1。

玻璃钢线热膨胀系数的各向异性是产生玻

向、厚度方向的线热膨胀系数,计算公式见文献[8]。为简化分析,也可略去横向次要因素的影响,得出下列以树脂含量(A)表示的简化计算公式。

璃钢板材、产品固化变形的内在原因。

表1 1:1斜纹布玻璃钢的线热膨胀系数

A/%	20	30	40	45	50	55	60	70
$K_L/10^{-6}/\text{C}$	14.8	18.4	22.8	25.6	28.3	31.7	35.7	46.0
$K_T/10^{-6}/\text{C}$	19.8	24.0	29.2	32.3	35.7	39.5	44.2	55.5

3 玻璃钢夹层结构天线反射面变形

玻璃钢夹层结构产品,由于用如蜂窝芯子等把原来一层的玻璃钢分成二层,增加了产品壁厚,增加了产品的刚度,这是有利的一面。如果二层薄面板处理得不当,这有利因素不仅不能发挥,反而变成为不利的因素。如我们干法成型的第一只1.5m天线反射面,成型好后产品的实测变形达12mm之多,原来直径为1.5m的边圆,由于变形,成为椭圆。变形后的实测尺寸如图3所示。图中也绘出内外面板玻璃纤维布的连接线及铜丝网的连接线。

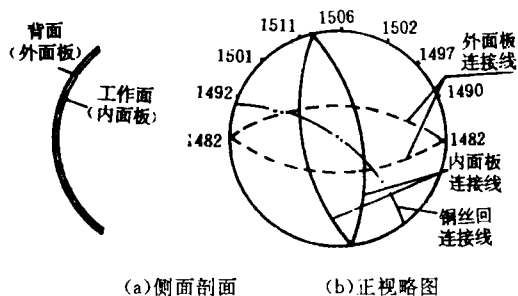


图3 产品变形后的实际尺寸

从图中的尺寸可以看出,产品不是正椭圆,其长轴与短轴不是垂直,约偏20°。图中实线为内面板的连接,虚线为外面板的连接线,这两连接线的方向也不是垂直,约偏20°,也即与椭圆的长短轴一致。椭圆的长轴与内面板的连接线

方向一致,短轴与外面板的连接线方向一致。天线反射面内面板为三层0.2mm斜纹布一次上胶,外面板为二层0.2mm斜纹布一次上胶。

第一只产品的升温制度为:室温→100℃(2h)→120℃(6h),真空加压为0.6大气压。冷却到70~80℃(指烘窑温度)后,真空加压放掉,自然冷却。

根据玻璃钢及夹层结构的特点,在第二只产品中采取以下措施:(1)内外面板采用同样的铺布方向,使玻璃纤维方向内外面板一致;(2)增强肋与边环;(3)真空加压到产品完全冷却后再放掉。采取这些措施后,第二只产品固化变形的实测结果约在1mm左右,满足产品设计要求。

4 理论分析

1.5m天线反射面是一个抛物面,如图4所示,为便于计算,可以把这个抛物面近似地看作直径为1.8m球面的弓球面,其 α_0 为56.5°。

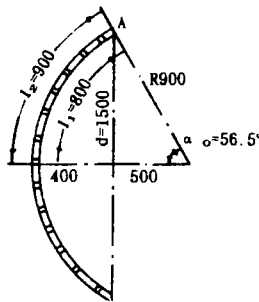


图4 天线反射面

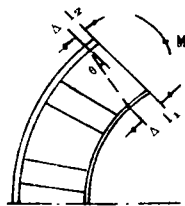


图5 内外面板收缩量示意图

对于第一只产品,为了便于计算,认为外面板的连接线与内面板的连接线垂直,即近似认为内外面板中玻璃布的经纬向互相垂直。同样认为内外面板厚度相等。即 $t_1=t_2=t_f$ 。如果所取一块单元体是沿着外面板经向(玻璃布经向),内面板为纬向。按上胶时的树脂含量50%,

查表1得: $K_L=28.3 \times 10^{-6}/^\circ\text{C}$, $K_T=35.7 \times 10^{-6}/^\circ\text{C}$ 。由于内面板的线热膨胀系数比外面板大,产品固化冷却过程中,内面板收缩比外面板大,如图5所示。内外面板的收缩量依次为:

$$\Delta l_1 = K_T \cdot T \cdot l_1 \quad (6)$$

$$\Delta l_2 = K_L \cdot T \cdot l_2 \quad (7)$$

由于内外面板收缩量之差,使整个断面产生转动,转动角度 θ 为:

$$\theta = \frac{(K_T l_1 - K_L l_2) T}{(h_c + t_f)} \quad (8)$$

可以近似地取: $l_1=l_2$ 则:

$$\theta = \frac{(K_T - K_L) l \cdot T}{(h_c + t_f)} \quad (9)$$

另一方面,如图5所示,要使断面产生 θ 转角,这相当于在断面上作用弯矩 M 。因此,在夹层结构产品中,若内外面板的线热膨胀系数不同,在温度发生变化时,就要产生内力矩,使产品发生变形。在第一只天线反射面中,从固化温度冷却到室温时,承受一个如图6所示的不均匀分布的内力矩。在内面板纬向、外面板是经向的地方,内力矩向内;在内面板是经向,外面板是纬向的地方,内力矩向外。最大力矩 M (单位宽度上)为:

$$M = (K_T - K_L) E_f t_f (h_c + t_f) T \quad (10)$$

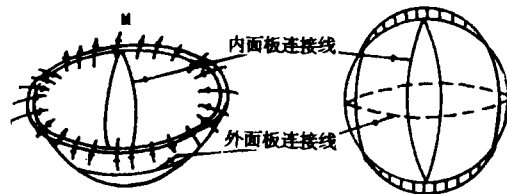


图6 第一只天线反射面所附加的力矩分布

如图6所示的力矩分布,使原来为圆形的天线反射面边缘变成椭圆。椭圆的长轴与向外最大力矩方向一致,短轴与向内的最大力矩方向一致。因此,图6所示的力矩分布远比沿周边均匀分布(图7)的不利。

如图7所示的弓球面,当沿边缘均匀地作用力矩时,边框直径要增大,其值为^[9]:

$$\Delta d = 2\Delta R = \frac{M}{k^2 D} \sin \alpha_0 \quad (11)$$

式中:

$$k = \left(\frac{3(1-\mu^2)}{R^2 h^2} \right)^{1/4};$$

$$D = \frac{Eh^3}{12(1-\mu^2)};$$

μ 为泊松比;

R 为球壳的半径;

h 为球壳壁厚。

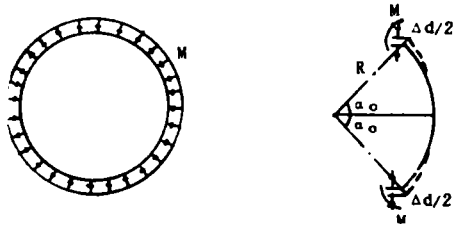


图7 力矩周边分布示意图

天线反射面是夹层结构产品。在计算夹层结构壳体时,若没有现成计算公式,可以用等代法按普通均质单层壳体理论进行近似计算。用等拉伸刚度、等弯曲刚度的方法,可以得出等代壳体壁厚 h_e 和弹性模量 E_e :

$$h_e = \sqrt{3} (h_c + t_f)$$

$$E_e = \frac{2E_f t_f}{\sqrt{3} (h_c + t_f)} \quad (12)$$

把式(9)、(10)代入式(11),并取 $\mu = 0.15$, 最后求得:

$$\Delta d = 1.977(K_T - K_L)T \cdot R \cdot \sin \alpha_0 \quad (13)$$

代入 K_T, K_L, T (取 120°C), R, α_0 得:

$$\Delta d = 1.977(35.7 - 28.3) \times 120 \times 10^{-6} \times 900 \times \sin 56.5^\circ = 1.22(\text{mm})$$

由此可见,在均布的内力矩作用下,天线反射面的边框直径变化是不大的,但也已超过 1mm 的技术指标,在设计中必须消除内力矩。

对于图6所示的内力矩分布,精确计算是很复杂的。根据载荷叠加原理,可以分解为两种情况,如图8所示。对于(a)、(b)情况,与图7的均布力矩情况相比,在A、B、C、D点处产生的变形要严重得多,AB伸长,CD缩短。对于(a)、(b)情况,可以把式(11)、(13)改写成:

$$\Delta d = \beta \frac{M}{k^2 D} \sin \alpha_0$$

$$= 1.977\beta (K_T - K_L) T \cdot R \sin \alpha_0 \quad (14)$$

式中 β 是一个与力矩的具体分布,壳体的几何

尺寸及刚度有关的系数。根据圆环的计算^[9], 1.5m 天线反射面的具体结构情况,可近似地取 $\beta = 4$ 。这样,第一只天线反射面边框直径的变化为:

$$\Delta d = 2\beta \frac{M}{k^2 D} \sin \alpha_0 = 9.80(\text{mm})$$

实测结果是 $11 \sim 12\text{mm}$, 以上计算是把天线反射抛物面当作均质的弓球面计算,若按实际的各向异性抛物面计算,理论计算值将要增大 $1.1 \sim 1.2$ 倍。由此可见,这种理论分析是符合实测结果的。

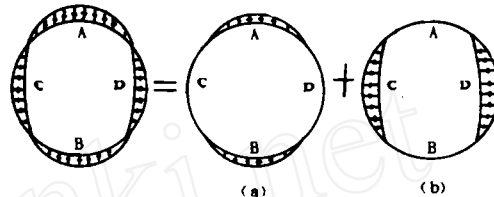


图8 内力矩分布示意图

对于第二只天线反射面,由于我们采取了以上三个方面的措施。从内因方面来看,就是使球壳经向内外面板的线热膨胀系数尽可能一样,这就消除了产生变形的内力矩。但实际上难以达到完全一样。在天线反射面中增加边缘圆环,主要是增加产品本身的刚度,正如在式(11)中增大 D 的数值一样,使变形 Δd 减小。另外,在产品冷却过程中,始终保持压力,如果没有外压力及其它固定措施,产品可以因温度变化自由伸缩而变形。如果把天线反射面的边缘固定的话,在产品冷却过程中,就要对固定的物件产生 43.4t 的拉力。这拉力在垂直方向的分力是 36.2t 。在成型过程中,我们所加的压力在垂直方向的分力为 10.6t ,由此可见,此压力虽已很大,但还没有达到使产品不发生变形的程度。从第二只天线反射面的实测变形来看,边缘圆环直径基本上是大于 1.5m , 大的地方增大约 1.5mm 。从产品的实际情况来看,虽内外面板经、纬向已基本一致,树脂含量也一样,但内面板多了一层铜丝网,因此,内面板的线热膨胀系数要比外面板小。这样在产品冷却过程中,有向外的内力矩,使产品向外变形,结果边缘环直径有所增长,在产品设计及模具设计时应给予考虑。

5 讨论

以上对壳体夹层结构产品的变形进行了简要的分析。从式(13)可经看出,内外面板线热膨胀系数之差是产生产品热变形的内在原因,温度是外因,外因是要通过内因而起作用的。除此,与壳体的曲率有直接关系,曲率越大,也即R越小,变形就越小。对于夹层结构壳体而言,与壁厚,即与夹层厚度是无关的。但是,对于单层壳体而言,式(13)就要改变为:

$$\Delta d = \frac{B(K_T - K_L)T \cdot R}{h} \sin \alpha_0 \quad (15)$$

式中B是常数。由此可见, Δd 与壁厚h有关,h越厚,变形越小,但增加了产品的重量。就是对于热变形而言,只要处理得当,内外面板的线热膨胀系数尽量一致,夹层结构更能显示出减轻重量的优越性。

对于平板型夹层结构产品,可以用类似的方法进行分析。通过理论分析,最后可以得出计算变形(指翘曲变形的最大挠度)的公式如下:

$$\begin{aligned} \Delta f &= C \frac{Mab}{t_f E_f (h_c + t_f)^2} \\ &= C \frac{(K_T - K_L)Tab}{(h_c + t_f)} \end{aligned} \quad (16)$$

式中C是常数,a、b是平板的长宽。由此可见,对于平板型的夹层结构产品而言,夹层结构的厚度对热变形是有影响的,越厚变形越小,我们的实践也证明了这一点。

正如前面指出,产品在成型过程中的变形是纤维复合材料的特性。若用金属来制造1.5m天线反射面,在120℃的温度变化范围内,金属只会因热胀冷缩使产品壳体曲面沿着径向伸缩,不会产生附加内力矩,取 $K=16 \times 10^{-6}/^\circ\text{C}$,沿径向只收缩0.173mm。由于这个收缩所引起的图4中 α_0 的变化是极小的,为 1.92×10^{-4} 弧度(或 0.011°),这样小的角度变化,引起OA半径的变化是极小的。

6 结束语

通过上述理论分析,可以说明下列几个问题:

(1)复合材料产品的固化变形是普遍存在的,必须引起产品设计者和制造者的足够重视。对于变形要求严格的产品,应在产品的铺层设计、模具设计、成型工艺上采取有效的措施。以1.5m天线反射面为例,我们从结构内部、工艺采取措施后,使第一只产品的较大变形(12mm)减小到1mm左右的变形。

(2)对于干法成型,面板采用一次上胶,即两层布、三层布一次上胶,虽工艺效率提高,但有下列弊病:采取第二只产品的结构方案,是能解决产品在成型过程中的变形,但是这样使产品结构更有明显的方向,经向(玻纤布方向)的刚度比纬向大,使产品在使用过程中经受均布风载荷时,产生不对称的变形,影响产品的使用效果。对于结构形状对称,同时又受对称载荷的产品,玻纤布的铺设要尽可能地对称。对于1.5m天线反射面产品而言,若内外面板是三层布,则应按图9所示的方案铺设,并且内外面板的铺设方向应一致。

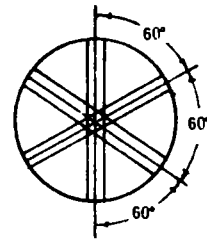


图9 圆面部分铺设方案

(3)针对6m、10m天线反射面产品,由于产品面积大,对成型工艺带来了麻烦,采用两层布、三层布一次上胶对成型工艺是有利的,效率提高。但是,这样的工艺对产品结构、工艺带来了不利因素。对于当中圆面部分而言,应按图9所示的铺设方案铺设(三层布时互成 60° 角,四层布时互成 45° 角,多层时互成 $180^\circ/n$ 角,n为层数),并且内外面板铺设方向一致,对于扇形面部分,由于径向应力比周向应力大,可采用两层布、三层布一次上胶的成型工艺,使纤维布的径向沿扇形面的径向,如图10所示。

(4)对于夹层结构产品,为消除或减小产品的固化变形,内外面板铺设方向应一致,使线热

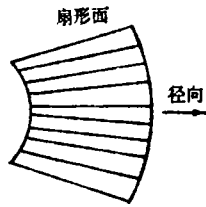


图10 扇形面铺设方案

膨胀系数相接近,消除或减小内力矩。对于天线反射面产品,虽内外面板纤维布铺设方向一致,但内面板多一层铜丝网,结果内外面板线热膨胀系数仍不一样,因此,在产品的设计、模具设计及成型工艺方案设计时必须计及这些因素。

(5)不同的复合材料产品,其固化变形的计算公式不相同。本文已列举了几个,说明对具体产品,必须按产品的结构形状、尺寸、纤维、树脂的品种、配方及成型工艺等因素进行具体分析,采取能避免或减小产品固化变形的设计方案及成型工艺,以达到产品设计技术要求。

参考文献

1 Wang, I. M., Daniel, T. M. Analysis of curing warpage in multidirectional composite laminates PICAT'1. 1993; 1:

945.
 2 Daniel, I. M. Wang, T. M. etc. Determination of chemical cure shrinkage in composite laminates. Journal of Composites Technology and Research. 1990;12(3);172.
 3 Daniel, I. M. Wang, I. M. etc, Thermoviscoelastic analysis of residual stresses and warpage in composite laminates. Journal of Composite Materials. 1992;26(6);883.
 4 Ko, William L. Mechanical and thermal buckling analysis of sandwich panels under different edge conditons. PICAT'1. 1993; 1, 319.
 5 Ko, Willian, L. and Raymond H. Jackson. Thermal behavior of a titanium honeycomb-core sandwich panel. NASA TM101732, 1991.
 6 Ko, William L. and Raymond H. Jackson, Combined-load buckling behavior of metal-matrix composite sandwich panels under different thermal environments, NASA TM-4321, 1991.
 7 Thangaratnam, Kari R. etc. Thermal backling of composite laminated plates. Computers and Structures. 1989; 32(5): 1117.
 8 Zhou Zhulin. Analysis of thermal expansion, coefficient for fiber reinforced composites. Thermophysical Properties (proceedings), China Academic Publishers; 1986; 593.
 9 справочник машиностроения. том3. москва. 1962.

ANALYSIS OF CURING DEFORMATION FOR FRP SANDWICH CONSTRUCTION PRODUCTS

Zhou Zhulin

(Shanghai FRP Research Institute)

Abstract: This paper shows that the major factor came into being curing deformation of FRP products is shrinkage which causes different line thermal expansion coefficient deformation in different direction. An analysis of curing deformation for FRP sandwich construction products is presented in this paper, it shows that curing deformation is reduced through technical improving, so that the product satisfies technical requirements.

Keywords: shrinkage line thermal expansion coefficient sandwich construction curing deformation antenna

欢迎订阅!

欢迎刊登广告!

《玻璃钢/复合材料》是国家科委批准,面向玻璃钢/复合材料行业及相关行业的全国性专业技术刊物,国内外公开发行人。《玻璃钢/复合材料》为双月刊,逢双月28日出版,1996年每期定价为5.00元,全年30.00元,订阅者请到当地邮局办理,如有漏订请与本杂志社联系。

邮发代号:82-771

联系地址:北京二六一信箱《玻璃钢/复合材料》杂志社 邮政编码:102101。

联系电话:(010)9132148

传真:(010)9132500