

复合材料构件成型模具温度场均匀性改善研究*

赵一鸣¹, 安鲁陵¹, 匡海华², 韩宁¹, 鲍益东¹

(1. 南京航空航天大学机电学院, 南京 210016;
2. 高性能电磁窗航空科技重点实验室, 济南 250000)

[摘要] 利用 Fluent 流体分析软件对框架式成型模具温度场进行了模拟仿真, 分析了成型模具型板表面温度分布不均匀的原因, 此外还提出了使用方差这一统计量来评价温度的均匀性。根据热阻与材料厚度成正比的特点, 采用对成型模具的高温区域增厚、对低温区域减厚的方法, 来改善型板和复合材料构件接触表面的温度均匀性。模拟仿真结果表明, 采用阶梯型和梯形非等厚型板使得复合材料构件接触型板表面的温度分布更加均匀, 对于改善复合材料构件最终的成型质量有重大影响。

关键词: 复合材料; 热压罐成型; 温度分布; 仿真; 模具

Study on Improvement of Temperature Field Uniformity of Composite Mold

ZHAO Yiming¹, AN Luling¹, KUANG Haihua², HAN Ning¹, BAO Yidong¹

(1. College of Mechanical and Electrical Engineering, Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, Nanjing 210016, China;

2. Key Lab of High Performance Electromagnetic Window for Aviation Science and Technology, Jinan 250000, China)

[ABSTRACT] This study uses Fluent software to simulate the temperature distribution of the forming mold, analyzes the reason of the temperature distribution and uses variance as a standard to evaluate temperature uniformity. According to the characteristic that the thermal resistance is proportional to the material thickness, we improve the uniformity of temperature by increasing the thickness of high temperature area and reducing the thickness of low temperature area. The simulation result shows that ladder type plane mold and trapezoid plane mold can make the temperature distribution of the contact plane more uniform, which has great significance for improving the quality of the composite material components.

Keywords: Composite; Autoclave forming; Temperature distribution; FEA; Mold

DOI:10.16080/j.issn1671-833x.2018.05.084

近年来, 先进复合材料广泛应用于航空工程领域, 飞机中复合材料的占比已成为衡量飞机设计先进性的关键标志^[1-2]。热压罐成型技术是目前制造大型整体成型复合材料结构件的重要技术^[3]。在热压罐固化过程中, 成型模具温度场分布对复合材料的成型质量有着很大影响^[4]。因此, 研究复合材料成型模具的温度场分布具有重要的意义。

国内外学者针对复合材料构件成型模具及其温度场已进行了大量的研究。但是, 大多数学者是以改变热压罐工艺参数^[5-6]和给成型模具中添加辅助装置^[7-8]来改善成型模具温度场均匀性, 其共同点均是没有改变原有模具结构。本文则侧重于对当前较常用的复合材料

框架式模具结构进行再设计, 根据热阻理论, 将与复合材料接触型板进行变厚度处理, 并通过有限元的方式研究了不同的厚度对模具型板表面温度均匀性的影响。

1 等厚型板模具数值模拟

1.1 基本方程

热压罐内的气体流动和热交换, 都受 3 个基本的物理规律支配, 即质量守恒、动量守恒和能量守恒。根据连续介质假设, 3 个基本方程的微分形式表示如下。

质量守恒方程为:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \text{div}(\rho U) = 0 \quad (1)$$

动量守恒(牛顿运动定律)方程为:

$$\frac{\partial(\rho u)}{\partial t} + \text{div}(\rho u U) = \text{div}(\eta \cdot \text{grad}(u)) + S_u - \frac{\partial p}{\partial x}$$

* 基金项目: 航空科学基金项目(20161852018)。

$$\frac{\partial(\rho v)}{\partial t} + \text{div}(\rho v U) = \text{div}(\eta \cdot \text{grad}(v)) + S_v - \frac{\partial p}{\partial y}$$

$$\frac{\partial(\rho w)}{\partial t} + \text{div}(\rho w U) = \text{div}(\eta \cdot \text{grad}(w)) + S_w - \frac{\partial p}{\partial z} \quad (2)$$

能量守恒(热力学第一定律)方程为:

$$\frac{\partial(\rho h)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u h)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho v h)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho w h)}{\partial t} = -p \text{div}(U) + \text{div}(\lambda \cdot \text{grad}(T)) + S_h + \varphi \quad (3)$$

理想气体状态方程为:

$$\rho = f(p, T) \quad (4)$$

式中, ρ 为流体密度; U 为流体速度; η 为流体的动力黏度; p 为流体压力; S_u 、 S_v 、 S_w 为动量方程的广义源项; h 与流体压强和流体温度相关; λ 是流体的导热系数; S_h 为流体的内热源; φ 为耗散函数; T 为流体温度。

对于固体区域,其能量方程为:

$$\frac{\partial \rho_s c_s T_s}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\lambda_s \frac{\partial T_s}{\partial x_j} \right) + Q_T \quad (5)$$

式中, ρ_s 为固体密度; c_s 为固体比热; T_s 为固体温度; Q_T 为内部热源项。

1.2 模型建立与网格划分

热压罐主要是利用温度变化的气体来对复合材料构件进行加温、保温和降温。利用鼓风机系统使得罐内的空气可以循环流动。在升温阶段,循环空气通过热电阻丝进行加热,保证温度气体均匀上升;在降温阶段采用循环水冷却,使得气体在循环中均匀降温。本文对复杂的热压罐气体循环进行了简化,根据其工作内腔将其简化成一个圆柱体,圆柱体一端是气体入口,另一端是气体出口。同时,也简化了热压罐原有的加热和冷却系统。图1和图2所示为复合材料成型模具和热压罐的简化模型,其中框架式模具通常采用“鸡蛋格子”的形状,主要目的是节省材料和减轻重量,并且更加有利于底部的空气流动。根据文献[4]中模型数据,本文模拟的模具尺寸为1500mm×1500mm×400mm,材料为Q235;热压罐简化模型为圆柱体,模型直径为2500mm,长度为7000mm;罐内通的气体为空气,模具和空气的热性能如表1所示。

为了使物理模型可以进行有限元计算,需要对物理模型划分网格。目前常用的有限元网格类型主要有结构网格和非结构网格。结构网格的主要优点是生成的速度快、网格质量高和数据结构简单。但是其适用性差,只适用于形状较为规则的模型,当遇到复杂的几何模型时,使用结构网格往往得不到理想的效果。而非结构网格的生成速度慢、数据结构复杂,对计算机的计算能力有较高的要求,但是它的几何适应性好,几乎能对任何复杂的模型进行网格划分。本文所分析的模型几何形

状简单,因此采用结构网格进行划分,结果如图3所示。

1.3 流体流动模型和边界条件

罐内的模具和构件的主要升温方式是通过强制热对流,因此需要了解罐中流体的流动类型来进行有限元模拟。流体的流动状态分为层流和湍流两种,通常通过雷诺数 R_e 的大小来判断流体流动的类型。

- (1) $R_e \leq 2300$, 流体流动一定为层流;
- (2) $2300 < R_e < 8000$, 流体流动处于层流和湍流的过渡区;
- (3) $R_e \geq 800 \sim 12000$, 流体流动一定为湍流。

雷诺数的计算式为:

$$R_e = \frac{\rho u d}{\mu} \quad (6)$$

式中, u 为风速, μ 为气体的动力黏度, d 为热压罐直径,

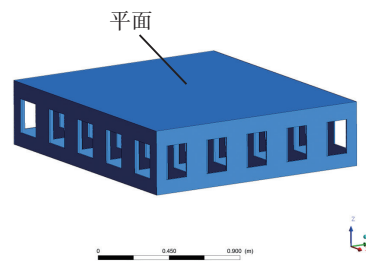


图1 典型热压罐成型模具结构
Fig.1 Typical type mold for autoclave

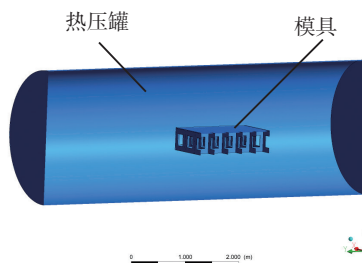


图2 框架式模具和简化热压罐模型
Fig.2 Frame type mold and simplified autoclave model

表1 材料的热性能

材料	密度 / (kg · m ⁻³)	比热 / (J · kg ⁻¹ · K ⁻¹)	导热系数 / (W · m ⁻¹ · K ⁻¹)
Q235	7850	502	10
空气	1.237	1006.43	0.0242

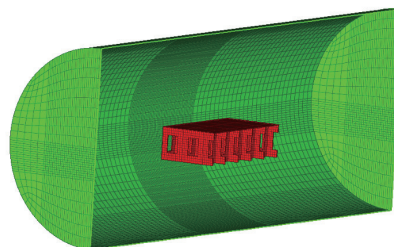


图3 温度场模拟有限元模型
Fig.3 FEA model of temperature field simulation

ρ 为气体密度。

本文使用的加热气体为空气,密度为 1.237kg/m^3 ,气体流速 1.5m/s ,热压罐直径为 2.5m ,空气的动力黏度为 $1.79 \times 10^{-5}\text{Pa} \cdot \text{s}$ 。

$$Re = \frac{1.237 \times 1.5 \times 2.5}{1.79 \times 10^{-5}} \approx 259148 > 12000$$

根据计算结果显示,罐内空气流动的类型一定为湍流。

根据热压罐的操作工艺设定边界条件:

(1)模型一端面设置为 Velocity-inlet,速度的值为 1.5m/s ,同时设定入口处气体的温度随时间变化,即固化工艺温度曲线。本文根据文献[4]的固化温度曲线(图4),设置了入口的温度变化。

(2)模型另一端面设置为 Outflow 出口。因为不了解罐中实际的压力分布情况,所以采用了 Outflow 出口边界条件。

(3)热压罐模型壁面设置为 Wall。

1.4 模拟结果和讨论

根据文献[4]中的试验数据验证表明,模拟仿真结果与试验测量温度结果吻合良好,误差在 5% 左右,如图 5 所示。模拟值与仿真值的误差主要来自 3 个方面:

(1)在文献[4]中的模具型板面是曲面,但是没有给出具体尺寸,由于曲面较为平缓,本文中将该曲面近似成了平面。(2)文献[4]中没有具体说明测温点在模具型板面上的坐标值,本文只能近似地选取模拟对比点。(3)仿真本身就是建立在各种假设和简化的基础上,因此会出现模拟值和实际值的误差。本文认为模拟计算模型精度较高,具有可信度。图 6 为升温阶段结束时的温度分布云图。型面的最大温差达到 50.1K ,迎风面到背风面温差逐步增大,在距离迎风端约 80% 的地方出现温度最低的区域,低温区域面积约为模具表面总面积的 25%,模具型面的温度成阶梯状分布。而模具型板表面的温度变化取决于模具型面与流体的外掠平板对流换热和底部框格与模具型面的热传导^[4]。当流体外掠过平板时,平板与流体接触面会产生边界层,由于流体的黏性作用损耗了动能,使得边界层里的速度沿流动方向减小,边界层的厚度沿流动方向不断增加^[9],如图 7 所示。根据对流换热理论,边界层越厚,导热的热阻也就越大,传热效率也就越低^[10],使得背风端出现低温。另一个导致背风端低温的原因是,底部格框的温度变化由射流冲击换热产生,但由于迎风面格框对背风面格框的阻碍作用,射流冲击换热的强度随着流向而降低,使得背风端格框温度较低,相对于迎风端,对型板传递的热量较少。综合上述两点,型板表面出现了如图 6 所示的温度分布。为了改善型板表面的温度分布,本文提出了一种使用非等厚型板的方法,此方法可以使高温

区域的热阻变大、低温区域的热阻变小,从而降低温度分布的不均匀性。

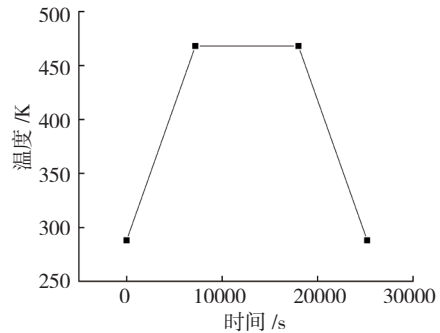


图4 简化工艺曲线

Fig.4 Simplified cured temperature curve

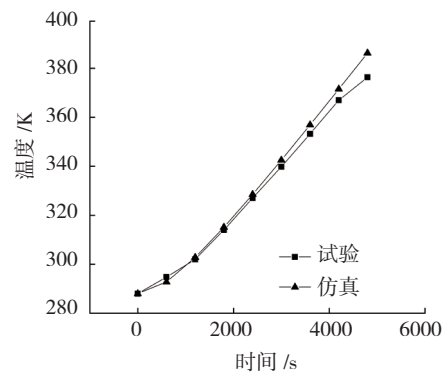


图5 测温点试验数据曲线和仿真数据曲线对比

Fig.5 Comparison between experimental curve and simulation curve of monitoring point

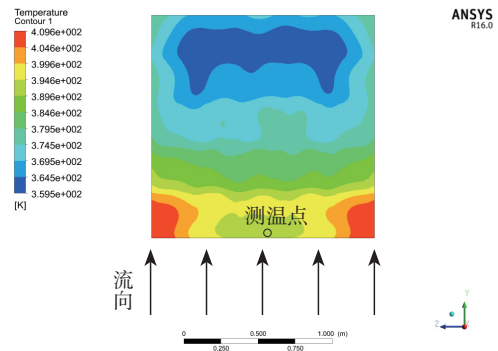


图6 模具型面温度场分布

Fig.6 Temperature distribution of mold plane

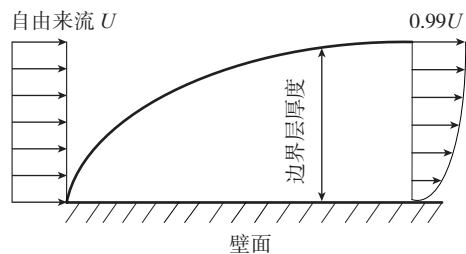


图7 平板附面层

Fig.7 Boundary layer of plane

2 非等厚型板模具数值模拟

热阻反映的是导热材料对热传导的阻碍能力,导热材料的热阻越大,对热传导的阻碍能力就越强^[10]。热传导的热阻 θ 计算式为:

$$\theta = \frac{L}{\lambda \cdot s} \quad (7)$$

式中, s 为材料传热面积, λ 为材料导热系数, L 为材料厚度。

根据公式(7),热阻与传导路径长度成正比,即型板厚度越厚,该区域的热阻也就越高,升温也就越困难。因此,本文利用这一性质,增加高温区域的型板厚度,同时降低低温区域的型板厚度,使模具型板表面的温度分布更加均匀。

此外,本文认为最大温差值只能反映局部特殊点的温度分布情况,不能反映整个型板表面的温度分布情况。因此,引入了方差这一统计量,方差可用来度量一组数据的离散程度,较最大温差值能更好地体现出型板表面的温度离散程度。本文利用后处理软件 CFD-Post 的 point cloud 命令在型板表面均匀地选取 5 万个点,获取每个点的温度值,从而计算出型板表面的温度方差。依据上述方法计算出的原始模具型板表面的温度方差为 166.27K^2 。

2.1 阶梯形非等厚度型板模具温度场模拟

根据图 6 的温度分布情况,可估计出较高的温度区域出现在距迎风端约 25%~40% 的区域,因此本文设计了 4 组阶梯型非等厚型板,距离迎风端的距离分别为 400mm、450mm、500mm 和 600mm,该区域的型板厚度从之前均匀型板的 15mm 增加到 20mm,其余位置的型板厚度减小为 10mm,如图 8 所示。各个型板升温阶段结束时表面的温度分布如图 9 所示。

表 2 中列出了阶梯型型板表面温度均匀性参数,这 4 组型板表面温差和温度方差较原始模具型面都有明显的降低,最大温差在 400mm 处出现了最小值,温度方差在 500mm 处出现了最小值。本文中将温度方差作为主要评价标准,且两组的最大温差相差很小。因此,可以认为第 3 组(50mm)温度分布更加均匀。对距迎风端 500mm 的区域进行加厚处理,会得到较好的温度分布情况。

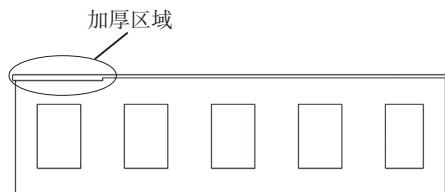


图8 阶梯型型板模具

Fig.8 Ladder typed plane mold

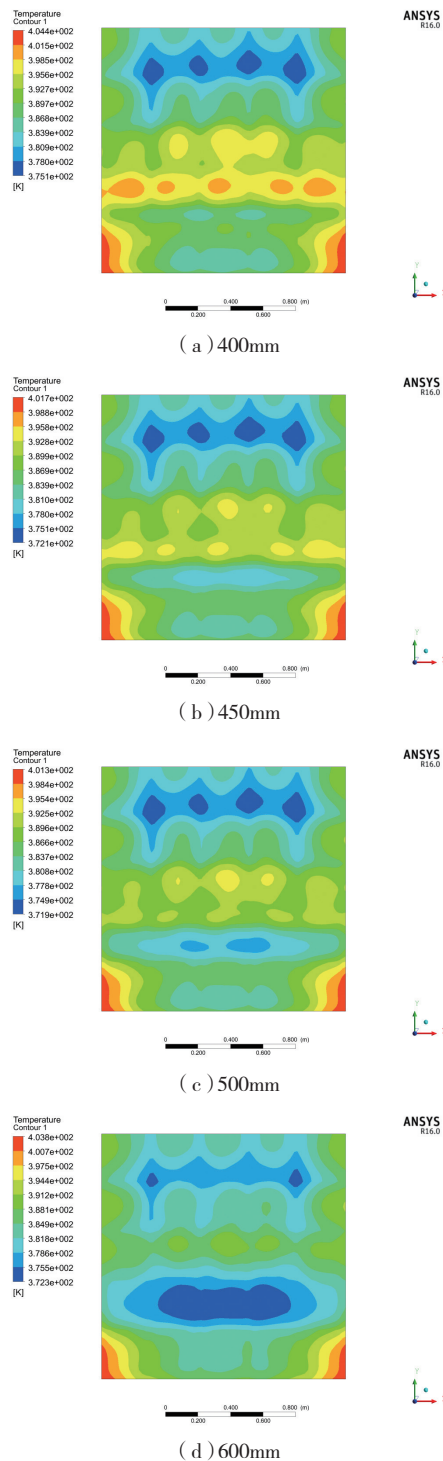


图9 阶梯型型板表面温度云图

Fig.9 Temperature distribution of ladder type plane mold

表2 阶梯型型板表面温度均匀性参数

分组	距迎风端的距离/mm	最大温差/K	温度方差/ K^2
1	400	29.3	45.2
2	450	29.6	44.1
3	500	29.4	43.8
4	600	31.5	44.2

2.2 梯形非等厚度型板模具温度场模拟

为了减小阶梯型型板厚度的突然变化对过渡区域温度的影响,本文采用了梯形非等厚度型板,如图10所示。梯形非等厚度型板低温区域的厚度改为10mm,高温区域厚度从20mm沿直线递减到10mm。相比于阶梯型型板,梯形型板高温区域的厚度更小,对导热的阻碍能力变小,使温度不易均匀。因此,增大距迎风端的距离使得高温区域厚度接近迎风端厚度,但是如果距离过大,会使低温区域的厚度增大,将导致低温区域温度更低。本文设计4组梯形非等厚度型板,距离迎风端的距离分别为800mm、900mm、1000mm和1100mm。梯形非等厚度型板升温阶段结束时,型板表面温度分布如图11所示。

表3列出4组距迎风端距离不同的梯形型板表面温度均匀性参数,对比这4组数据,最大温差和温度方差在第2组(900mm)出现了最小值,距离迎风端约60%,既保证了高温区域的热阻不会因为梯形厚度的原因变小,也保证了低温区域不会因为梯形厚度的原因变大,很好地权衡了两边的厚度分布。相比于阶梯型型板,梯形型板的最大温差有所升高,但是温度方差比最大温差更能反映温度的均匀性,因此本文认为梯形型板相对于阶梯型型板更有利于型板表面温度的均匀。

3 结论

(1) 本文分析了框架式模具的温度分布情况,并且依据热阻理论,提出了改善模具温度场的两种非等厚度型板方法,确定了梯形非等厚度型板和阶梯型非等厚度型板加厚的区域。结果表明,温差最大值降低了约40%,温度方差降低了约80%。

(2) 本文引入温度方差和温差最大值一同来评价温度均匀性,弥补了温差最大值只能分析型板面温度极

表3 梯形型板表面温度均匀性参数

分组	距迎风端的距离/mm	最大温差/K	温度方差/ K^2
1	800	34.5	40.4
2	900	32.7	32.6
3	1000	33.9	36.5
4	1100	33.5	41.0

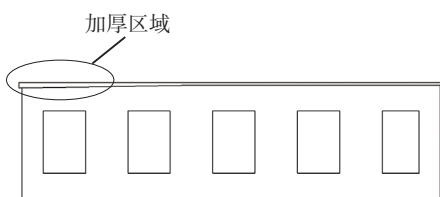


图10 梯形型板模具

Fig.10 Trapezoid type plane mold

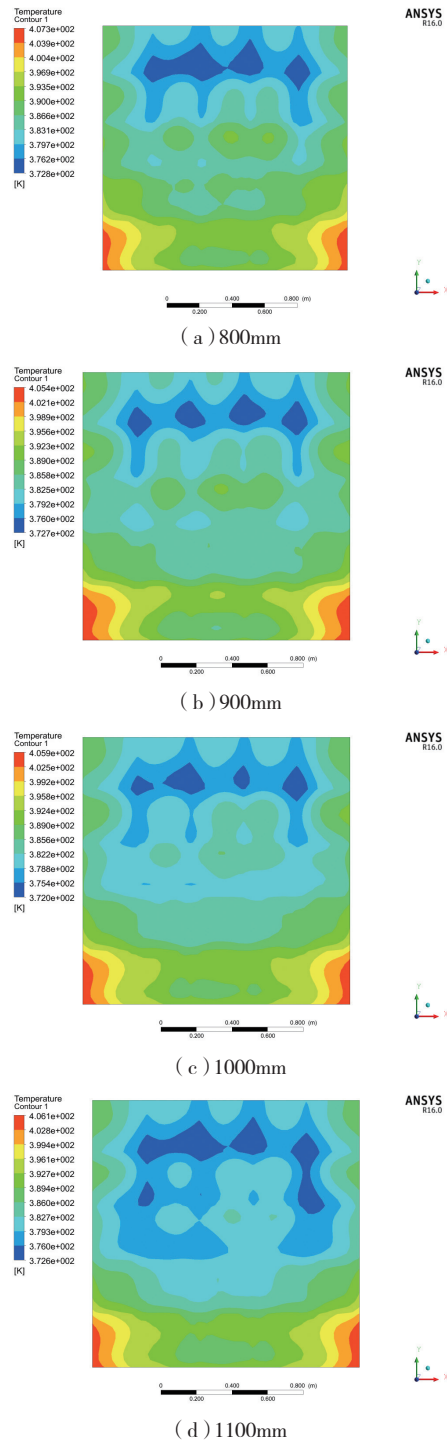


图11 梯形型板表面温度分布

Fig.11 Temperature distribution of trapezoid plane mold
 端两点的不足,可进一步准确地评价温度均匀性。本文的研究方法对今后复合材料构件成型模具设计具有一定的指导意义。

参考文献

[1] 晏冬秀,刘卫平,黄钢华,等. 复合材料热压罐成型模具设计研究[J]. 航空制造技术, 2012, 55(7): 49-52.

(下转第94页)

and surface integrity on fatigue properties of TC21 titanium alloy[J]. Mechanical Science and Technology for Aerospace Engineering, 2012, 31(12): 1921-1926.

[12] 温爱玲, 闫秀侠, 任瑞铭, 等. 高能喷丸时间对 TC4 疲劳性能的影响[J]. 材料热处理技术, 2009, 38(14): 127-129.

WEN Ailing, YAN Xiuxia, REN Ruiming, et al. Effect of high-energy shot peening time on fatigue performance of TC4 alloy[J]. Material and Heat Treatment, 2009, 38(14): 127-129.

[13] 王欣, 蔡建明, 王强, 等. 喷丸表面覆盖率对 Ti60 高温钛合金疲劳性能的影响[J]. 中国表面工程, 2011, 24(5): 58-63.

WANG Xin, CAI Jianming, WANG Qiang, et al. Effect of shot peening surface coverage on the fatigue property in Ti60 high-temperature titanium alloy[J]. China Surface Engineering, 2011, 24(5): 58-63.

[14] 李鹏, 刘道新, 关艳英, 等. 喷丸强化对新型 7055-T7751 铝合金疲劳性能的影响[J]. 机械工程材料, 2015, 39(1): 86-89.

LI Peng, LIU Daoxin, GUAN Yanying, et al. Effects of shot peening on fatigue property of new aluminum alloy 7055-T7751[J]. Materials for Mechanical Engineering, 2015, 39(1): 86-89.

[15] 陈国清, 田唐永, 张新华, 等. Ti6Al4V 钛合金陶瓷湿喷丸表面强化微观组织与疲劳性能[J]. 中国有色金属学报, 2013, 23(1): 122-127.

CHEN Guoqing, TIAN Tangyong, ZHANG Xinhua, et al. Microstructure and fatigue properties of Ti6Al4V titanium alloy treated by wet shot peening of ceramic beads[J]. The Chinese Journal of Nonferrous Metals, 2013, 23(1): 122-127.

[16] TSUJI N, TANAKA S, TAKASUGI T. Effect of combined plasma-carburizing and shot-peening on fatigue and wear properties of Ti-6Al-4V[J]. Surface and Coatings Technology, 2009, 203(10/11): 1400-1405.

[17] TAN L, YAO C F, ZHANG D H, et al. Empirical modeling of compressive residual stress profile in shot peening TC17 alloy using characteristic parameters and sinusoidal decay function[J]. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture, 2016. DOI:10.1177/1095440516657585.

[18] 高玉魁. 喷丸强化对 TC4 钛合金组织结构的影响[J]. 稀有金属材料与工程, 2010, 39(9): 1536-1539.

GAO Yukui. Effect of shot-peening on microstructure of TC4 titanium alloy[J]. Rare Metal Materials and Engineering, 2010, 39(9): 1536-1539.

[19] 宋颖刚, 高玉魁, 陆峰, 等. TC21 钛合金喷丸强化层微观组织结构及性能变化[J]. 航空材料学报, 2010, 30(2): 40-44.

SONG Yinggang, GAO Yukui, LU Feng, et al. Evolution of microstructure and properties of surface layer after shot peening of TC21 titanium alloy[J]. Journal of Aeronautical Materials, 2010, 30(2): 40-44.

[20] LIU Y G, LI H M, LI M Q. Characterization of surface layer in TC17 alloy treated by air blast shot peening[J]. Materials and Design, 2015, 65: 120-126.

[21] XIE L C, JIANG C H, LU W J, et al. Investigation on the residual stress and microstructure of (TiB+ TiC)/Ti-6Al-4V composite after shot peening[J]. Materials Science and Engineering A, 2011, 528(9): 3423-3427.

[22] 谭靛, 姚倡锋, 张定华. 7055 铝合金高速加工表面完整性对疲劳寿命的影响[J]. 机械科学与技术, 2015, 34(6): 872-876.

TAN Liang, YAO Changfeng, ZHANG Dinghua. Influence of the surface integrity on the fatigue life for high-speed milling of 7055 aluminum alloy[J]. Mechanical Science and Technology for Aerospace Engineering, 2015, 34(6): 872-876.

通讯作者: 张少平, 高级工程师, 研究方向为压气机结构设计, E-mail: 418923163@qq.com. (责编 逸飞)

(上接第88页)

YAN Dongxiu, LIU Weiping, HUANG Ganghua, et al. Design study for composites autoclave forming mould[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2012, 55(7): 49-52.

[2] MI Y Y, YAN Q Z, LI X H, et al. Effects of temperature induced thermal expansion and oxidation on the Charpy impact property of C/C composites[J]. Journal of Wuhan University of Technology (Materials Science Edition), 2015, 30(3): 473-477.

[3] 王永贵, 梁宪珠, 曹正华, 等. 热压罐工艺成型先进复合材料构件的温度场研究综述[J]. 玻璃钢/复合材料, 2009(3): 81-85.

WANG Yonggui, LIANG Xianzhu, CAO Zhenghua, et al. Review of the temperature field research of autoclave moulding for advanced composite components[J]. Fiber Reinforced Plastics/Composites, 2009(3): 81-85.

[4] 张铖. 大型复合材料结构热压罐工艺温度场权衡设计[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2009.

ZHANG Cheng. Curing temperature field tradeoff design method of largescale composite material structure in autoclave process[D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2009.

[5] 张铖, 梁宪珠, 王永贵, 等. 热压罐工艺环境对于先进复合材料框架式成型模具温度场的影响[J]. 材料科学与工程学报, 2011, 29(4): 547-553.

ZHANG Cheng, LIANG Xianzhu, WANG Yonggui, et al. Rules of impact of autoclave environment on frame mould temperature field of advanced composites[J]. Journal of Materials Science and Engineering, 2011, 29(4): 547-553.

[6] XIE G N, LIU J, ZANG W H, et al. Simulation and improvement of temperature distributions of a framed mould during the autoclave composite curing process[J]. Journal of Engineering Thermophysics, 2013, 22(1): 43-61.

[7] 林家冠, 杨睿, 王廷霞, 等. 大型复合材料构件热压罐成型温度分析与均匀性改善研究[J]. 玻璃钢/复合材料, 2015(5): 61-65.

LIN Jiaguan, YANG Rui, WANG Tingxia, et al. Large-scale composite curing temperature analysis and improvement in autoclave process[J]. Fiber Reinforced Plastics/Composites, 2015(5): 61-65.

[8] 傅承阳, 李迎光, 李楠垭, 等. 飞机复合材料制件热压罐成型温度场均匀性优化方法[J]. 材料科学与工程学报, 2013, 31(2): 273-276.

FU Chengyang, LI Yingguang, LI Nanya, et al. Temperature uniformity optimizing method of the aircraft composite parts in autoclave in autoclave processing[J]. Journal of Materials Science and Engineering, 2013, 31(2): 273-276.

[9] KAYS W M, WHITELOW J H. Convective heat and mass transfer[M]. New York: McGraw-Hill, 1980.

[10] 杨世铭, 陶文铨. 传热学[M]. 第4版. 北京: 高等教育出版社, 2006.

YANG Shiming, TAO Wenquan. Heat transfer[M]. 4th ed. Beijing: Higher Education Press, 2006.

通讯作者: 安鲁陵, 博士、教授, 研究方向为数字化设计制造技术、虚拟制造技术、飞机装配技术, E-mail: anllme@nuaa.edu.cn.

(责编 逸飞)