

基于 ABAQUS 的气动锤铆研究

刘登伟

(中国商飞上海飞机制造有限公司 航空制造技术研究所, 上海 201324)

摘要: 为了减少气动锤铆仿真所需的试验参数, 并降低气动锤铆仿真的计算难度, 基于冲量定理提出一种对气动锤铆进行仿真分析的方法。首先, 介绍了气动锤铆原理, 并以铆钉为对象, 对气动铆枪的动力学过程进行了分析, 得到单次冲击周期、冲击力峰值和能量转移率的关系式。以此为理论基础, 同时基于 ABAQUS 软件建立了气动锤铆的动力学有限元模型。然后, 进行了气动锤铆试验, 将试验所对应的铆钉质量、冲击力峰值及冲击频率输入了有限元模型。最后, 将得到的模型结果和试验结果, 从铆头直径、铆头高度以及铆钉直径 3 个方面进行了对比, 模型结果和试验结果的相对误差均在 2% 以内。结果表明提出的仿真分析方法是正确、有效的。

关键词: 飞机装配; 锤铆; 冲量定理; 铆头直径; 铆头高度; 铆钉直径

DOI: 10.13330/j.issn.1000-3940.2022.12.021

中图分类号: V262.4 **文献标志码:** A **文章编号:** 1000-3940 (2022) 12-0142-06

Research on pneumatic hammer riveting based on ABAQUS

Liu Dengwei

(Institute of Aeronautical Manufacturing Technology, COMAC Shanghai Aircraft Manufacturing Co., Ltd., Shanghai 201324, China)

Abstract: In order to reduce the experimental parameters required and the simulation calculation difficulty for the pneumatic hammer riveting simulation, a simulation analysis method of the pneumatic hammer riveting was proposed based on impulse theorem. Firstly, the principle of pneumatic hammer riveting was introduced, for the rivet, the dynamic process of pneumatic riveting gun was analyzed, and the relational expression between single impact cycle, peak value of impact force and energy transfer rate was obtained. Taking the relational expression as the theoretical basis and based on software ABAQUS, the dynamic finite element model of the pneumatic hammer riveting was establish. Consequently, the experiment of pneumatic hammer riveting was carried out, and the rivet mass, peak value of impact force and impact frequency corresponding to the experiment were input into the finite element model. At last, the obtained model results and experiment results were compared from the three aspects of upsetting head diameter, upsetting head height and rivet diameter. The relative error of the model results and the experimental results was within 2%. The results show that the proposed simulation analysis method is correct and effective.

Key words: aircraft assembly; hammer riveting; impulse theorem; upsetting head diameter; upsetting head height; rivet diameter

由于气动锤铆具有可达性好、灵活程度高、适用于多种甚至异种材料以及成本低廉的优势, 目前在飞机装配中仍然在广泛使用^[1]。

气动锤铆是一种冲击铆接方式, 其突出特点是虽然单次的冲击力不大, 但经过一次次小的塑性变形累积后也能够形成大塑性变形的永久连接。鉴于气动锤铆不可替代的应用价值, 相关研究也是一直在进行。Cherng J G 等^[2]从人机工程角度提出一种

系统的优化设计方法, 对铆锤和顶杆等进行了优化设计, 同时增加了弹簧和阻尼的结构, 从而使得锤铆过程中铆枪的振动大为改善。Bloxsom W A^[3]通过理论建立的锤铆模型研究了典型的气动冲击工具的性能。曲巍巍等^[4]从弹性碰撞角度出发, 采用有限元方法对气动锤铆进行建模, 并和机器人锤铆工艺进行了对比研究。鲁明等^[5]设计了参数可控的气动锤铆试验台, 然后基于试验台对气动锤铆工艺参数进行了研究。刘现伟等^[6]先是在自动铆接试验台上, 通过控制输入气压和铆接时间等研究了锤铆工艺参数, 并建立了基于振动力学的试验台动力学模型, 通过模型分析了顶铁振动、弹簧刚度、预紧力对铆接质量的影响。李辉等^[7]通过试验研究对比了

收稿日期: 2022-01-18; 修订日期: 2022-04-25

基金项目: 国家重点研发计划“智能机器人重点专项”
(2019YFB1311200)

作者简介: 刘登伟 (1979-), 男, 硕士, 高级工程师

E-mail: liudw_neu@126.com

复合材料斜面机器压铆和手工锤铆两种铆接方法的质量。秦运海^[8]则综合运用理论分析、有限元分析和试验方法,对锤铆的铆接机理和成形规律进行了研究。于渊等^[9]对比研究了自动锤铆和手工锤铆这两种不同铆接工艺的力学性能。王海龙等^[10-11]应用冲击动力学理论,并结合有限元模型间的数据传递,分别从理论和试验方面对锤铆的发生机理和变形规律进行了研究。周珂等^[12]搭建了气动锤铆试验台,研究了 2A10 铝合金半圆头铆钉气动锤铆的铆接干涉量和铆接头剪切强度与铆接时间之间的关系,并对铆钉镦头的微观组织结构进行了分析。鲁墨武等^[13]研究了锤铆参数优化方法。以上研究内容涉及锤铆的变形机理、变形规律以及工艺参数等。对于锤铆过程的建模研究,传统模型^[4,10-11]主要使用碰撞动力学或结合基于有限元数据传递的方法,虽然得到了比较合理的结果,但由于该模型需要获取铆枪的活塞质量且分析步数会随着总冲击次数增多而增加,存在参数获取难和计算繁琐的问题,实用性存在不足。

本文从冲量定理出发,基于 ABAQUS 软件,提出一种对锤铆过程进行仿真分析的方法,不再需要获取活塞质量这一参数,而且不需要进行多分析步之间的数据传递,可以在一个分析步内完成建模分析,最后通过气动锤铆试验验证了该模型的正确性。

1 气动锤铆原理

气动锤铆是目前最常用的铆接之一,它通过压缩空气驱动活塞在铆枪腔体内做往复运动,然后活塞反复冲击铆克进而撞击铆钉来达到塑性成形的一种铆接方式。铆枪的构造如图 1 所示,其主要原理为:压缩空气经由扳机进入铆枪后部后,分为主辅两路,主路位于活塞后面,辅路经由侧面进入活塞前方;当活塞位于位置 1 时,主路气流推动活塞向前运动,辅路气流经由排气孔 b 排出;当活塞前进到位置 2 时,以最大速度完成对铆克的撞击后,辅路气流开始推动活塞反向运动,主路气流则经由排气孔 a 排出;活塞在铆枪内如此往复运动对铆克反复撞击,每次撞击时铆克均受到活塞的冲量作用,从活塞获得动量和一部分能量,并将这部分能量传递给铆钉从而使铆钉逐步完成塑性成形。不同型号的铆枪,或者同样型号铆枪的输入气压不同时,均会产生不同的冲击频

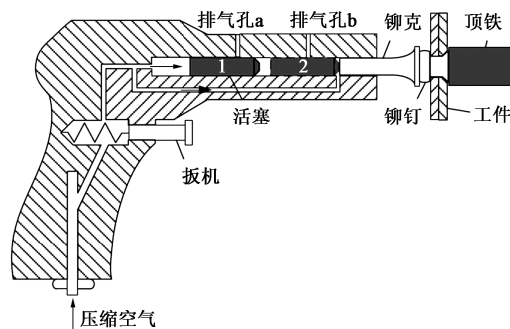


图 1 气动锤铆原理示意图

Fig. 1 Schematic diagram of principle for pneumatic hammer riveting

率和冲击速度。因此,气动锤铆是一种典型的冲击铆接过程。

2 有限元模型

2.1 动力学分析

根据冲量定理,忽略摩擦因素和铆克的初始速度,活塞和铆克发生撞击的瞬时,对铆克来说:

$$I_h = \int_0^T F_p dt = m_h \Delta v_h \quad (1)$$

式中: I_h 为活塞对铆克的冲量; F_p 为铆克受到的冲击力; T 为单次冲击周期; t 为时间; m_h 为铆克的质量; Δv_h 为铆克速度的变化量。

铆克获得的初始动能如下:

$$E_h = \frac{1}{2} m_h v_h^2 = \eta E_p \quad (2)$$

式中: E_h 为铆克获得的初始动能; E_p 为铆枪单次冲击能量; η 是活塞对铆克的能量转移率; v_h 为铆克的速度。

结合式 (1) 和式 (2), 可得冲量 I_h 和铆枪单次冲击能量 E_p 之间的关系为:

$$\frac{I_h^2}{2m_h} = \eta E_p \quad (3)$$

假设冲击力是按照正弦规律变化,且其峰值即为铆接力峰值 F_0 , 则 I_h 可由式 (4) 计算:

$$I_h = F_0 \int_0^T \sin\left(\frac{t}{T}\pi\right) dt \quad (4)$$

将式 (4) 代入式 (3), 可得:

$$F_0 \int_0^T \sin\left(\frac{t}{T}\pi\right) dt = \sqrt{2\eta m_h E_p} \quad (5)$$

可解得单次冲击周期 T 为:

$$T = \frac{\pi \sqrt{2\eta m_h E_p}}{2F_0} \quad (6)$$

式 (6) 为单次冲击周期 T 、铆接为峰值 F_0 和能量转移率 η 的关系式。该公式表明, 对于某把铆枪来说 (此时铆克的质量 m_h 、铆枪单次冲击能量 E_p 均已知), 单次冲击周期 T 和活塞对铆克的能量转移率 η 是单调的、一一定量对应的关系。因此, 如果确定了单次冲击周期, 即可确定难以获取的活塞对铆克的能量转移率, 从而可以获得铆钉所受到的冲击能量 ηE_p , 这是本文后续建立有限元气动锤铆模型的理论基础。在本模型中, 为了获取单次冲击周期 T , 需做如下处理: 首先根据试验测得的铆枪冲击力曲线选取一个基准周期 T_0 , 再配合一个等效系数 K 。 K 的取值范围为正实数, 且有 $T=KT_0$ 。加入等效系数 K 的目的是为了方便计算和比较。图 2 为本文选取的基准周期 T_0 , $T_0=0.001\text{ s}$ 。

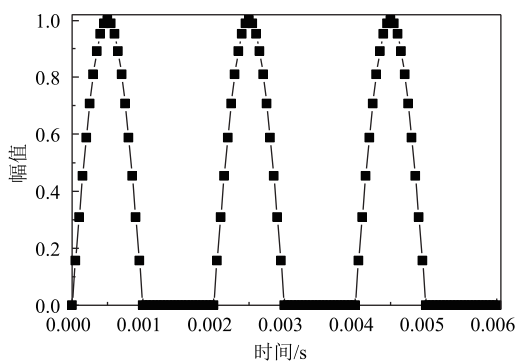


图 2 基准周期

Fig. 2 Base period

在一个冲击周期内, 冲击力由 0 增加至峰值, 再减小至 0。完成一次冲击后, 停顿一个周期再进行下一次冲击。等效系数的确定方法为: 首先取 $K=1.0$, 通过模型计算此时的镦头高度, 然后和期望的镦头高度进行比较, 如果大于期望值就按 10% 的步长加大 K 的取值, 即 $K=1.1$, 如果小于期望值就按 10% 的步长减小 K 的取值, 即 $K=0.9$ 。按此方法计算 5 次后, 以镦头高度为自变量、等效系数为函数值进行多项式拟合, 再在所得的多项式中代入期望的镦头高度, 即可得到其对应的等效系数 K , 这时求得的等效系数 K 即为实际所需的等效系数。图 3 为本文拟合得到的等效系数曲线。

等效系数的表达式如下:

$$K = 0.2432H^4 - 2.4272H^3 + 9.0278H^2 - 15.08H + 10.441 \quad (7)$$

式中: H 为镦头高度。

2.2 几何模型

取厚度为 2 mm 的机身蒙皮和厚度为 2 mm 的长

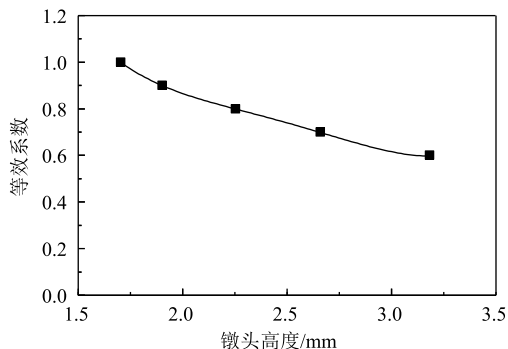


图 3 等效系数拟合曲线

Fig. 3 Fitting curve of equivalent coefficient

桁构成的夹层, 配合 100° 沉头铆钉的铆接结构形式。为了减少计算量, 在此只建立 1/4 的几何模型。锤铆前的铆钉孔直径 D_0 为 $\Phi 4.885\text{ mm}$, 锤铆前的钉杆直径 d_0 为 $\Phi 4.748\text{ mm}$, 其余的几何尺寸如图 4 所示。

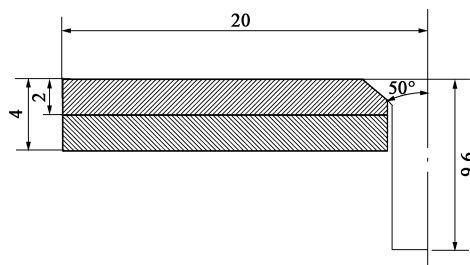


图 4 几何模型

Fig. 4 Geometry model

2.3 材料参数

铆钉材料为 2117-T4 铝合金^[14], 夹层材料为 Al-Li-S-4-T8 铝锂合金, 力学性能取自材料出厂报告。铆钉和铝锂合金材料的基本力学性能如表 1 所示, ABAQUS 软件所需的真实应力-真实塑性应变曲线如图 5 所示, 采用 ABAQUS 软件内置的弹塑性等向强化模型。

表 1 材料力学性能

Table 1 Material mechanical properties

材料	Al-Li-S-4-T8 铝锂合金	2117-T4 铝合金
弹性模量/GPa	72.0	71.7
泊松比	0.33	0.33
屈服强度/MPa	441	165
抗拉强度/MPa	483	296

2.4 有限元模型

(1) 铆克和顶铁的刚性远大于夹层材料和铆钉, 为了减小计算分析代价, 直接用解析刚体代替。

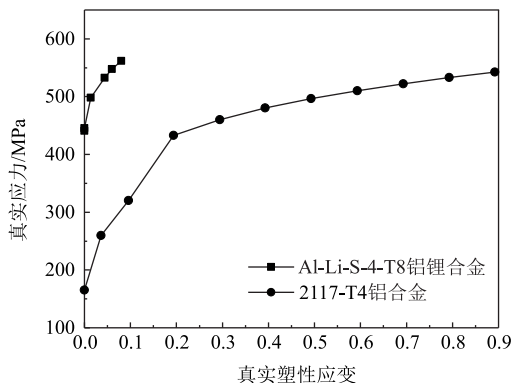


图 5 2117-T4 铝合金和 Al-Li-S-4-T8 铝锂合金的真实应力-真实塑性应变曲线

Fig. 5 True stress-ture plastic strain curves of 2117-T4 aluminum alloy and Al-Li-S-4-T8 aluminum-lithium alloy

(2) 单元类型的选取。铆接过程是一个包含几何非线性、边界非线性和材料非线性的强非线性过程, 对这类问题一般选用三维减缩积分单元 C3D8R。

(3) 单元尺寸的确定。经过多次尝试, 在保持网格收敛的条件下, 取铆钉的全局单元尺寸为 0.2 mm, 铝锂合金板的全局单元尺寸为 0.4 mm。

(4) 约束的施加。在模型的两个对称面上施加对称约束。顶铁采用全固定约束。在铝锂合金板与孔相对的一条边上施加竖向的 0 位移约束。

(5) 接触对的创建。共建立 5 对接触关系, 使用软件推荐的面-面接触算法, 这些接触对分别位于铆钉头和顶铁之间、铆钉和上铝锂合金板之间、铆钉和下铝锂合金板之间、上下铝锂合金板接触面之间及铆钉杆和铆克之间。接触面之间的摩擦因数均取 0.2^[14]。

(6) 载荷的施加。沿着铆钉轴向, 在铆克上施加集中力载荷。

(7) 模型的求解。考虑到锤铆过程是一个非线性的动态过程, 还包括碰撞及材料加工硬化等非线性因素, 为此需要进行动态非线性分析, 采用 ABAQUS 的 Explicit 显示分析步进行分析。最终的有限元模型如图 6 所示。

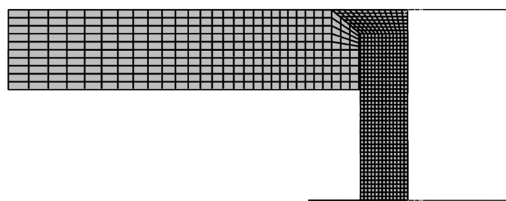


图 6 有限元模型

Fig. 6 Finite element model

3 结果验证

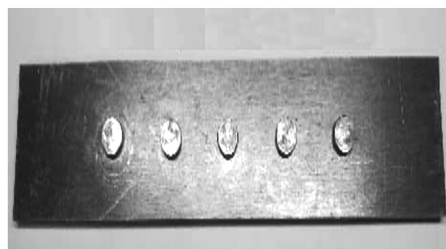
为了验证本文模型的正确性, 分别进行气动锤铆试验和有限元分析, 然后对这两者的结果进行对比分析。

3.1 气动锤铆试验

锤铆试验在气动锤铆试验台上进行。如图 7 所示, 设计 2 块尺寸为 120 mm×30 mm、厚度为 2 mm 的 Al-Li-S-4-T8 铝锂合金板, 配合 NAS1097AD6-6 的沉头铆钉进行气动锤铆试验。试验中铆钉孔径的测量工具采用数显孔径量规, 铆钉直径的测量工具采用数显薄片千分尺, 两者的测量分辨率均为 0.001 mm。铆接后的铆头高度和铆头直径测量采用数显游标卡尺, 测量分辨率为 0.01 mm。



(a)



(b)

图 7 气动锤铆试验

(a) 气动锤铆试验台 (b) 锤铆试验件

Fig. 7 Pneumatic hammer riveting test

(a) Pneumatic hammer riveting test bench

(b) Test pieces of hammer riveting

试验时, 首先将两块板固定在一起, 然后制孔, 测量得到孔径的平均值为 $\Phi 4.885$ mm。在气动锤铆试验台上完成铆接。输入的压缩空气压力值为 0.6 MPa。

取出 4 个合格的铆钉后, 按照图 8 所示分别在靠近钉头 0.4 mm、距离铆头 1.5 mm 和距离铆头 0.4 mm 位置测得 3 处的钉杆直径 d_1 、 d_2 、 d_3 , 以及铆头直径 D_R 和铆头高度 H_R , 结果如表 2 所示。

3.2 结果对比

试验所用铆克质量为 92 g。从试验台采集的铆

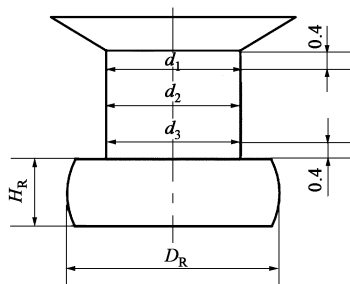


图 8 铆钉测量示意图

Fig. 8 Schematic diagram of measurement for rivets

表 2 气动锤铆试验和模拟结果对比

Table 2 Comparison between simulation and experiment results of pneumatic hammer riveting

参数	铆头高度	铆头直径	铆钉直径		
	H_R	D_R	d_1	d_2	d_3
试验值/mm	2.14	$\Phi 7.55$	$\Phi 4.936$	$\Phi 4.944$	$\Phi 4.973$
模拟值/mm	2.13	$\Phi 7.70$	$\Phi 4.915$	$\Phi 4.940$	$\Phi 4.967$
绝对误差/mm	0.010	-0.151	0.021	0.004	0.006
相对误差/%	0.47	-2.00	0.43	0.08	0.13

枪冲击力信号如图 9 所示。经过信号处理得到平均冲击力为 3551.2 N，平均冲击频率为 26.18 Hz，平均总冲击次数为 28 次。

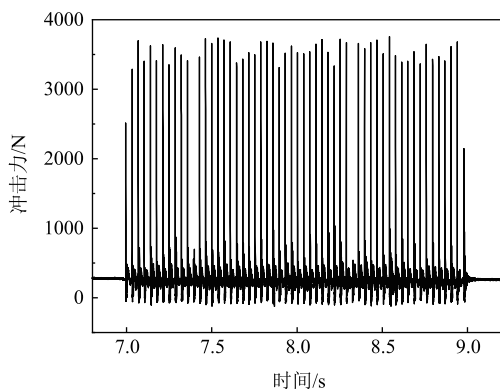


图 9 铆枪冲击力信号

Fig. 9 Impact force signal of riveting gun

将上述参数输入有限元模型，计算得到的最终结果如图 10 所示，变形结果和等效应力结果初步表明了该模型的合理性。然后，分别量取铆头高度、铆头直径和铆接后的铆钉直径 d_1 、 d_2 、 d_3 。将计算结果也列入表 2 并进行比较。

由表 2 可以看到，该模型计算的铆头高度、铆头直径以及铆钉直径 d_1 、 d_2 、 d_3 的精度均很高，最大相对误差不超过 2%。但从绝对误差来看，在钉头附近的计算误差最大。分析原因为：(1) 实际铆

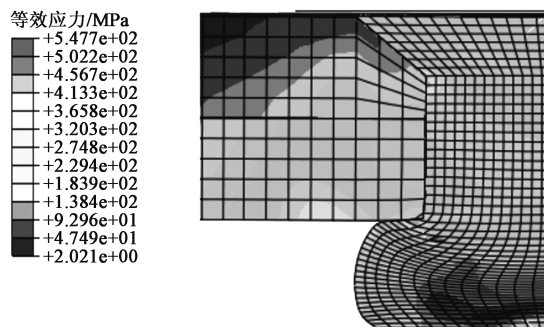


图 10 气动锤铆有限元模拟结果

Fig. 10 Finite element simulation result of pneumatic hammer riveting

钉形状包括了钉头顶面的中心突起、过渡圆角等，而有限元建模时并未予以考虑，导致此处的材料变形特性和实际存在偏差；(2) 此处位于埋头窝和孔径的交汇处，变形复杂，而有限元模型采用的是线性单元，等于是用线段代替曲线，精度会有所损失；(3) 锤铆时，材料的流动方向是从铆头流向钉头的，受周围材料约束，在钉头处的流动相较铆头会更为困难。有限元作为一种数值模型，本身会高估结构的刚度，从而计算所得的材料流动性会弱于实际材料的流动性，这也是一个重要的偏差来源。但综合来看，可以认为该模型是有效的。

4 结语

本文采用的基于冲量定理的气动锤铆有限元模型，仅计算了 6 次，也减少了活塞质量这一难以获取的参数，按照传统模型则需要计算 28 次，且必须知道活塞质量才能求解；模拟值和试验值的对比表明，模拟值的相对误差最大不超过 2%。本文的模型过程更加简单、效率更高，且具有较好的计算精度。

参考文献：

- [1] Zhao H, Xi J, Zheng K, et al. A review on solid riveting techniques in aircraft assembling [J]. Manufacturing Review, 2020, 7 (40): 1-18.
- [2] Cherng J G, Eksioğlu M, Kizilaslan K. Vibration reduction of pneumatic percussive rivet tools: Mechanical and ergonomic re-design approaches [J]. Applied Ergonomics, 2008, 40 (2): 256-266.
- [3] Bloxson W A. Modeling of the Reciprocating, Pneumatic Impact Hammer [D]. Las Vegas: University of Nevada, Las Vegas, 2003.
- [4] 曲巍巍, 石鑫, 董辉跃, 等. 气动锤铆过程仿真分析与试验 [J]. 浙江大学学报: 工学版, 2014, 48 (8): 1411-1418.
Qu W W, Shi X, Dong H Y, et al. Simulation and test on process

- of percussive impact riveting [J]. Journal of Zhejiang University: Engineering Science, 2014, 48 (8): 1411-1418.
- [5] 鲁明, 钱炜, 刘钢. 气动锤铆试验台设计与工艺研究 [J]. 通信电源技术, 2015, 32 (6): 92-94.
- Lu M, Qian W, Liu G. Test-bed design and process research for pneumatic hammer riveting [J]. Telecom Power Technology, 2015, 32 (6): 92-94.
- [6] 刘现伟, 钱炜. 气动锤铆自动铆接的工艺研究 [J]. 有色金属材料与工程, 2017, 38 (3): 154-159.
- Liu X W, Qian W. Process research of automatic riveting for pneumatic riveting hammer [J]. Nonferrous Metal Materials and Engineering, 2017, 38 (3): 154-159.
- [7] 李辉, 易成君, 王倩, 等. 复合材料斜面压铆和锤铆铆接质量对比分析 [J]. 航空制造技术, 2017, 537 (18): 92-94, 100.
- Li H, Yi C J, Wang Q, et al. Contrastive analysis on quality of compression riveting and hammer riveting of slant composites [J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2017, 537 (18): 92-94, 100.
- [8] 秦运海. 飞机蒙皮锤铆过程仿真与工艺试验 [D]. 沈阳: 沈阳航空航天大学, 2018.
- Qin Y H. Simulation and Experiment of Hammer Riveting Process in Aircraft Skinning [D]. Shenyang: Shenyang Aerospace University, 2018.
- [9] 于渊, 朱振江, 张奇野, 等. 自动锤铆与手工锤铆铆接力学性能研究 [J]. 航空精密制造技术, 2019, 55 (5): 36-38.
- Yu Y, Zhu Z J, Zhang Q Y, et al. Research on mechanical properties of automatic and manual riveting [J]. Aviation Precision Manufacturing Technology, 2019, 55 (5): 36-38.
- [10] 王海龙. 基于冲击动力学的气动锤铆仿真建模与试验研究 [D]. 上海: 上海交通大学, 2019.
- Wang H L. Simulation Modeling and Experimental Study of Pneumatic Hammer Riveting Based on Impact Dynamics [D]. Shanghai: Shanghai Jiao Tong University, 2019.
- [11] 王海龙, 王华. 气动锤铆过程有限元仿真建模与试验研究 [J]. 机械设计与制造, 2020, 357 (11): 161-164.
- Wang H L, Wang H. Finite element simulation modeling and experimental study of pneumatic hammer riveting process [J]. Machinery Design & Manufacture, 2020, 357 (11): 161-164.
- [12] 周珂, 葛英飞, 薛亚军, 等. 2A10 铝合金气动锤铆机理与试验研究 [J]. 南京工程学院学报: 自然科学版, 2020, 18 (2): 1-6.
- Zhou K, Ge Y F, Xue Y J, et al. 2A10 aluminum alloy pneumatic hammer riveting mechanism and experimental research [J]. Journal of Nanjing Institute of Technology: Natural Science Edition, 2020, 18 (2): 1-6.
- [13] 鲁墨武, 殷思羽, 姜春英, 等. 飞机蒙皮锤铆参数优化方法研究 [J]. 机械工程与自动化, 2020, (2): 19-21.
- Lu M W, Yin S Y, Jiang C Y, et al. Parameters optimization method research on aircraft skin hammer riveting [J]. Mechanical Engineering & Automation, 2020, (2): 19-21.
- [14] Szolwinski M P, Farris T N. Linking riveting process parameters to the fatigue performance of riveted aircraft structures [J]. Journal of Aircraft, 2012, 37 (1): 130-137.

