

文章编号:1674-8190(2014)03-377-06

# 复合材料加筋筒段压载荷承载能力优化

田智亮,孙秦

(西北工业大学 航空学院,西安 710072)

**摘要:** 复合材料加筋筒段是航空航天领域广泛采用的结构构形,其结构形式决定了重量及承压能力。为了研究加筋筒壁的承载能力,分析筋条间距、筒段长度和四种典型工程筋条截面的影响;以结构轻重量为目标函数,结构临界屈曲载荷、筋条局部屈曲载荷为约束,采用梁轴惯性矩平移模型,对复合材料筒壁 $0^\circ$ 、 $\pm 45^\circ$ 、 $90^\circ$ 各铺层总厚度和筋条截面尺寸进行优化。结果表明结构轻重量设计中 $\tau$ 型桁条最有利,并得到其设计曲线,为工程设计应用提供参考。

**关键词:** 复合材料;加筋筒段;承载能力;优化;惯性平移

**中图分类号:** V214.8

**文献标识码:** A

## Load Carrying Capacity Optimization of Cylindrical Stiffened Composite Panel under Pressure Load

Tian Zhiliang, Sun Qin

(School of Aeronautics, Northwestern Polytechnical University, Xi'an 710072, China)

**Abstract:** The structural forms of cylindrical stiffened composite panels are widely used in the aerospace field. The weight and pressure bearing capacity are determined by the structure layout. In order to study the load carrying capacity of cylindrical stiffened composite panel, the influence of stringers' distance, panel's length and typical sections, the ply thickness of  $0^\circ$ ,  $\pm 45^\circ$ ,  $90^\circ$  and section sizing of stringer are optimized. The structural weight is chosen as objective function and the critical buckling load and local buckling load of stringer are constraints. The results show that  $\tau$ -section stringer is most favorable in structural lightweight design, and the design curves are obtained as well. The results could provide valuable reference for project design.

**Key words:** composite; cylindrical stiffened panels; carrying capacity; optimization; inertial translation

## 0 引言

加筋筒段是航空航天领域广泛采用的结构形式。近年来,复合材料大量应用于航空航天结构,复合材料加筋筒段的设计显得尤为重要。对复合材料加筋筒段进行设计时,采用优化设计可得到理想的结构形式。Tang Qian等<sup>[1]</sup>基于ANSYS与MATLAB软件,采用有限元与抽样调查算法相结合的方法对复合材料圆筒的铺层方向进行优化分析。R. Rikards等<sup>[2]</sup>采用基于代理模型和响应面

方法的优化程序,在实验数据和有限元模拟的基础上对复合材料加筋壁板进行优化设计。M. Lillico<sup>[3]</sup>采用稳定性优化软件VICONOPT对复合材料Z型加筋板的筋条截面尺寸和铺层进行优化。赵美英等<sup>[4-5]</sup>采用基于MSC. Nastran的二次开发技术对复合材料加筋壁板铺层厚度、筋条间距进行优化分析,但其优化方法只能针对截面相对简单的筋条,且不能实现对筋条截面全部尺寸的优化,操作也较繁琐。

本文为了分析筋条间距、筒段长度和四种典型工程筋条截面对加筋筒壁承载能力的影响,首先将筋条间距和筒段长度离散为有限个值,选用典型工程筋条截面以研究其对承载能力的影响;然后采用

收稿日期:2013-10-20; 修回日期:2013-11-25

通信作者:田智亮, zhiliangtian401x@163.com

优化算法,对每一种布局进行尺寸优化;最终得到相应的设计曲线。

## 1 优化模型

加筋筒段的筒壁和筋条分别采用碳纤维材料 AS4/938 和 AS4/3501-6,筒壁直径为 4 000 mm,长度为 500 mm。筒段一端简支,另一端作用均匀压载荷,复合材料加筋筒段模型如图 1 所示。

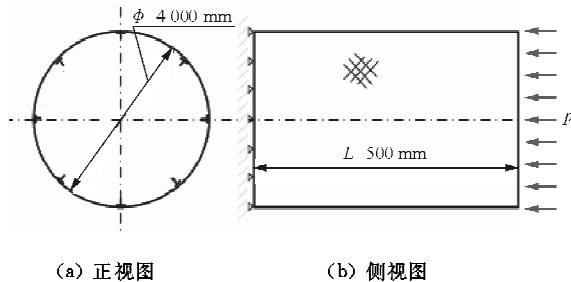


图 1 复合材料加筋筒段构形示意图  
Fig. 1 Structural diagram of composite cylindrical stiffened panels

筋条采用各铺层方向比例已确定的复合材料层合板,铺层比例为  $0^\circ : \pm 45^\circ : 90^\circ = 3 : 2 : 1$ 。筋条通过均化处理,使其成为各向同性材料<sup>[6-7]</sup>,均化后的弹性常数  $E = 85.135 \text{ GPa}$ ,  $\nu = 0.285$ 。对于复合材料加筋筒段,其优化变量为筒壁  $0^\circ$ 、 $\pm 45^\circ$ 、 $90^\circ$ 各铺层总厚度以及筋条截面尺寸。

复合材料加筋薄型筒段端部作用面内压载荷时,其承载能力可由初始临界屈曲载荷描述,因此在结构轻量化优化设计中,需将临界载荷作为约束函数。此外,在复合材料加筋筒段优化设计中,需考虑以下工程约束:①筒壁除特殊需要外,应采用对称均衡铺层,以避免耦合引起的翘曲;②由  $0^\circ$ 、 $\pm 45^\circ$ 、 $90^\circ$ 铺层构成的筒壁,任一铺层角度单层最少层数百分比一般不小于 10%;③筋条通常应在使用载荷下不发生屈曲<sup>[8-9]</sup>。

本文优化的数学模型可描述为

$$\min \text{weight}(x, y, z)$$

$$\text{s. t. } \lambda_{\text{skin}} = \min_{j \in I} \{\lambda_j, |K - \lambda_j G| = 0\} \geq 1;$$

$$\lambda_{\text{stringer}} \geq 1;$$

$$x_{90^\circ} \geq \frac{1}{9}(x_{0^\circ} + 2x_{\pm 45^\circ});$$

$$x_{45^\circ} = x_{-45^\circ};$$

$$\bar{x}_{0^\circ, \pm 45^\circ, 90^\circ} \leq x_{0^\circ, \pm 45^\circ, 90^\circ} \leq \bar{x}_{0^\circ, \pm 45^\circ, 90^\circ};$$

$$y_i \leq y_i \leq \bar{y}_i \quad (i=1, \dots);$$

$$z_i \leq z_i \leq \bar{z}_i \quad (i=1, \dots)$$

式中:  $K$  为加筋筒段结构的刚度矩阵;  $G$  为加筋筒段结构的几何刚度矩阵;  $x_{0^\circ}$ 、 $x_{\pm 45^\circ}$ 、 $x_{90^\circ}$  为筒段  $0^\circ$ 、 $\pm 45^\circ$ 、 $90^\circ$  铺层方向的铺层厚度;  $y_i$ 、 $z_i$  分别为筋条的板边长和厚度。

## 2 有限元建模方法筛选

加筋壁板在有限元数值模拟中通常有两类建模方法:一是壁板和筋条均采用壳单元,这类模型是对加筋壁板结构构形及力学行为的高保真模拟,称其为模型 1;二是壁板采用壳单元,筋条采用轴类梁单元,两者间采用力学协调关系连接<sup>[10]</sup>,这类模型对于结构传力问题有很好的模拟精度,但对于筋条板边的局部屈曲失稳载荷却无法模拟,称其为模型 2。

实际结构中,壁板、筋条的中性面并不重合,模型 1 中可通过设置偏置来实现,但其可变结构参数只能是壳单元厚度,故模型 1 不适用于本文优化设计。模型 2 可实现壁板厚度参数及筋条截面参数的变化,满足优化设计要求,但模型的计算精度需要予以确认。本文通过采用对两类模型计算结果进行比较的方法,获得对模型 2 计算精度的考核。

### 2.1 参考面设置对屈曲特征值的影响

模型 1 中的壳单元参考面可选择为外表面(外偏)或内表面(内偏),这种参考面的偏置理论上并未改变壳单元的力学性质,但却改变了面内载荷的作用平面,因此对计算结果是有影响的。取平板和圆筒两类结构进行验证,二者的厚度均为 3 mm。平板四边简支,长、宽均为 100 mm,一对边作用 100 N/mm 的均匀线压载荷;圆筒的直径为 4 000 mm,长度为 500 mm,一端简支,另一端作用 100 N/mm 的均布压载荷。壳单元参考面分别取为中面、外表面和内表面,平板和圆筒的屈曲特征值如表 1 所示。

表 1 偏置对屈曲特征值的影响

Table 1 Offset influence on buckling eigenvalue

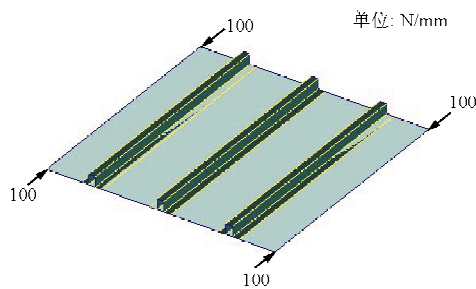
结构类型	屈曲特征值		
	无偏置	外偏	内偏
平板	10.04	10.07	10.07
圆筒	0.840 92	0.400 74	0.965 48

从表 1 可以看出:不同类型的结构其屈曲特征值相差巨大;平板的屈曲特征值在参考面设置不同的情况下,误差可接受;而圆筒的屈曲特征值在参考面设置不同的情况下,结果差异较大,计算圆筒类结构时应尽量避免偏置设置。

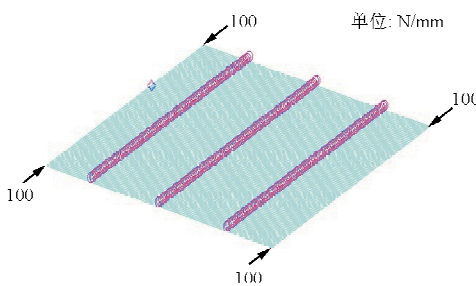
### 2.2 加筋壁板力学建模计算精度比较

模型 2 在 Nastran 软件中可通过 RBE2 单元或 RBE3 单元两种多点约束(MPC)方法实现。考虑到圆筒设置偏置带来的计算误差,验证模型中壁板采用平板。

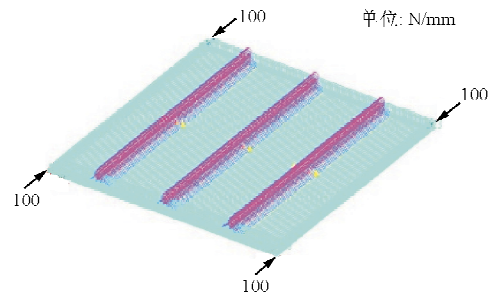
对于长、宽均为 1 000 mm,厚度分别为 3 和 5 mm 的四边简支加筋平板,其一对边作用 100 N/mm 均布压载荷,平板上布有 3 根间距为 300 mm 的帽形筋条,筋条宽、高均为 30 mm,厚度为 2 mm。平板的弹性常数  $E_1=78 \text{ GPa}$ ,  $\nu_1=0.3$ ;筋条的弹性常数  $E_2=198 \text{ GPa}$ ,  $\nu_2=0.3$ 。在模型 1 中平板的参考面设置在加筋一侧表面,使筋条与平板完全贴合。模型 1 和模型 2(包括 RBE2 模型和 RBE3 模型)的示意图如图 2 所示。RBE3 模型中,选用一个从节点并约束其所有自由度,选用 4 个主节点,各节点的加权系数均为 1。



(a) 模型 1



(b) RBE2 模型



(c) RBE3 模型

图 2 验证模型示意图

Fig. 2 Schematic diagram of verification models

各验证模型的一阶屈曲特征值如表 2 所示。

表 2 验证模型的一阶屈曲特征值

Table 2 An order buckling eigenvalue of the models

验证模型	一阶屈曲特征值	
	平板厚度为 3 mm	平板厚度为 5 mm
有偏置	2.728 1	8.174 5
无偏置	2.151 8	7.127 1
RBE2	1.455 8	6.225 2
RBE3	2.208 4	7.142 3

从表 2 可以看出:对于加筋平板,模型 1 中参考面偏置对屈曲特征值有明显影响,参考面的设置使结果偏大;而无偏置结构与实际结构相比,未考虑筒壁和筋条的半厚度,其刚度要比实际结构小,计算的特征值偏小,因而真解应介于两者之间;RBE2 连接模型使结构整体刚度变小,即特征值变小;RBE3 连接模型计算结果处于模型 1 的计算结果范围内,且其与常用的无偏置计算结果计算误差在 2%之内,因而采用 RBE3 连接模型计算要优于 RBE2 连接模型。

### 2.3 梁轴惯性矩平移模型与 RBE3 模型比较

RBE3 连接模型用于模拟壁板与筋条的连接关系已有较好的计算精度,且在结构优化模型中可改变筋条截面尺寸,但该模型无法改变梁节点到筒壁中面的距离,而在优化过程中,此距离是变化的。因此,需要建立一个与 RBE3 连接模型近似等效且能使梁节点到蒙皮中面距离变化的模型——梁轴惯性矩平移模型<sup>[11]</sup>。

梁轴惯性矩平移是将梁节点设置在壁板中面(板参考面)上,即梁节点与壁板壳单元节点重合。梁截面在加筋壁板结构中的惯性矩、惯性积由惯性平移定理获得;梁单元的惯性矩、惯性积由优化变量直接表达。

平板分别布有一根筋条和三根筋条时,两种建模方式的屈曲特征值计算结果如表3所示,可以看出梁轴惯性矩平移模型与RBE3模型的计算结果相近,证明本文采用梁轴惯性矩平移模型是合理的。

表3 两种建模方式计算结果(筋条弹性模量  $E=78$  GPa)  
Table 3 Results of two kinds of modeling methods  
(modulus of elasticity of ribs  $E=78$  GPa)

验证模型	屈曲特征值	
	一根筋条	三根筋条
RBE3模型	0.154 96	0.787 2
惯性矩平移模型	0.156 28	0.790 5

### 3 加筋筒模型的优化过程及结果分析

#### 3.1 优化过程

为分析筒段长度、筋条间距和筋条截面形状对承载能力的影响,将筒段长度离散为300、350、400、450和500 mm等五个值;筋条间距离散为314、279、251.2、228.4、209.3、179.4和157 mm等七个值;筋条截面典型构型取为T型、 $\tau$ 型、60°斜边帽型、70°斜边帽型等四种。为得到加筋筒段的设计曲线,对每个离散模型施加100、300、500、700和900 N/mm等五个不同的压载荷。通过700组模型的优化结果,可得到筒段长度、筋条间距、筋条截面形状对复合材料加筋筒壁重量及承压

能力的影响规律。

复合材料加筋筒段优化模型中,筋条采用轴类梁单元。由于轴类梁元与筒段贴合,筋条受到蒙皮的弹性支持,使其整体失稳载荷大于蒙皮的局部失稳。但实际筋条是板条的组合件,在受载过程中有可能发生局部失稳,需将复合材料加筋筒段结构筋条板条局部临界屈曲特征值作为约束函数。筋条板条的处理方式可以分为三边简支一边自由和四边简支两类<sup>[12]</sup>。对于本文中四种构型的筋条,除T型截面的立边和 $\tau$ 型截面的远端横边可以用三边简支、一边自由处理,其余均可处理为四边简支。

三边简支一边自由类型筋条板条的计算公式<sup>[12-13]</sup>为

$$\lambda = \frac{0.9 \times [0.425 + (b/a)^2] E}{(b/t)^2} \quad (1)$$

式中: $b$ 为承载边长; $a$ 为筋条长度; $t$ 为板边厚度; $E$ 为均化后的杨氏模量。

四边简支类型筋条板条的计算公式<sup>[12-13]</sup>为

$$\lambda = \frac{3.6E}{(b/t)^2} \quad (2)$$

#### 3.2 计算结果分析

分析T型、 $\tau$ 型、60°斜边帽型、70°斜边帽型等四种筋条的各175组模型,它们优化后的平均重量分别为60.48、59.18、59.65和59.75 kg。可以看出四类筋条中,除去工艺及其他因素,采用 $\tau$ 型筋条对于结构轻量化设计是最有利的。 $\tau$ 型筋条间距为314 mm时,在不同的均布载荷和筒段长度下,筒段单位长度的质量如表4所示。在均布压载荷为100 N/mm时,筋条间距和筒段长度对结构重量的影响如表5所示。

表4 各模型的单位长度质量( $\tau$ 型筋条间距为314 mm)

Table 4 Mass per unit length of different models(spacing of  $\tau$  type ribs is 314 mm)

筒段长度/mm	筒段单位长度质量/(kg·mm <sup>-1</sup> )				
	载荷 100 N/mm	载荷 300 N/mm	载荷 500 N/mm	载荷 700 N/mm	载荷 900 N/mm
300	0.074 64	0.126 10	0.160 53	0.190 37	0.217 03
350	0.076 39	0.126 72	0.160 99	0.189 59	0.214 53
400	0.077 31	0.127 24	0.161 88	0.190 41	0.214 55
450	0.077 72	0.128 18	0.162 04	0.190 21	0.215 04
500	0.077 91	0.128 30	0.163 00	0.191 35	0.215 90

表 5 不同模型的优化结果(均布压载荷为 100 N/mm)

Table 5 Optimization results of different models(uniform pressure load is 100 N/mm)

筒段长度/mm	结构重量/kg						
	筋条间距 314 mm	筋条间距 279 mm	筋条间距 251.2 mm	筋条间距 228.4 mm	筋条间距 209.3 mm	筋条间距 179.4 mm	筋条间距 157 mm
300	22.393	22.956	22.442	22.035	21.733	21.168	20.671
350	26.736	26.784	26.176	25.652	25.209	24.439	23.670
400	30.922	30.423	29.803	29.149	28.587	27.549	26.614
450	35.058	34.200	33.371	32.607	31.890	30.466	29.419
500	38.860	37.437	36.855	35.701	35.075	33.346	32.067

从表 5 可以看出:随筋条间距的减小,复合材料加筋筒段结构重量呈下降趋势;结构重量随筒段长度的增大而增加较快,对结构轻量化设计是不利的;若增加筒段长度的同时增加筋条数量,可明显抑制结构增重趋势,有利于轻量化结构设计。

综合表 4~表 5,可以得到在筒段长为 300 mm,τ 型筋条间距为 157 mm 时,结构的重量最轻。

τ 型筋条的截面尺寸如图 3 所示。筒段长为 300 mm,筋条间距为 157 mm 时,τ 型筋条加筋筒段的设计曲线如图 4~图 6 所示。

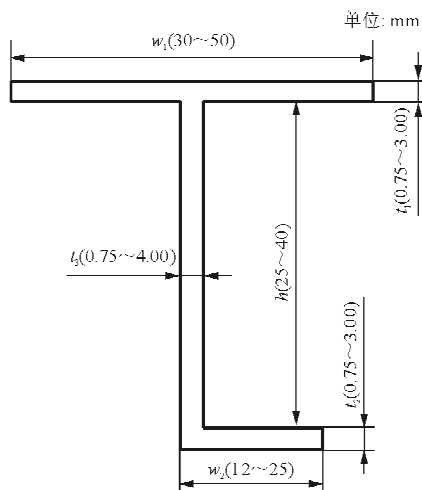


图 3 τ 型筋条截面尺寸

Fig. 3 Section sizes of τ-stringer

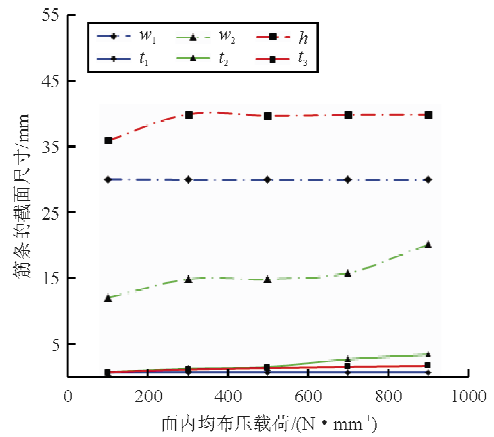


图 4 筋条截面尺寸设计曲线

Fig. 4 Design curves of stringer sizes

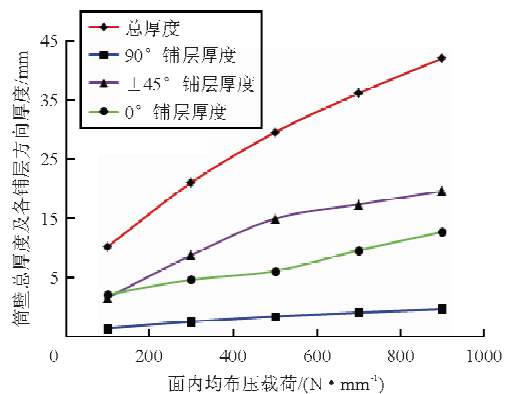


图 5 筒段铺层厚度设计曲线

Fig. 5 Design curves of ply thickness of cylinder panel

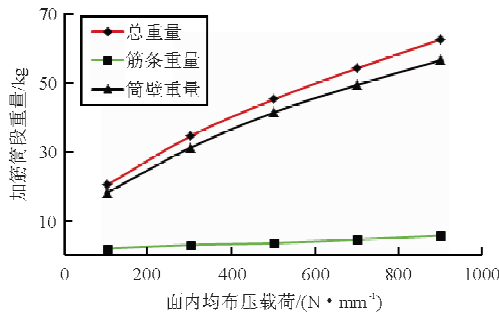


图6 加筋筒段重量设计曲线

Fig. 6 Design curves of weight of cylinder panel

图4~图5给出了加筋筒段各尺寸参数的设计曲线,在已知设计载荷时,可以从图4~图5直接得到 $\tau$ 型筋条的截面尺寸以及筒壁各铺层方向的铺层厚度,大大减少了设计工作量。同时,图6给出了相应的加筋筒段的重量,为重量估计提供参考。

## 4 结论

(1) 采用惯性矩平移模型进行加筋筒壁优化分析,不仅具有良好的计算精度,同时实现了筋条的全截面尺寸优化。而将筋条局部屈曲特征值引入约束条件中,确保了筋条不会发生局部屈曲。

(2) 对于四类桁材,除去工艺及其他因素,采用 $\tau$ 型桁材截面构形对于结构轻量化设计是最有利的。针对复合材料加筋筒段给出了相应的设计曲线,为实际应用提供参考。

### 参考文献

- [1] Tang Qian, Liao Xiaoyun, Gao Zhan. Stacking sequence optimization of laminated composite cylinder shell for maximal buckling load[J]. Chinese Journal of Mechanical Engineering, 2008, 21(4): 31-34.
- [2] Rikards R, Abramovich II, Kalnins K, et al. Surrogate modeling in design optimization of stiffened composite shells[J]. Composite Structures, 2006, 73(2): 244-251.
- [3] Lillico M, Butler R, Hunt G W, et al. Optimum design and testing of a post-buckled stiffened panel[C]. AIAA/ASME/ASCE/AHS/ASC Structures, Structural Dynamics, and Materials Conference and Exhibit. Atlanta, 2000: 1659-2000.
- [4] 常楠, 杨伟, 赵美英. 典型复合材料加筋壁板优化设计[J]. 机械设计, 2007, 24(12): 46-48.  
Chang Nan, Yang Wei, Zhao Meiyang. Optimization design on typical reinforced wainscot of composite materials[J]. Journal of Machine Design, 2007, 24(12): 46-48. (in Chinese)

nese)

- [5] 穆朋刚, 万小鹏, 赵美英. 复合材料加筋壁板优化设计[J]. 玻璃钢/复合材料, 2009(5): 57-60.  
Mu Penggang, Wan Xiaopeng, Zhao Meiyang. Optimal design of composite stiffened plates[J]. Fiber Reinforced Plastics/Composites, 2009(5): 57-60. (in Chinese)
- [6] 刘文庆, 姜秉元. 对称复合材料层板弹性模量和泊松比的计算[J]. 宇航材料工艺, 2003(3): 53-56.  
Liu Wenqing, Jiang Bingyuan. Calculation of elastic modulus and poisson's ratio of symmetrical composite laminates[J]. Aerospace Materials & Technology, 2003(3): 53-56. (in Chinese)
- [7] Lu Pin, Lee K II. A modified model for the prediction of effective elastic moduli of composite materials[J]. International Journal of Solids and Structures, 2002, 39(3): 649-657.
- [8] 杨乃宾, 梁伟. 大飞机复合材料结构设计导论[M]. 北京: 航空工业出版社, 2009.  
Yang Naibin, Liang Wei. Introduction to composite structural design for large aircraft[M]. Beijing: Aviation Industry Press, 2009. (in Chinese)
- [9] 杨乃宾, 章怡宁. 复合材料飞机结构设计[M]. 北京: 航空工业出版社, 2004.  
Yang Naibin, Zhang Yining. Composite aircraft structure design[M]. Beijing: Aviation Industry Press, 2004. (in Chinese)
- [10] 邱菊, 孙秦. 基于 MSC. Nastran 优化梁元偏置的分析[J]. 飞机设计, 2008, 28(3): 20-24.  
Qiu Ju, Sun Qin. Analysis of the beam eccentricity based on MSC. Nastran optimization[J]. Aircraft Design, 2008, 28(3): 20-24. (in Chinese)
- [11] 汪保. 大规模数值优化并行算法研究及应用[D]. 西安: 西北工业大学, 2012.  
Wang Bao. The research of large scale numerical optimization parallel algorithm with its application[D]. Xi'an: Northwestern Polytechnical University, 2012. (in Chinese)
- [12] 张俊华. 导弹和运载火箭复合材料结构设计指南[M]. 北京: 中国宇航出版社, 1999.  
Zhang Junhua. Composite structure design guide for missiles and launch vehicles[M]. Beijing: China Astronautic Publishing House, 1999. (in Chinese)
- [13] Micheal C Y Niu. Airframe stress analysis and sizing[M]. USA: Adaso/Adastr Engineering Center, 2011: 398-416.

### 作者简介:

田智亮(1988—),男,硕士研究生。主要研究方向:飞行器结构设计。

孙秦(1956—),男,教授,博导。主要研究方向:飞行器结构设计、计算力学。

(编辑:马文静)