DOI:10.27055/j.1674-5590.2026.05.010

基于危险区保持约束的中机身气密压窝板参数优化

陈亚军[1],宋褚城[1],徐思文[2],宋子玲[2]
(1.中国民航大学中欧航空工程师学院,天津 300300;2.中国商飞上海飞机设计研究院,上海 201210)

摘 要: 针对某型号民机中机身气密压窝板疲劳裂纹萌生的风险,本文建立面向裂纹危险区(R区)主导构型的多目标优化流程。首先,将压窝圆角半径r、板厚t和压窝高度h作为设计变量,以R区最大主应力和压窝板结构体积最小化作为目标;其次,在其余应力集中区域设立危险区保持约束;最后,基于试验设计与代理模型进行优化。结果表明,代理模型对R区最大主应力和结构体积的预测平均绝对误差分别为0.39%和2.59%,尺寸参数对R区应力的影响程度为$t > h > r$,危险区保持约束可有效避免主导高应力区域转移;推荐构型的R区最大主应力预测误差分别为-0.16%和-0.49%。本文所提方法能够在兼顾轻量化和降低R区应力水平的同时,保持R区为主导危险区域,可为气密压窝板的尺寸设计与构型筛选提供参考。

关键词: 压窝板;气密载荷;参数化建模;尺寸优化
中图分类号: V214.19 **文献标志码:** A **文章编号:** 1674-5590(2026)05-0090-07

Parameter optimization of a mid-fuselage pressurized dimpled panel based on critical region retention constraints

CHEN Yajun[1], *SONG Chucheng*[1], *XU Siwen*[2], *SONG Ziling*[2]
(1. *Sino-European Institute of Aviation Engineering, CAUC, Tianjin* 300300, *China*; 2. *Shanghai Aircraft Design and Research Institute, Commercial Aircraft Corporation of China Ltd., Shanghai* 201210, *China*)

Abstract: To address the risk of fatigue crack initiation in the pressurized dimpled panel of the mid-fuselage of a certain civil aircraft type, this paper establishes a multi-objective optimization procedure oriented to the dominant configuration of the crack critical region (R region). Firstly, the dimple fillet radius r, the panel thickness t and the dimple height h are taken as design variables. The objectives to be minimized are the maximum principal stress in the R region and the structural volume of the dimpled panel. Secondly, critical region retention constraints are imposed on the remaining stress concentration regions. Finally, the optimization is carried out based on the design of experiments and surrogate models. The results show that the mean absolute errors of the surrogate models in predicting the maximum principal stress in the R region and the structural volume are 0.39% and 2.59%, respectively. The degree of influence of the dimensional parameters on the stress in the R region follows the order $t > h > r$. The critical region retention constraints can effectively prevent the migration of the dominant high-stress region. The prediction errors of the maximum principal stress in the R region for the recommended configurations are -0.16% and -0.49%, respectively. The proposed method can reduce the stress level in the R region while taking lightweight design into account, and can maintain the R region as the dominant critical region. It thus provides a reference for the dimensional design and configuration screening of pressurized dimpled panels.

Key words: dimpled panel; pressurization load; parametric modeling; dimensional optimization

中机身气密地板中的压窝板结构是现代客机承受舱内外压差的关键部分,承担着保持机舱气密性、分隔舱室压力环境以及传递载荷的多重功能[1-3]。传统平板通常通过设置加强筋以提高其弯曲刚度和承载能力,但筋条会增加结构质量、零件数量及装配成本。压窝结构通过在薄板表面形成连续曲面,可在减少附加构件的同时提高局部刚度,因而在机身地板、货舱顶板等部位具有轻量化应用价值[4-7]。然而压窝圆角与平板之间存在明显的曲率变化,在气密载荷作用下易形成局部应力集中[8-9]。前期有限元分析与疲劳试验表

收稿日期:2026-08-11; **修回日期:**2026-09-02 **基金项目:**国家自然科学基金面上项目(11972364)
作者简介:陈亚军(1976—),男,吉林长春人,教授,博士,研究方向为结构完整性评估与寿命预测.

明,裂纹主要萌生于压窝边缘的裂纹危险区(R 区),因此,该区域的最大主应力可作为评价不同构型疲劳裂纹萌生风险的辅助指标。

围绕压窝薄板的几何强化机理,已有研究从几何曲率和成形过程等方面开展了分析。文献[10]指出薄板形成双向曲率后会产生附加面内应变,进而提高结构刚度;文献[11]发现冷轧压窝过程会在材料中产生塑性应变和残余应力,影响其强度与刚度;文献[12]采用有限元法进一步分析了压窝成形高度对结构吸能性能的影响。上述研究说明,板厚、压窝高度及局部曲率是影响压窝结构力学响应的主导因素,但现有研究成果多集中于钢制压窝板以及吸能构件的力学性能,缺少对民机中机身气密压窝板在内外压差载荷下的应力分布与尺寸影响规律的研究。

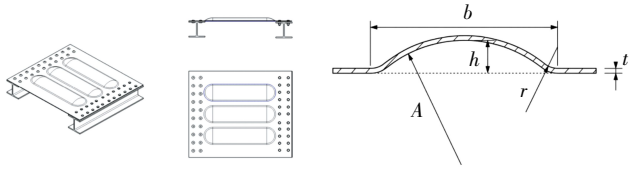
在航空壁板和加筋板的优化设计方面,参数化仿真、试验设计和代理模型已成为兼顾计算成本与仿真精度的重要手段。文献[13]建立了面向运输机机身结构的分级优化框架,通过“全局—局部”模型和子结构分组,提高了机身尺寸的设计效率。文献[14]基于有限元数据、试验设计和响应面方法构建代理模型,用于加筋壳体的敏感性分析与轻量化设计;文献[15]通过多目标优化获得不同性能要求下的帕累托构型,发现结构质量与承载性能之间呈现为竞争关系。文献[16]则采用“有限元建模—代理模型优化—有限元复算”的三阶段方法,验证了代理模型在复杂壁板快速优化中的适用性。已有研究为气密压窝板尺寸优化提供了方法基础,但通常以质量、应力、屈曲载荷或极限承载能力为目标或约束,较少考察目标区域应力降低后,主导危险位置转移导致偏离设计前提的问题。

本文以民机中机身气密压窝板为研究对象,选取压窝圆角半径 r、板厚 t 和压窝高度 h 作为设计变量,建立“参数化仿真—试验设计—代理模型—多目标优化”的研究框架。以最小化 R 区最大主应力和压窝板结构体积为优化目标,并定义 R 区与支撑边界、梁倒角区域之间的应力为危险区保持约束,确保优化构型仍由 R区主导。通过构建代理模型,研究 r、t、h 对不同区域应力及结构体积的影响规律,获得满足不同工程偏好的帕累托最优构型,为气密压窝板的尺寸设计与构型筛选提供参考。

1　模型与优化方法

1.1　压窝板有限元模型及参数化方法

本文的研究对象为中机身气密压窝板结构,如图 1(a)所示,该结构由压窝板、工字梁、紧固件组成。压窝板遵循的几何关系如图 1(b)所示。该部件的特征尺寸参数为 r、t、h、压窝宽度 b 以及压窝半径 A,其中 b 为定值。本文保持 b 不变,选取 r、t、h 作为尺寸优化变量,同时采用无量纲参数 r/t 和 b/h 表征特征尺寸间的几何关系。上述参数能够反映压窝过渡区域的曲率与板件整体的刚度,为后续参数化建模和结构优化提供几何基础。



(a)压窝板结构示意图　　(b)压窝板几何关系示意图

图 1　压窝板结构图

Fig.1　Structural diagrams of the dimpled panel

压窝板采用 2024(包铝)–O–T42 铝合金,材料属性依据 SAE AMS–QQ–A–250/5C–2021 标准确定,如表 1 所示。

表 1　2024(包铝)–O–T42 铝合金材料性能

Tab.1　Material properties of 2024 (Alclad) –O–T42 aluminum alloy

t/mm	弹性模量/MPa	泊松比	屈服强度/MPa	极限强度/MPa
0.23~1.57	72 345	0.33	241.1	406.5
1.58~6.32	72 345	0.33	261.8	427.1

实际气密压窝板的研究区域及载荷关于纵向对称面具有对称性,沿对称面建立如图 2 所示的二分之一模型。简化模型保留压窝板、工字梁及紧固件等主要承载部件,忽略远离研究区域的重复结构,其目的在于降低批量参数化计算成本,同时保留 R 区、支撑边界及梁倒角的主要载荷传递路径。对比代表构型在完整多压窝模型与简化模型的表现,两者在 R区、支撑边界与梁倒角处的应力偏差分别为 1.43%、2.19%、0.85%,因此,后续采用简化模型进行参数优化。

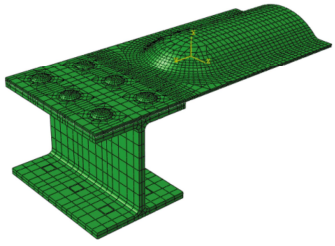


图 2　单个压窝板结构二分之一模型

Fig.2　Half model of a single dimpled panel structure

模型在 Abaqus 中采用三维实体单元 C3D20 和静力通用分析步;压窝圆角、支撑边界、梁倒角处涉及应

力集中,经调整、验证后得到,当网格尺寸采用 1.5 mm × 1.5 mm 时,局部应力不再随网格加密发生明显变化,达到收敛。工字梁其余区域和紧固件作为非重点区域,网格尺寸设置为 6 mm × 1 mm;对称面施加对称约束,工字梁下表面施加位移约束。本文主要考察尺寸参数对 R 区等高应力区域的影响,在保持实际主要传力路径的基础上,对连接关系进行适当简化。压窝板与工字梁之间采用表面—表面接触离散,紧固件与压窝板、工字梁间采用结点—表面接触离散,两类接触均采用小滑移假设。接触界面的切向行为采用罚函数摩擦模型并假定为各向同性,摩擦系数取 0.2。在压窝板气密侧施加 0.056 92 MPa 的均布压强,以模拟实际增压舱内外压差。

本文采用 Python 脚本对输入文件中的设计域节点进行参数化更新。根据压窝板结构的几何关系建立 r、t、h 与节点坐标之间的映射,在保持前处理设置不变的前提下,完成不同尺寸构型的自动生成。代表构型的对比结果表明,参数化模型与常规模型的特征节点坐标差异仅为 10^{-3} mm 量级,且应力云图分布与预期一致,能够满足后续数值试验设计和多目标优化的建模要求。

1.2　多目标优化模型

本文的设计变量为压窝板尺寸参数 r、t、h,优化目标设定为 R 区最大主应力(σ_R)最小化与轻量化效果。前期疲劳试验表明,R 区是裂纹萌生的主要危险区域,考虑疲劳裂纹萌生还受材料状态、表面质量及残余应力等因素影响,本文不直接预测结构疲劳寿命,而是在材料、载荷及制造状态一致的条件下,以 σ_R 作为不同尺寸构型裂纹萌生风险的相对评价指标。选择 σ_R 最小化作为主要力学优化目标,并将压窝板结构体积 V 作为轻量化指标。受特征尺寸参数组合影响,部分构型在压窝板支撑边界与工字梁倒角处出现应力集中现象。考虑部分尺寸组合可能使支撑边界或梁倒角处形成新的应力热点,本文进一步提取上述区域的最大主应力,并通过应力差值约束,限制设计过程中主导危险位置的转移,具体可表示为

$$\begin{cases} \boldsymbol{x} = (r,t,h) \\ \mathrm{Min}[\sigma_R(x), V(x)] \\ \Delta\sigma_E = \sigma_R - \sigma_E \geqslant 0 \\ \Delta\sigma_B = \sigma_R - \sigma_B \geqslant 0 \\ r/t \in [4,10] \\ b/h \in [5,8] \end{cases} \tag{1}$$

式中:$\boldsymbol{x}$ 为设计变量向量;σ_E 为压窝板支撑边界处最大主应力;σ_B 为梁倒角处最大主应力;$\Delta\sigma_E$ 与 $\Delta\sigma_B$ 分别为支撑边界处与梁倒角处与 R 区的应力差值,确保优化后的构型在 3 处应力集中区域内仍以 R 区为主导危险区。设计变量 r、t、h 分别基于已有实际构型的尺寸参数取值范围设定上下限。

根据已有构型、板材规格及成形约束等因素,将 r、t、h 分别设置不同取值个数,如表 2 所示。

表 2　尺寸参数设置

Tab.2　Settings of dimensional parameters

参数	取值个数	变量类型	取值依据
r	8	离散	成形限制
t	3	离散	板材规格
h	6	离散	成形限制

1.3　代理模型与多目标优化

本文基于 HyperStudy 平台建立气密压窝板结构的尺寸参数优化流程,将 r、t、h 作为输入变量,将 σ_R、V 以及危险区保持性响应作为输出指标,通过“试验设计—响应面拟合—多目标优化”3 个阶段完成参数空间探索、代理模型构建和优化构型筛选,具体流程如图 3 所示。

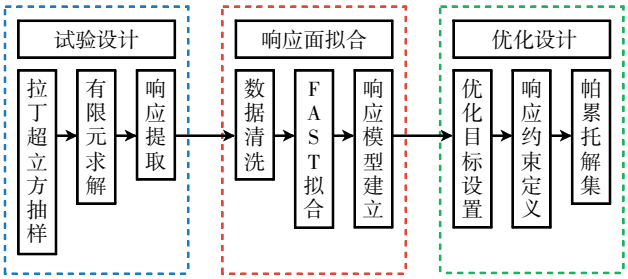


图 3　尺寸参数优化流程

Fig.3　Procedure of dimensional parameter optimization

为获得设计空间内不同尺寸参数组合的结构响应,本文基于 HyperStudy 开展数值试验设计(DOE,design of experiments),采用拉丁超立方方法生成样本点,综合设计变量数量及计算成本,将 DOE 循环次数设为 144 组。后续针对高误差构型的邻近设计区间补充 20 组全新样本,将完整数据用于后续代理模型训练。HyperStudy 通过批处理文件调用 Abaqus 实现参数化仿真与响应提取,获得 DOE 数据。剔除异常与失败样本,以其余有效样本作为训练数据构建代理模型。采用自动拟合策略(FAST,fit automatically selected by training),根据拟合效果自动选择最优模型,建立尺寸参数与结构响应之间的映射关系。另选 4 组未参与模型训练的构型开展有限元验证,通过比较代理模型预测值与 Abaqus计算值,分别评价 σ_R、V 及两项危险区保持

响应的预测误差。该验证方式能够避免使用训练样本进行自验证,为后续基于代理模型开展多目标优化提供可靠性依据。

在完成代理模型建立及精度验证后,利用 HyperStudy 的优化(OPT)模块开展多目标优化。优化算法选用全局响应搜索法(GRSM,global response search method),综合考虑设计变量与计算成本,优化评估次数设为200 次,单次评估失败时忽略该样本,以避免个别响应计算异常导致整体优化过程终止。优化完成后,对结果进行约束检查和异常值筛选,将不满足危险区保持约束的构型记为非可行解,不参与帕累托前沿筛选;在满足约束的可行解中,若不存在其他构型能够同时获得更低的 R 区应力和更小的结构体积,则将其确定为帕累托最优解。推荐构型的选取综合考虑 σ_R、V 及两项危险区保持响应的数值大小,分别筛选轻量化优先构型和 R 区低应力优先构型。最后重新建立推荐构型的有限元模型,对代理模型预测结果及危险区域位置进行复核,以验证优化结果的可靠性。

2　结果与讨论

2.1　代理模型精度与适用性

为评价代理模型对未知构型的预测能力,选取 4 组未参与 DOE 训练的尺寸参数组合重新开展有限元仿真,并将有限元仿真值与代理模型预测值进行对比。相对误差 δ 计算公式为

$$\delta = \frac{y_P - y_{FE}}{y_{FE}} \tag{2}$$

式中,y_P 和 y_{FE} 分别为代理模型预测值和有限元仿真值。采用独立构型进行验证,可避免训练样本与验证样本重合对模型精度评价造成影响。

表 3 为不同构型的模型预测值与有限元仿真值之间的误差。

表 3　预测值–仿真值误差

Tab.3　Errors between predicted and simulated values

单位:%

构型	σ_R 误差	V 误差	$\Delta\sigma_E$ 误差	$\Delta\sigma_B$ 误差
1	–0.14	1.26	–0.26	–3.54
2	0.98	3.64	–1.92	1.16
3	0.18	–0.52	–0.47	–0.48
4	0.26	–4.95	3.61	–2.56

由表 3 数据可知,代理模型对 σ_R 预测的绝对误差控制在 1%以内,平均绝对误差仅为 0.39%,说明该模型能够较准确地描述设计参数与 σ_R 之间的映射关系。$\Delta\sigma_E$ 的平均绝对误差为 1.57%,最大绝对误差为 3.61%;$\Delta\sigma_B$ 的平均绝对误差为 1.94%,最大绝对误差为 3.54%。V 的平均绝对误差为 2.59%,最大绝对误差为 4.95%。总体来看,各响应的最大绝对误差均控制在 5%以内,其中 σ_R 的预测精度最高,V 及两项危险区保持响应也具有较好的预测精度。

表 3 中误差同时出现正、负值,说明代理模型整体上不存在系统性高估或低估,其偏差主要表现为不同参数区域内的局部预测偏差。危险区保持响应由局部应力差得到,其误差受到两个区域预测误差的共同影响,误差波动大于单独的 σ_R。V 受离散板厚及局部几何参数共同影响,DOE 样本呈明显分层,使代理模型的局部误差相对较高。

综合来看,代理模型对各结构响应均具有较好的预测效果,σ_R、V、$\Delta\sigma_E$和 $\Delta\sigma_B$的平均绝对误差分别为 0.39%、2.59%、1.57%和 1.94%,能够满足设计空间搜索和帕累托构型初步筛选要求。考虑危险区保持响应直接参与构型可行性判定,约束边界附近及最终推荐构型仍采用有限元模型进行复核,以进一步保证优化结果的可靠性。

2.2　尺寸参数影响规律

为明确各尺寸参数对结构响应的影响,在本文选定的参数范围内,对压窝板尺寸参数 r、t、h 与各响应之间的相关性进行分析,结果如图 4 所示。

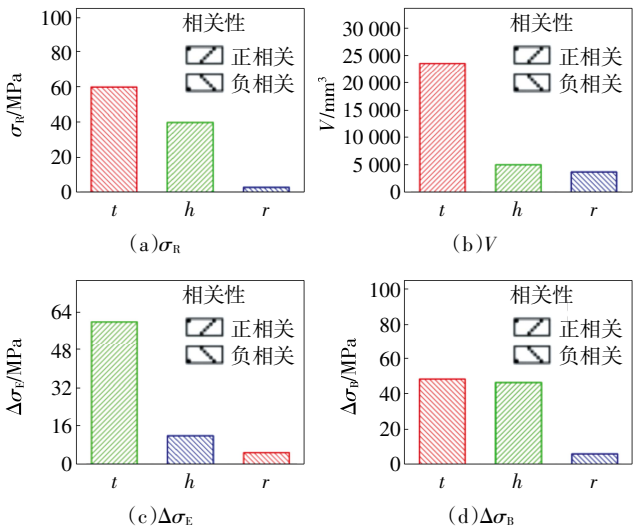


图 4　设计变量与结构响应帕累托图

Fig.4　Pareto charts of design variables and structural responses

从图 4 可以看出,t 与 σ_R 具有最高相关性。随着 t 增加,压窝板整体面外刚度提高,R 区局部变形及最大主应力总体降低;h 主要通过改变局部曲率及载荷传递路径影响R 区最大主应力,而 r 主要调节过渡区

域的局部几何形态。t 直接影响结构材料的用量，与 V 的相关性最高；r 和 h 主要改变压窝表面的几何形态，对 V 的影响有限。因此，t 既是控制 R 区应力的主要参数，也是影响结构轻量化水平的关键参数。

关于 $\Delta\sigma_E$，h 对其的影响最为显著，t 的影响则较弱，这是因为 h 变化会改变压窝区与平板区之间的空间过渡关系及载荷传递方向，进而影响载荷向支撑边界传递过程中的应力分布。相较之下，t 增加可能同时改变 R 区和支撑边界的应力水平，因此其对应力差值的作用弱于对单独 R 区应力的影响。关于 $\Delta\sigma_B$，t 与 h 对其的影响程度较为接近，且均显著高于 r，说明梁倒角处的应力响应同时受到结构整体刚度和压窝局部几何形态的共同作用。t 增加时，R 区应力下降速度高于梁倒角处应力，使得 $\Delta\sigma_B$ 随 σ_R 逐渐减小，该特征与后续帕累托前沿结果一致。因此仅根据 R 区应力随板厚降低的趋势进行尺寸优化，可能使局部危险位置转移至梁倒角区域。

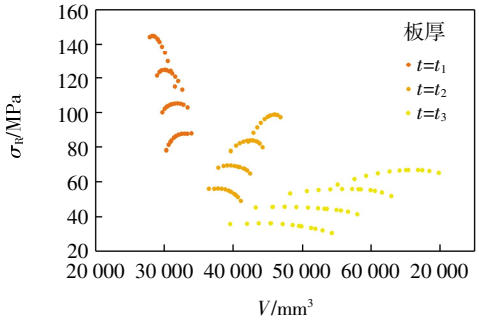
2.3　σ_R 与 V 之间的竞争关系及约束作用

为进一步分析 σ_R 与 V 之间的关系，将优化样本投影至“V–R 区应力”目标空间，并按照板厚水平进行分类，结果如图 5(a)所示。

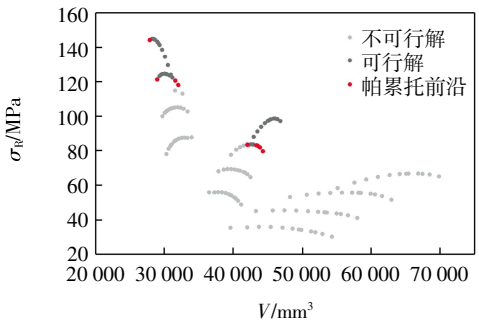
板厚为 t_1 的构型主要分布在低体积、高应力区域，具有轻量化优势，但 R 区应力水平相对较高；板厚为 t_3 的构型主要分布在低应力、高体积区域；板厚为 t_2 的构型则位于两者之间。由此可见，随着 t 增加，σ_R 总体降低，而 V 相应增大，两项目标存在明显的竞争关系，难以由单一构型同时达到两者的最小值。

在此基础上，根据危险区保持约束对样本进行可行性筛选，结果如图 5(b)所示。满足 $\Delta\sigma_E\geqslant0$ 和 $\Delta\sigma_B\geqslant0$ 的构型定义为可行解，不满足约束的构型定义为非可行解，后续处理时仅在可行解中识别帕累托前沿。结果表明，部分构型的 σ_R 虽然较低，但支撑边界或梁倒角处的应力并未同步降低，结构主导危险区域可能由 R 区转移至其他位置。尤其对于 t 较大的构型，σ_R 下降较为明显，其余危险区仍可能保持较高应力水平，处于非可行域内。由图 5(b)还可看出，帕累托前沿呈分段式分布，这主要是由于板厚采用离散取值，使得不同板厚构型在目标空间内形成明显分层。危险区保持约束进一步排除了部分低应力构型，若仅以降低 σ_R 为优化依据，可能得到危险区域发生转移的构型。后续推荐选取构型应综合考虑 σ_R、V 及两项危险区保持响应，而非仅依据单一目标的最小值。

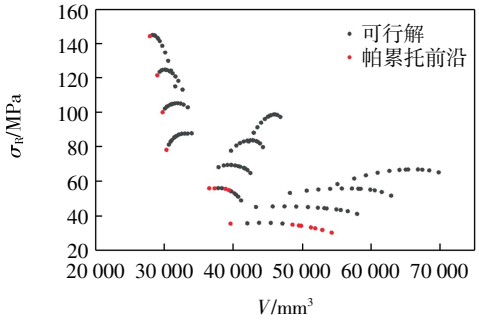
为进一步说明危险区保持约束对优化结果的影响，在保持设计变量范围、优化目标及算法不变的条件下，取消两处危险区保持约束，仅以 σ_R 和 V 为目标开展多目标优化，得到无约束帕累托前沿，如图 5(c)所示。与图 5(b)相比，无约束帕累托前沿明显向低 σ_R 方向扩展，特别是在中、高体积区间出现了多组 σ_R 更低的最优解。无约束优化共获得 16 组帕累托解，其中仅两组满足 $\Delta\sigma_E\geqslant0$ 和 $\Delta\sigma_B\geqslant0$ 的约束，其余 14 组均发生不同程度的危险位置转移，占总数的 87.5%。



(a)不同板厚构型响应空间分布



(b)危险区约束下帕累托前沿及可行解



(c)无危险区约束下帕累托前沿及可行解

图 5　目标空间中的帕累托散点图

Fig.5　Pareto scatter diagrams in the objective space

危险区偏移构型示例如图 6 所示，该解集中最低的 σ_R 为 30.42 MPa，相较危险区保持约束下的最低值 79.82 MPa 下降了 61.9%，但该无约束构型的 $\Delta\sigma_E$ 和 $\Delta\sigma_B$ 分别为−28.84 MPa 和−51.05 MPa，说明无约束帕累托前沿中的大部分低 σ_R 构型并不满足 R 区主导的设计前提。

由此表明，σ_R 的降低并不一定意味着结构整体局

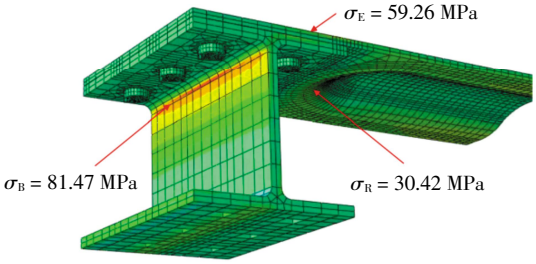


图 6　危险区偏移构型示例

Fig.6　Example of a critical region migration configuration

部应力水平同步降低，优化算法可能通过改变载荷传递路径，将主导危险位置由 R 区转移至其他区域，以降低 σ_R。引入危险区保持约束后，这类目标响应较优，但危险位置发生转移的构型被排除，可行帕累托前沿相应收缩并呈现分段分布。因此该约束能在实现 σ_R 与 V 权衡的同时，满足以 R 区为主导危险区域的研究前提。

2.4　帕累托构型选择与有限元验证

基于代理模型开展 GRSM 多目标优化，并剔除不满足危险区保持约束的构型后，共获得 9 组帕累托最优解，结果如表 4 所示。

表 4　压窝板优化帕累托最优解集

Tab.4　Pareto optimal solution set of the dimpled panel optimization

构型	r/t	b/h	σ_R/MPa	V/mm^3	$\Delta\sigma_E$/MPa	$\Delta\sigma_B$/MPa
1	4.0	5.0	144.20	27 991	55.29	59.60
2	4.0	6.0	121.40	29 371	22.34	34.17
3	9.9	6.0	120.60	31 509	6.15	27.87
4	9.3	6.0	118.00	32 125	0.91	24.46
5	7.8	6.0	83.40	42 124	9.64	3.03
6	5.1	6.0	83.10	42 875	13.72	2.81
7	4.7	6.0	82.90	42 971	14.46	2.64
8	4.0	6.0	81.90	43 149	14.31	3.18
9	3.1	6.0	79.90	44 302	13.46	0.07

各最优解之间表现出明显的 σ_R 与 V 之间的竞争关系：由低体积端向低应力端移动时，σ_R 由 144.2 MPa 降低至 79.9 MPa，而 V 由 27 991 mm^3 增加至44 302 mm^3，表明难以通过单一构型同时实现 σ_R 最低与 V 最小。

9 组帕累托最优解中有 8 组的 b/h 为 6.0，说明在本文设计空间和约束条件下，该比例是较为集中的参数特征，能够在 σ_R、V 和危险区保持性之间形成较为合理的匹配。构型 1~4 的 $\Delta\sigma_E$ 逐渐降低至 0.91 MPa；构型5~9 则均为 σ_B 更大，构型 9 的 $\Delta\sigma_B$ 仅为0.07 MPa。这表明低体积区主要受到支撑边界约束控制，随着 t 增加并向低 σ_R 方向移动，主导约束逐渐切换为梁倒角约束。

在轻量化优先构型中，构型 1 的体积最小，但其 σ_R 达到 144.2 MPa。与构型 1 相比，构型 2 的体积仅增加 4.93%，σ_R 却降低 15.81%，且两项危险区保持响应 $\Delta\sigma_E$ 和 $\Delta\sigma_B$ 分别为 22.34 MPa 和 34.17 MPa。因此，构型 2 在保持较低体积的同时显著降低了 R 区应力，可作为轻量化优先推荐构型。在 R 区低应力优先构型中，构型 9 的 σ_R 最低，但其 $\Delta\sigma_B$ 仅为 0.07 MPa，表明梁倒角处应力已十分接近 R 区，危险区域转移风险较高。构型 8 的 σ_R 较构型 9 仅增加约 2.50%，体积降低约 2.60%，同时其 $\Delta\sigma_B$ 提高至 3.18 MPa，具有更稳定的危险区保持能力。因此，选取构型 8 作为 R 区低应力优先推荐构型。

两组推荐构型分别覆盖帕累托前沿的低体积区域和低应力区域，能够满足不同工程设计需求。考虑代理模型对体积及局部应力差值存在一定预测误差，最终构型确定前仍应重新开展有限元仿真，复核其目标响应和最大应力位置，避免代理模型局部偏差影响构型评价结果。

为检验代理模型局部预测误差是否影响推荐构型的选取，分别对轻量化优先构型 2 和 R 区低应力优先构型 8 重新建立有限元模型，并将有限元仿真结果与代理模型预测值进行比较，结果如表 5 所示，其中 σ_R' 与 V' 代表预测值，σ_R'' 与 V'' 代表有限元复核值。

表 5　推荐构型有限元复核

Tab.5　Finite element verification of the recommended configurations

构型标号	σ_R'/MPa	σ_R''/MPa	σ_R' 与 σ_R'' 误差/%	V'/mm^3	V''/mm^3	V' 与 V'' 误差/%
2	121.4	121.6	–0.16	29 371	30 680	–4.27
8	81.9	82.3	–0.49	43 149	42 251	2.13

构型 2 和构型 8 的 σ_R 预测误差分别为–0.16%和–0.49%，平均绝对误差为 0.33%，表明代理模型对帕累托前沿附近主要应力响应仍具有较高的预测精度。有限元复核得到两种构型的 σ_R 分别为 121.6 MPa 和 82.3 MPa，与代理模型给出的变化关系一致。两组构型的 V 预测误差分别为–4.27%和 2.13%，平均绝对误差为 3.20%。这是因为与 R 区应力相比，V 主要受板厚控制，同一板厚下的 V 连续变化较小，不同板厚之间存在较明显分层，使得代理模型对 V 的局部预测误差较大。

两组构型在低体积和低 R 区应力方面的相对排序并未因代理模型误差发生改变，且支撑边界和梁倒角危险区保持响应均大于 0，说明代理模型结构最大主应力仍位于压窝边缘 R 区，满足危险区保持要求，分别作为轻量化优先和 R 区低应力优先构型仍具有

合理性。复核结果同时说明,代理模型适合用于大范围设计空间搜索和帕累托构型初选,而推荐构型仍应通过原有限元模型进行最终校核。

3　结语

本文针对民机的中机身气密压窝板 R 区裂纹萌生问题,建立了考虑危险区保持约束的多目标优化方法,并结合代理模型与有限元复核分析了尺寸参数对结构响应及帕累托构型的影响,得出了以下结论。

(1)通过构建代理模型得到的 σ_R、$\Delta\sigma_E$、$\Delta\sigma_B$、V 的平均绝对误差分别为 0.39%、1.57%、1.94%和2.59%,表明建立的代理模型能够较准确地表征设计参数与结构响应之间的关系,满足多目标优化与帕累托构型筛选要求。在本文参数范围内,控制 R 区与其余危险区应力的参数存在差异,优化时需综合考虑目标响应与危险区保持约束。

(2)无危险区保持约束时,87.5%的优化构型出现危险区转移现象。引入危险区保持约束后,共获得 9 组帕累托最优解,能够在降低 R 区应力和实现结构轻量化的同时维持 R 区的主导地位。帕累托前沿上 σ_R由144.2 MPa 降至 79.9 MPa,V 由 27 991 mm^3 增至 44 302 mm^3,反映出 R 区应力指标与轻量化目标之间的明显竞争关系。

(3)综合 σ_R、V 和危险区保持性,选定轻量化优先构型 r = 5.60 mm、t = 1.40 mm、h = 9.17 mm,R 区低应力优先构型 r = 7.20 mm、t = 1.80 mm、h = 9.17 mm。有限元复核结果表明,两种构型 σ_R的预测误差分别为–0.16%和–0.49%,V 的预测误差分别为–4.27%和2.13%,且全局最大主应力均位于 R 区,验证了代理模型的筛选结果与危险区保持约束的有效性。

参考文献:

[1] Chagraoui H, Lazghab T, Soula M. Buckling optimization and post-buckling analysis of omega sub-stiffened composite panels using different cohesive interface properties[J]. Thin-Walled Structures, 2023, 189: 110944.

[2] Zou Peng, Wang Qingsong, Chen Hao, et al. Experimental research on damage tolerance and air tightness of typical composite panels[C]//2022 8th International Forum on Manufacturing Technology and Engineering Materials (IFEMMT 2022), 2022: 012006.

[3] Feng Jianwen, Li Chenlai, Xiao Zhengxing. An analytical solution to "pillowing effect" for composite fuselages[C]//The 7th International Conference on Mechanical, Electric, and Industrial Engineering (MEIE 2024), IOP Publishing, 2853: 012054.

[4] Linde P, Schulz A, Rust W. Influence of modelling and solution methods on the FE-simulation of the post-buckling behaviour of stiffened aircraft fuselage panels[J]. Composite Structures, 2006, 73(2): 229-236.

[5] Lynch C, Murphy A, Price M, et al. The computational post buckling analysis of fuselage stiffened panels loaded in compression[J]. Thin-Walled Structures, 2004, 42(10): 1445-1464.

[6] Alhajahmad A, Mittelstedt C. Minimum weight design of curvilinearly grid-stiffened variable-stiffness composite fuselage panels considering buckling and manufacturing constraints[J]. Thin-Walled Structures, 2021, 161: 107526.

[7] Bostan B, Kusbeci M, Cetin M, et al. Buckling performance of fuselage panels reinforced with Voronoi-type stiffeners[J]. International Journal of Mechanical Sciences, 2023, 240: 107923.

[8] Mukhopadhyay V. Hybrid wing body pressurized fuselage and bulkhead design and optimization[C]//54th AIAA/ASME/ASCE/AHS/ASC Structures, Structural Dynamics, and Materials Conference, April 8-11, 2013, Boston, Massachusetts. Reston, Virginia: AIAA, 2013: 1717.

[9] Nuti A, Bertini F, Cipolla V, et al. Design of a fuselage-mounted main landing gear of a medium-size civil transport aircraft[J]. Aerotecnica Missili & Spazio, 2018, 97(2): 85-95.

[10] Pini V, Ruz J J, Kosaka P M, et al. How two-dimensional bending can extraordinarily stiffen thin sheets[J]. Scientific Reports, 2016, 6(1): 29627.

[11] Nguyen V B, English M. Effects of cold roll dimpling process on mechanical properties of dimpled steel[J]. Procedia Engineering, 2017, 207: 1290-1295.

[12] Liang Ce, Wang Chang Jiang, English M, et al. Optimization of the UltraSTEEL dimpling forming process for energy absorption[J]. Procedia Engineering, 2017, 207: 1284-1289.

[13] Sinha K, Klimmek T. A framework for the bi-level optimization of a generic transport aircraft fuselage using aeroelastic loads[J]. CEAS Aeronautical Journal, 2023, 14(1): 127-137.

[14] Rikards R, Abramovich H, Auzins J, et al. Surrogate models for optimum design of stiffened composite shells[J]. Composite Structures, 2004, 63(2): 243-251.

[15] Bacarreza O, Aliabadi M H, Apicella A. Robust design and optimization of composite stiffened panels in post-buckling[J]. Structural and Multidisciplinary Optimization, 2015, 51(2): 409-422.

[16] Coraddu A, Oneto L, Shen L, et al. Surrogate models to unlock the optimal design of stiffened panels accounting for ultimate strength reduction due to welding residual stress[J]. Engineering Structures, 2023, 293: 116645.

(责任编辑:刘雅婷)