

平行双插板测点布局对稳态周向畸变指数的影响

周伟¹,刘阳²,陈杰²

(1. 中国航发沈阳发动机 606 研究所,辽宁 沈阳 110027;

2. 南京航空航天大学 能源与动力学院,江苏 南京 210016)

摘要:基于对双侧弦月形平行可移动插板畸变模拟器流动的数值仿真,采用在 AIP 面上进行空间采样的方法模拟试验方案中的总压测量,研究不同周向均匀测点布局对畸变图谱捕捉能力以及稳态周向畸变指数测量结果的影响规律,获得了合适的周向均匀测点数和周向非均匀改进的测点布局,得到较优的测量布局方案。

关键词:进发匹配;双插板畸变模拟器;总压畸变;测点布局;数值仿真

中图分类号:TP391.9 **文献标志码:**A **文章编号:**1671-5276(2023)01-0075-05

Influence of Measurement Scheme on Steady Circumferential Distortion Index for Double Flat Generator

ZHOU Wei¹, LIU Yang², CHEN Jie²

(1.606 Reserch Institute of AECC Shenyang Engine, Shenyang 110027, China;

2. College of Energy and Power, Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, Nanjing 210016, China)

Abstract: Based on the numerical simulation of the flow of double lunette-shaped flat distortion generator, the total pressure measurement was simulated by spatial sampling on AIP surface, and the influence law of different measurement scheme with uniform probes in circumferential directions on the capture ability of distortion pattern and the measurement results of steady circumferential distortion index were studied. Thus, the better measurement scheme of suitable number of probes in circumferential distortion and the possible arrangement of improved circumferential non-uniform measurement scheme has been obtained.

Keywords: inlet-engine matching; double lunette-shaped flat distortion generator; total-pressure distortion; measurement scheme; numerical simulation

0 引言

随着飞机性能的不不断提高及机载武器的变革,进气道与发动机匹配和相容性问题的研究需求逐渐强烈^[1]。受风洞尺寸和飞行工况模拟机械复杂度限制,目前世界范围内只有少数战机开展了全尺寸进气道与发动机相容性研究^[2]。一般用畸变模拟装置模拟出进气道与发动机(aerodynamic interface plane, AIP)截面的不均匀流场,安装在压缩部件或发动机前进行性能与稳定性试验。

畸变模拟装置 AIP 面上畸变图谱及指数的可靠测量是关键环节之一。向上游决定了所获得畸变是否模拟了进气道出流,向下游影响了发动机真实抗畸变能力的评价。文献[3]在 AIP 沿周向等间隔布置了 12 个包含 5 个总压探头测靶的测量方案;文献[4]采用矩阵扫掠的方式进行畸变流场的参数测量。然而,测点位置和数量需考虑测量准确度、数据采集复杂度和对被测流体干扰等因素的限制^[5]。美国 SAE 推荐标准中多种畸变测量试验采用了周向等距布置 8 支 5 点总压测靶的 40 点总压测点布局^[6-7]。此种测量方案得到了广泛的采用^[8-10],我国关于航空发动机稳定性评定标准中也推荐了此方案^[11]。工程

实践和工作中采用了周向 6 支测靶、每支测靶上 5 或 6 测点的布置方案^[12-13]。俄罗斯相关指南和实践中,根据尺寸以及测量对象会采用不同的测量布局^[14]。根据不同的研究目标,畸变流场以及可行性应该针对性地制定测点布局方案,美国旋流畸变评估方法中也提及此观点^[15]。

常用的总压畸变发生器主要有模拟网、插板及开孔插板等典型形式。其中,可移动插板通过调节插板深度连续改变发动机进口处的畸变强度,可实现畸变的在环调节,试验效率较高,被我国较多地用于抗畸变能力考核。相关单位研究或应用较多的是单侧弦月型可移动插板^[16],前述多数测点布局经验亦主要针对此类型。但在形成双低压区畸变、更灵活调节畸变等情况下要采用双侧平行等其他类型可移动插板模拟器^[17],其 AIP 面测量方案布局的经验尚少。本文采用数值模拟方法研究 AIP 面测点布局对平行双侧弦月形插板畸变指数测量结果的影响,为相关试验方案设计测点布局或测量布局影响校核的提供参考。

1 平行双侧弦月型插板模型简介

图 1 为本文所研究插板的结构示意图。主体为一段圆型管道,管道直径为 D ,在管道上下两侧分别插入一块插

板, x 轴正方向为插板 A, 其相对高度用 H_A 表示; x 负向为插板 B, 其相对高度用 H_B 表示。下文中未做特殊说明的图形中上方均为插板 A, 下方均为插板 B; z 轴为管道轴线, 气流方向为由 z 轴负向流向正向; 插板前管道长度为 $2D$, 管道出口与插板的轴向距离约为 $3.325D$ 。为了增强数值计算收敛性, 在出口后接长度约为 $2.5D$ 的延长通道形成计算域。

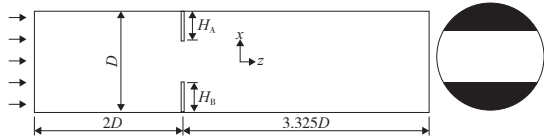


图1 双插板计算模型

研究中, 对每侧插板相对高度 H/D 为 12%~32% 形成的若干双插板组合进行了仿真分析。本文取其中代表不同流动特征的 3 种方案数据作为代表进行分析: 1) case1-3 的上下插板高度分别为 12.15% 和 22.65%; 2) case3-3 的上下插板高度均为 22.65%; 3) case3-5 分别为 22.65% 和 31.49%。

2 数值仿真方法校验

2.1 计算条件

本研究采用商用软件 ANSYS-CFX 对管道内流动进行三维数值模拟。由于管道内插板绕流属于内流中的钝体绕流问题, 所以在非定常模拟中使用了应力混合涡模拟 (SBES)。使用 RANS 模型对边界层进行求解, 使用 LES 对主流区进行求解, 能够更准确地求解主流区流动结构, 同时保证不会有太多的计算量浪费在对边界层的精确求解中。

数值计算介质为理想空气, 进口给定标况下大气的总温总压, 延长段出口给定静压边界条件, 管壁和插板表面均设置为无滑移绝热壁面。非定常计算中对流项使用二阶迎风格式进行离散, 扩散项使用有界中心差分格式进行离散, 湍流模型使用一阶精度, 选取非定常时间步长 $\Delta t = 5 \times 10^{-5} \text{ s}$, 使用 $k-\omega$ 模型定常计算的结果作为非定常计算的初场。为了保证非定常计算中瞬态流动数据统计的准确性, 在计算至少经过 $1.5T$ 时间后再开始对流场进行时均和瞬态流动数据的统计。瞬态数据统计时间 $> 10T$, 其

中 $T=L/v$ 为流场通过时间, L 为管道轴向长度, v 为管道进口平均流速。

为了降低网格划分的工作量, 对不同插板高度分别划分了半管道的结构化网格, 通过拼接组合实现了任一双插板组合模型的计算。图 2 为半管道网格, 其中管道内部使用碟形网格划分, 环绕插板位置使用 C 网格包围, 对插板表面网格进行附面层加密处理。上游进口管道部分流动参数变化较为平缓, 使用了略稀疏的网格。为了更加准确地捕捉插板下游流场结构, 对插板下游网格进行了加密处理, 全管道的网格量约为 800 万。

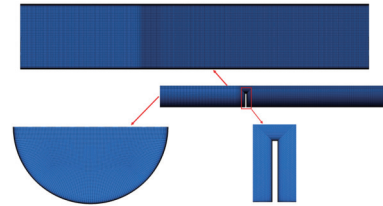


图2 半管道网格划分

2.2 稳态畸变指数计算方法验证

航空发动机进发相容性考核中经常用作表示总压的稳态畸变程度的参数是稳态周向畸变指数 $\Delta \bar{\sigma}_0 = 1 - \sigma_0 / \sigma_m$ 。其中, σ_m 为测量面平均总压恢复系数, σ_0 为低压区平均总压恢复系数。在实际使用时, 特别是实验研究中, 仅能获得有限空间离散点上的总压, 需要基于空间上较少测点数据拟合插值处理后再进行低压区划分以及各总压恢复系数的计算。虽然流动的三维数值模拟直接获得了足够密度空间数据, 但为了研究试验中实际测点布局对所得畸变指数影响, 本文采用对应试验测点的空间采样方案从计算结果中提取了离散点 (径向 5 点, 每环周向 4~72 点) 上的总压值, 并用与试验相同的方法进行数据处理。

为了验证离散点数据处理方法及程序的有效性, 将每环 72 个空间采样点计算得到的数据与数值仿真完整数据直接后处理得到的结果进行对比, 表 1 为不同模型在不同工况下的对比数据。可以看到通过提取空间离散点数据计算得到的面平均总压和低压区平均总压与数值仿真完整数据面积加权平均得到的结果偏差不超过 $\pm 0.15\%$, 能够准确地计算出截面的稳态畸变指数。

表1 总压数据对比

模型	折合流量/(kg/s)	面平均总压			低压区平均总压		
		完整数据/Pa	离散点/Pa	偏差/%	完整数据/Pa	离散点/Pa	偏差/%
1-3	105.17	91 945.9	92 046.7	0.110	87 084.0	87 044.9	-0.045
	75.65	97 149.1	97 196.3	0.049	95 203.3	95 207.8	0.005
	45.79	99 922.1	99 940.9	0.019	99 289.6	99 293.6	0.004
3-3	90.02	88 663.4	88 746.7	0.094	85 026.1	85 026.7	0.001
	76.44	92 567.7	92 637.7	0.076	90 210.6	90 228.0	0.019
	45.21	98 425.0	98 449.7	0.025	97 694.3	97 703.8	0.010
3-5	90.45	78 640.4	78 769.1	0.164	71 928.5	71 907.2	-0.030
	75.67	85 100.0	85 190.1	0.106	80 366.5	80 349.0	-0.022
	46.17	95 181.2	95 212.0	0.032	93 464.3	93 454.7	-0.010

2.3 数值仿真与试验结果的对比

如引言所述,现有工作多针对单插板式畸变模拟器(图1中 $H_A=0$ 时,调节 H_B),本文根据公开文献中单插板式畸变装置的试验结果对所采用的数值模拟方法进行了校验。选取发动折合转速为90%的3个工况点,分别建立了插板相对高度为36.4%、27.6%和19.9%的几何模型,计算设置与双插板相同。

通过出口静压的调整实现仿真与试验的折合流量相近,最大误差为0.9%,保证了对比工况的一致性。试验和数值仿真所得的畸变指数对比见表2,仿真预测的畸变强度及范围变化趋势与试验结果一致,而且对 σ_0/σ_{av} 预测的误差在6%以内,SBES方法进行非定常计算在不同模型中预测的低压区范围角与试验结果差值均为 10° 左右,可以认为研究使用的网格划分方法和计算设置能够对畸变指数进行较好的预测。

表2 单插板畸变指数对比

插板相对高度/%	方法	折合流量/(kg/s)	σ_0/σ_{av}	低压区范围/($^\circ$)
36.4	试验	86.13	0.892 5	173.7
	SBES	86.55	0.941 8	183.5
27.6	试验	93.20	0.946 8	162.5
	SBES	92.37	0.961 1	170.8
19.9	试验	98.18	0.969 9	152.0
	SBES	97.45	0.978 4	161.5

3 周向测点数对稳态畸变指数的影响

在实际的发动机畸变实验中,布置过多的测点会造成

通道堵塞,影响流场分布;但是,布置的测点数量过少又无法准确计算畸变指数。所以,分析不同测点数量对畸变指数的影响规律有助于在设计实验装置时,指导测点的布置。本节内容研究过程中均使用了将截面按照等环面方式分为五环的测点布置方式,并研究稳态畸变指数随每环测点数量的变化规律。图3-图5分别为模型 case1-3、case3-3 和 case3-5 在不同折合流量工况下,使用基于不同周向测量采样点计算所得稳态周向畸变指数随每环测点数量的变化情况。

综合不同插板深度、不同流量工况定性分析可知,各测点方案均可以反映出畸变随工况的基本变化趋势:相同插板深度组合条件下,畸变指数随着流量的增大而增加;相同流量条件下,畸变指数随插板深度的增加而增加。

对于插板深度较小的情况(case1-3,图3),随着周向测点数的增加,各流量工况下畸变指数具有上升的总体趋势,最终趋近于基本稳定的数值。其中,周向4测点时基本指数相对周向72测点时偏低7%~8.3%。在图4的 case3-3 算例和图5的 case3-5 算例中,测点数较少时畸变指数的波动明显,随周向测点数的增多逐渐逼近稳定值。当周向分布4个测点时,小于稳定值,两种插板组合下分别相对偏低7.6%~8.8%。当周向分布6个测点时,计算稳态畸变指数显著偏大。

通过对多种插板深度的不同工况定量分析可以发现,对于双侧平行弦月形可移动插板式的畸变发生器,相同插板深度时,同一测点数引起的周向稳态畸变指数测量偏差量级基本一致,且该量级受插板深度的影响,故其与流量的相关性不明显,而与插板深度有着一定的相关性。当AIP位置测点按等环面方式分布为五环时,每环的周向均布测点数大于18个后对畸变指数结果的影响较小。

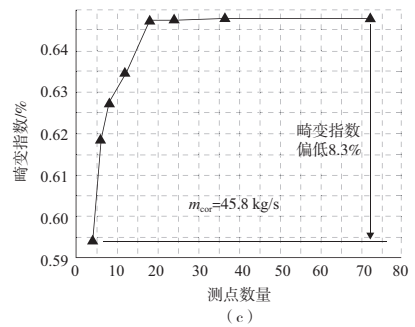
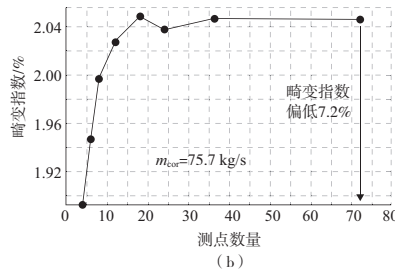
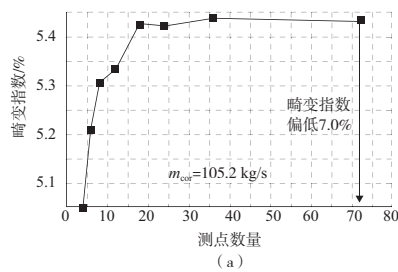


图3 case1-3 不同工况下测点数量对畸变指数影响

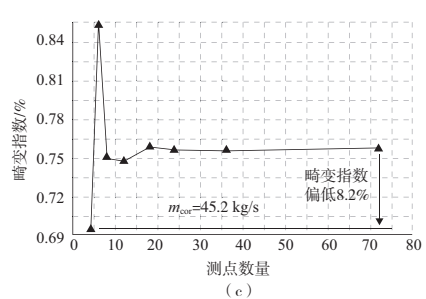
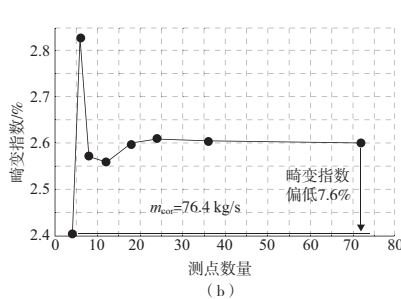
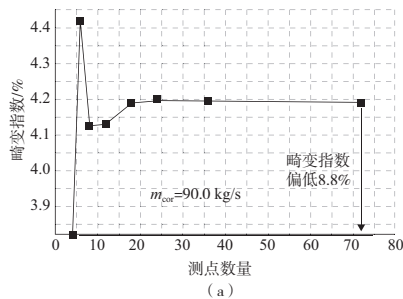


图4 case3-3 不同工况下测点数量对畸变指数影响

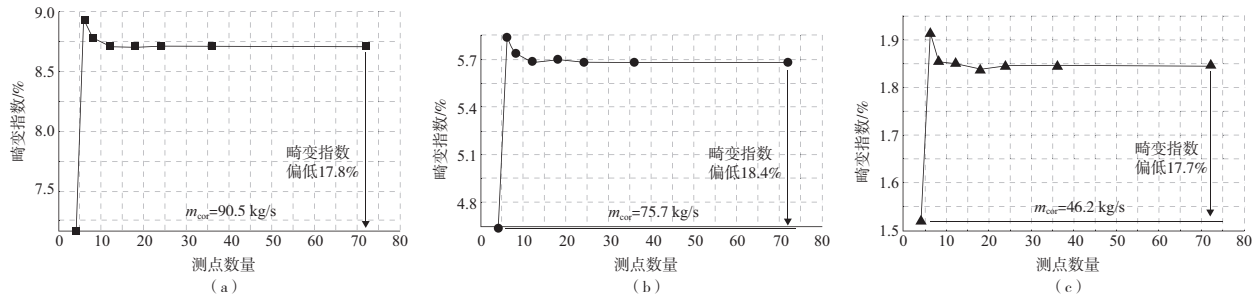


图5 case3-5 不同工况下测点数量对畸变指数影响

4 测点布局对畸变图谱特征描述的影响

图6给出了本文中3种典型深度平行双插板结构大流量工况下径向平均总压恢复系数的周向分布,图7-图9给出三维数值仿真所得AIP截面上详细的总压恢复系数云图。对比不同测点布局所得周向分布曲线与详细云图可以发现,对于case1-3,case3-3,即使很少的测点也反映出了各自所具备的高低压区的数量和大致相对位置,测点周向布局没有对高、低压区分布特征产生明显影响。对于插板深度最大的case3-5,总压恢复系数云图中高压区相对较小,当周向仅分布4个测点时空间采样步长完全跨过了高压区,未能捕捉到两个高压区特征,使得周向分布呈现了单谷的分布形式。所以,只有当测点数量足够分辨畸变图谱中最小高、低压分布特征时才能够准确捕捉到高压区的准确压力分布。

对于3种不同深度的插板模型,周向分布4个测点时,均较明显地导致了高总压区总压恢复系统采样处理所得量值偏低,且不同程度地使得低总压区量值偏高。因此,这种测点布局下测量所得畸变均明显偏低。

对于case3-3,case3-5,周向分布6个测点时,总压恢复系数在周向分布中最低点180°附近略低于其余测点布局的情况,而向两侧趋近高压区的过程中较其他布局高,综合导致计算所得稳态畸变指数偏大。

对比不同算例中的径向平均总压恢复系数的周向分布

布和AIP总压恢复系数云图可以发现,在插板式畸变发生器AIP位置的截面总压测量方案中,总压恢复系数沿周向变化较为平缓的区域,即本研究中所对应的低压区位置,周向分布6个测点,即测点的间隔为60°时,就能够较好地捕捉到总压分布特征。但是,若高压区有更为精细的流动特征则测点之间的间隔小于30°更为适宜。由于插板式畸变发生器的流动结构较为固定,试验测量方案设计中在不同位置可以针对性地分布不同密度的测点来更好地捕捉流动结构,如在相对较小的高压区范围内局部增加测点数,从而以最小的测点数获取更为准确的稳态畸变指数测量结果。

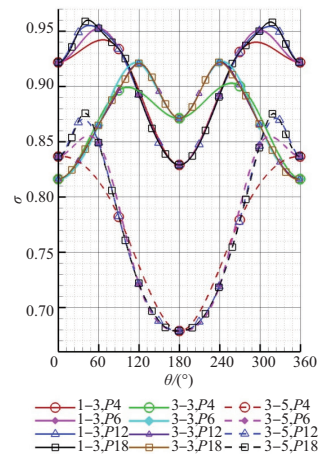


图6 径向平均总压恢复系数的周向分布

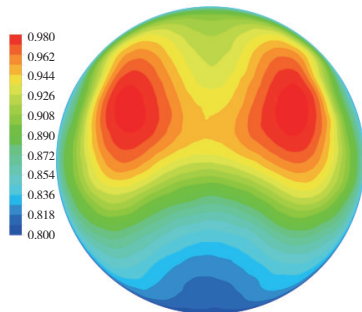


图7 case1-3 测量面总压恢复系数云图
($m_{cor} = 105.2 \text{ kg/s}$)

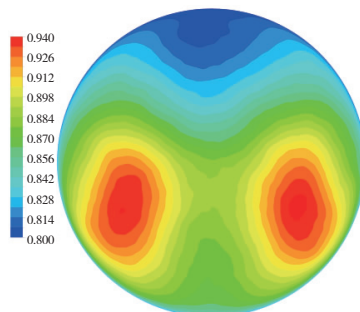


图8 case3-3 测量面总压恢复系数云图
($m_{cor} = 90.0 \text{ kg/s}$)

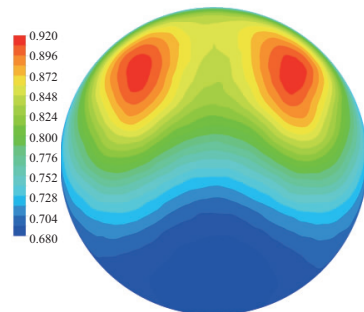


图9 case3-5 测量面总压恢复系数云图
($m_{cor} = 90.5 \text{ kg/s}$)

5 结语

基于三维数值仿真的方法,通过改变周向空间采样点数的方法可以分析畸变模拟器后AIP上测点布局对稳态

畸变图谱及其指数测量结果的影响,从而更合理地设计畸变测量方案。

本文所研究双侧弦月形平行可移动插板畸变模拟器,周向均布测点数大于18个后测点布局对畸变指数结果的影响较小。过少的测点数会导致测量结果有显著的偏差,

其偏差特征与插板深度有较高的相关度,却尚未见明显的规律性。在多数情况下,周向分布较少的测点亦能够正确地反映高压区定性分布特征,但当具有较小局部压力分布特征区域时,过少的测点会描绘出错误的图谱分布特征。

为了保证畸变测量结果的准确性,并减少探针等测量受杆部结构对原有流动的干扰,可以基于数值仿真,在总压变化平缓区域(如本文模拟器模型后的低总压区)布置相对较少的测点,仅在范围较小的局部特征区域布置多的测点(如本文模拟器模型后的高总压区),从而获得较优的测量布局方案。

参考文献:

- [1] SMITH R E. Marrying airframes and engines in ground test facilities—an evolutionary revolution [J]. *Journal of Aircraft*, 1996, 33(4): 649-679.
- [2] STEVENS C H, SPONG E D, HAMMOCK M S. F-15 inlet engine test techniques and distortion methodologies studies [J]. *Stability audits*, 1978, 9: 123-132.
- [3] O'BRIEN W F, BAILEY J. The influence of duct development distance on screen-generated total pressure distortion profiles [C]//49th AIAA/ASME/SAE/ASEE Joint Propulsion Conference. San Jose, CA. Reston, Virginia: AIAA, 2013: 3602.
- [4] BEALE D, CRAMER K, KING P. Development of improved methods for simulating aircraft inlet distortion in turbine engine ground tests (invited) [C]//22nd AIAA Aerodynamic Measurement Technology and Ground Testing Conference. St. Louis, Missouri. Reston, Virginia: AIAA, 2002: 3045.
- [5] ANDERSON R. Aircraft engine inlet pressure distortion testing in a ground test facility [C]//19th Joint Propulsion Conference. Seattle, WA. Reston, Virginia: AIAA, 1983: 1233.

- [6] ARP1420C. Gas Turbine Engine Inlet Flow Distortion Guidelines [S].
- [7] AIR1419C. Inlet Total-Pressure-Distortion Considerations for Gas-Turbine Engines [S].
- [8] BEALE D, WIELAND S, REED J, et al. Demonstration of a transient total pressure distortion generator for simulating aircraft inlet distortion in turbine engine ground tests [C]//Proceedings of ASME Turbo Expo 2007: Power for Land, Sea, and Air, Montreal, Canada; 2009: 39-50.
- [9] 桑增产,江勇,孔卫东,等. 某型涡喷发动机进气总压畸变的试验研究 [J]. *航空动力学报*, 2000, 15(4): 423-426.
- [10] 张韬,赵英,赵伟,等. 可调压力畸变模拟器的设计与研究 [J]. *推进技术*, 2017, 38(12): 2706-2715.
- [11] GJB/Z 64A—2004 航空涡轮喷气和涡轮风扇发动机进口总压畸变评定指南 [S].
- [12] 江勇,张发启,张百灵,等. 基于实验的插板式进气畸变稳态压力场估计 [J]. *空军工程大学学报(自然科学版)*, 2007, 8(2): 1-3.
- [13] BION J. Steady and unsteady distorted inlet flow simulation for engine ground tests [C]//20th Joint Propulsion Conference. Cincinnati, OH, USA. Reston, Virginia: AIAA, 1984.
- [14] 刘大响,叶培梁. 俄罗斯的发动机进口流场畸变评定指南 [J]. *燃气涡轮试验与研究*, 1994, 7(3): 1-10.
- [15] AIR5686. A Methodology for Assessing Inlet Swirl Distortion [S].
- [16] 朱爱迪,钟易成. 基于进气道总压畸变试验的插板数值模拟研究 [J]. *机械制造与自动化*, 2015, 44(3): 143-145, 157.
- [17] 李亮,胡骏,王志强,等. 多种形式插板的压气机进气总压畸变实验 [J]. *航空动力学报*, 2009, 24(4): 925-930.

收稿日期: 2021-10-08

(上接第 58 页)

图 10 中楔形间隙高度随 α 的增大而减小,最小气膜厚度随 α 的增大而增大。当承载力达到最大值时,最小气膜厚度在 $8.5 \mu\text{m} \sim 8.6 \mu\text{m}$ 之间。

通过参数化设计的方法,最终进行拟合分析得到,当 α 为 -0.051 时,承载力达到最大值,最小气膜厚度为 $8.51 \mu\text{m}$ 。

5 结语

1) 通过对刚性推力轴承的静特性分析,得到了承载力在不同转速下随楔形间隙高度呈先增大后减小的规律,并且最大承载力对应的楔形间隙高度也在不断地提升。

2) 波箔的排布方向变化可能导致平箔片的自由端产生局部应力刚化,不利于产生楔形间隙,因此导致承载力降低。

3) 通过对仿真数据的回归拟合可以得到,当波箔的排布方向与平箔自由端之间的夹角的正切值为 -0.051 时,轴承的承载能力达到最大值,后期还需要实验进行验证。

参考文献:

- [1] HESHMAT H, WALOWIT J A, PINKUS O. Analysis of gas-lubricated foil journal bearings [J]. *Journal of Lubrication*

Technology, 1983, 105(4): 647-655.

- [2] IORDANOFF I. Analysis of an aerodynamic compliant foil thrust bearing: Method for a rapid design [J]. *Journal of Tribology*, 1999, 121(4): 816-822.
- [3] LE LEZ S, ARGHIR M, FRENE J. A new bump-type foil bearing structure analytical model [J]. *Journal of Engineering for Gas Turbines and Power*, 2007, 129(4): 1047-1057.
- [4] PAOURIS L I, BOMPOS D A, NIKOLAKOPOULOS P G. Simulation of static performance of air foil bearings using coupled finite element and computational fluid dynamics techniques [J]. *Journal of Engineering for Gas Turbines and Power*, 2014, 136(2): 022503.
- [5] LATRAY N, KIM D. Design of novel gas foil thrust bearings and test validation in a high-speed test rig [J]. *Journal of Tribology*, 2020, 142(7): 18-21.
- [6] 朱建军. 弹性薄片动压气体轴承的理论和试验研究 [D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2015.
- [7] 闫佳佳,刘占生,王铮,等. 基于 Newton-Raphson 迭代的动压气体止推箔片轴承特性研究 [J]. *汽轮机技术*, 2017, 59(2): 116-120, 124.
- [8] 吴炎,谢振宇,陈李成,等. 基于 MATLAB 与 CFX 的动压气体轴承计算对比 [J]. *机械制造与自动化*, 2021, 50(2): 151-153, 158.

收稿日期: 2021-10-08