

液体火箭发动机离心轮极限转速分析与试验

王 振¹, 谭永华², 黄道琼¹, 宣 统¹

(1. 液体火箭发动机技术重点实验室, 陕西 西安 710100;

2. 航天推进技术研究院, 陕西 西安 710100)

摘 要: 为确保液体火箭发动机离心泵叶轮(离心轮)安全可靠工作, 提出了基于强度的最大“正”等效应力法和基于刚度的双切线法两种失效判别准则以进行离心轮极限转速分析, 并开展了离心轮超速试验进行验证。结果表明: 最大“正”等效应力法准确地预测了离心轮破裂起始位置和破坏形式, 误差低于 15%; 双切线法预测的屈服转速与试验结果符合较好, 误差低于 5%。对于塑性较好的离心轮结构, 采用屈服转速替代破裂转速进行极限转速设计分析更利于实现低成本、高可靠性的设计目标。

关键词: 液体火箭发动机; 离心轮; 极限转速; 最大正等效应力法; 双切线法; 超速试验

中图分类号: V415.1-34 文献标识码: A 文章编号: 1672-9374(2017)05-0045-07

Analysis and test for limit speed of centrifugal impeller in liquid rocket engine

WANG Zhen¹, TAN Yonghua², HUANG Daoqiong¹, XUAN Tong¹

(1. Science and Technology on Liquid Rocket Engine Laboratory, Xi'an 710100, China;

2. Academy of Aerospace Propulsion Technology, Xi'an 710100, China)

Abstract: In order to guarantee the safety and reliability of centrifugal impeller in the liquid rocket engine (LRE), two failure criterions, that is the maximum positive equivalence stress method for strength and the double tangent intersection method for stiffness, are proposed to compute the limit rotation speed of centrifugal pump impeller in LRE. The corresponding overspeed spin tests were conducted to verify and compare the above two failure criterions. The results show that the maximum positive equivalence method can correctly predict the initial position and form of the failure, whose relative error is less than 15%, and the double tangent intersection method has predicted the closest results compared to that of the spin testing, whose relative error is less than 5%. For the centrifugal impellers with high plasticity, the yield speed is selected instead of the burst speed for the limit speed design and analysis, which is more helpful for realization of the low cost and high reliability of design

收稿日期: 2017-07-14; 修回日期: 2017-09-01

基金项目: 国家基础研究项目 (613321)

作者简介: 王振 (1984—), 男, 博士后, 研究领域为液体火箭发动机结构安全评价技术

goals.

Keywords: liquid rocket engine; centrifugal pump impeller; limit rotation speed; maximum positive equivalence stress method; double tangent intersection method; overspeed spin test

0 引言

离心泵因结构简单紧凑、单级扬程高、重量轻、流量大等优点,几乎应用于所有大推力液体火箭发动机涡轮泵^[1-2]。液体火箭发动机技术的发展需求不断推动着离心泵朝着更高比功率密度趋势发展,单位质量的结构承载越来越高,离心泵叶轮(简称离心轮)结构完整性问题也愈发突出。离心轮因转速超限引起的结构变形过大或破坏将导致非常严重的后果,不仅引起推进剂中断、发动机停车,严重时甚至引起爆炸等灾难性事故。准确地预测离心轮极限转速、分析其失效模式、发现结构薄弱环节,对进行结构优化设计、合理确定安全工作转速、保证离心泵及发动机安全可靠工作具有重要意义。世界各航天大国均高度重视包括离心轮在内的涡轮泵旋转件极限转速分析与试验研究^[3-8]。

高速旋转机械转子零部件极限转速分析方法可主要分为两类:强度失效准则和刚度失效准则,前者又分为基于平均应力的失效准则^[9-10](最大周向平均应力准则、最大径向平均应力准则等)和基于单点应力或应变的失效准则^[11-13](最大主应力准则、最大等效应力准则、最大剪应力准则及最大当量塑性应变准则等),而刚度失效准则研究相对较少。液体火箭发动机离心轮结构材料通常具有较好的塑性,在结构发生破坏前,可能因塑性变形过大、塑性变形不均匀等原因而导致涡轮泵转子系统不平衡加剧、振动过大、动静件碰磨等问题,严重影响涡轮泵自身及其相邻结构的强度、寿命及可靠性,此时仅通过强度失效准则进行结构设计已无法确保转子安全可靠工作^[14]。

本文提出了预测破裂转速的最大“正”等效应力法和预测屈服转速的双切线法,通过两离心轮极限转速分析与试验的研究工作验证比较了两

种方法的精度与适用性。

1 极限转速分析方法

离心轮因转速超限发生的失效模式可能为强度破裂或失稳变形,相应的极限转速分为破裂转速与屈服转速两类,本部分提出最大“正”等效应力法和双切线法进行两类极限转速的分析。

1.1 最大“正”等效应力法

离心轮几何构型复杂,在高速旋转过程中应力状态复杂。基于强度失效准则进行极限转速分析时,工程中通常选择基于局部危险点应力或应变失效的强度准则,其中,基于 Von Mises 等效应力的第四强度准则应用最为广泛。等效应力 σ_{von} 按下式计算:

$$\sigma_{\text{von}} = \sqrt{\frac{1}{2}[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]} \quad (1)$$

式中 σ_1, σ_2 及 σ_3 为三主应力分量。

利用最大等效应力法进行离心轮极限转速分析时,将等效应力达到强度极限时的转速判定为离心轮极限转速。研究表明,金属材料处于受压缩状态时强度极限通常较受拉伸状态时高得多。可知在等效应力数值基本相当情形下,处于受拉状态的结构局部区域更先于发生破坏,而常规最大等效应力法未区分应力的拉压状态,可能无法准确分析破裂起始位置及真正的结构薄弱环节。为此,引入下式所描述的带符号等效应力^[15]:

$$\sigma_{\text{von}} = \text{sign}(\sigma_m) \sqrt{\frac{1}{2}[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]} \quad (2)$$

式中 $\sigma_m = (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)/3$ 为平均应力,以平均应力的正负分别表示等效应力的拉压状态。

取处于受拉伸状态的危险点等效应力达到材料强度极限时的转速作为离心轮极限转速,此时极限转速为破裂转速(burst speed),称该方法为最大“正”等效应力法。

1.2 双切线法

对于塑性较好的离心轮等转子结构, 随转速升高, 转子结构在发生破坏前可能出现因塑性流动引起的变形随转速平方 (离心力与转速平方成正比) 快速增大的现象, 如图 1 所示曲线 ABC 段。因塑性变形往往具有非均匀、非对称特点, 且结构截面发生整体屈服后结构变形对转速波动十分敏感, 转子已无法安全可靠工作。借鉴压力容器极限承载能力分析广泛应用的“双切线法”^[16]思想, 采用双折线 ODC 近似真实的位移-转速平方曲线 OABC, 取双折线转折点对应转速为离心轮极限转速, 此时极限转速为屈服转速 (yield speed), 称该方法为双切线法。

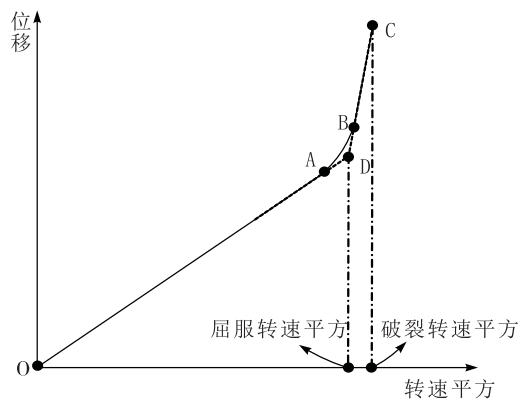


图 1 双切线法

Fig. 1 Double tangent intersection method

2 离心轮极限转速数值分析

2.1 离心轮模型

图 2 所示为两种材料相同的离心轮, 分别有 6、7 个循环对称扇区, 材料参数见表 1。为节省计算资源、提高计算效率, 根据载荷、边界条件及结构几何的周期对称性, 利用周期循环对称分析技术进行有限元建模, 内孔壁施加周向位移约束、轮毂两端面施加轴向位移约束。两种极限转速分析方法均基于相同的增量迭代弹塑性有限元分析结果, 弹塑性分析过程中采用双线性等向强化弹塑性本构方程; 由于液体火箭发动机离心轮工作过程中允许变形较小, 非线性有限元分析时不考虑几何非线性因素。

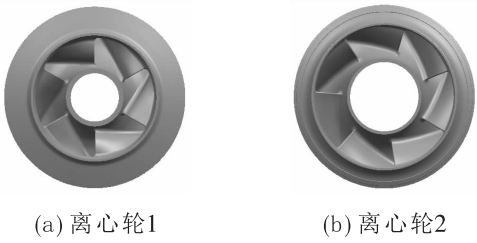


图 2 离心轮结构

Fig. 2 Centrifugal pump impellers

表 1 离心轮材料性能数据

Tab. 1 Material properties of centrifugal impeller

μ	E /GPa	ρ / (Kg/m ³)	σ_b /MPa	σ_s /MPa	δ_5 /%	Z /%
0.3	201	7, 830	1, 180	930	15	35

2.2 离心轮极限转速分析

2.2.1 离心轮 1 极限转速分析

额定转速下离心轮 1 结构等效应力与静水应力 (三主应力的平均) 结果分别见图 3 和图 4, 最大等效应力位于短叶片前缘与轮盘连接过渡区域 (区域 4), 应力为受压状态; 其他应力水平较高的区域分别为: 长叶片前缘与轮盘连接过渡区域 (区域 1, 应力为受拉状态) 以及长短叶片出口与盖板连接过渡区域 (区域 5、6, 应力为受拉状态)。

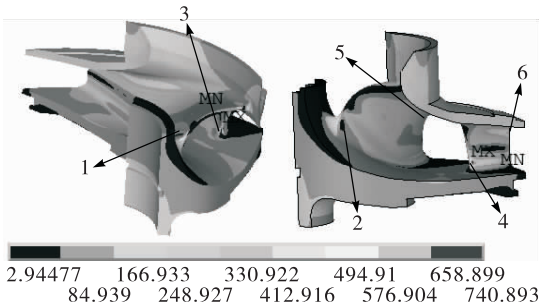


图 3 额定转速下离心轮 1 等效应力

Fig. 3 Equivalence stress of impeller 1 at the rated speed

图 5 给出各区域等效应力随转速变化规律, 区域 4、1 最先进入屈服, 应力水平均是先降低后在一定转速范围内小幅增加, 此阶段离心轮各区域载荷重新分配, 其他区域应力水平随转速升

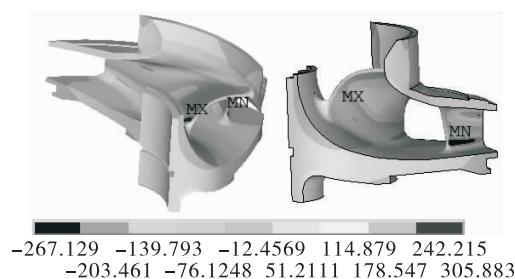


图4 额定转速下离心轮1静水应力
Fig. 4 Hydrostatic stress of centrifugal impeller 1 at the rated speed

高而继续增加。在2.03倍额定转速时区域1等效应力最先达到材料强度极限，随后在很小的速度范围内区域3、5、6处等效应力也相继达到材料强度极限，即根据最大“正”等效应力方法可知离心轮破裂转速为2.03倍额定转速。

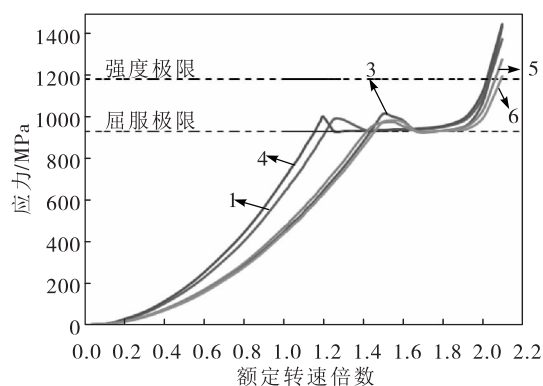


图5 离心轮1危险区域等效应力随转速变化规律
Fig. 5 Variation of equivalence stress in hazardous area of impeller 1 with speed

图6所示为离心轮1盖板入口和盖板出口两特征位置位移随转速平方变化曲线，利用双折线近似真实位移-转速平方曲线，双切线转折点对应转速均近似为1.99倍额定转速，塑性应变分析结果显示该转速下盖板自入口至出口已发生了全面屈服，即采用双切线法确定的离心轮屈服转速为1.99倍额定转速。

2.2.2 离心轮2极限转速分析

额定转速下离心轮2结构等效应力与静水应力分析结果分别见图7、8，最大等效应力位于长叶片出口与盖板连接过渡区域（区域1），应力

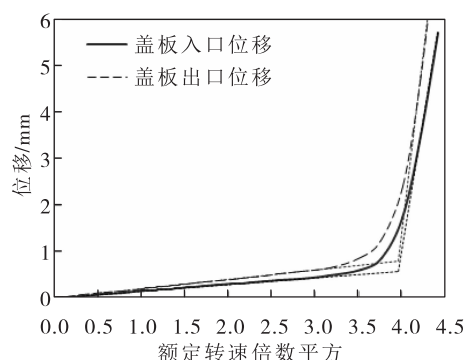


图6 离心轮1特征点位移随转速平方变化曲线
Fig. 6 Variation of feature point displacement of impeller 1 with speed

为受压状态；其他应力水平较高的区域分别为：长叶片前缘与轮盘连接过渡区域（区域2，应力为受拉状态）、短叶片入口与盖板连接过渡区域（区域5，应力为受压状态）及长叶片入口与盖板连接过渡区域（区域6，应力为受拉状态）。

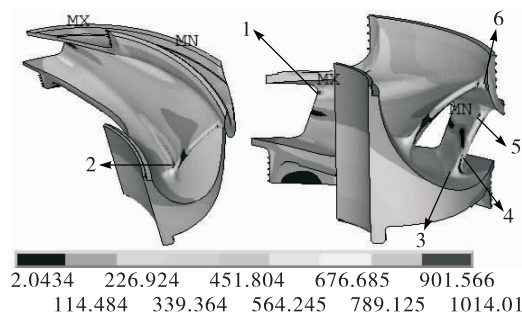


图7 额定转速下离心轮2等效应力
Fig. 7 Equivalence stress of centrifugal impeller 2 at the rated speed

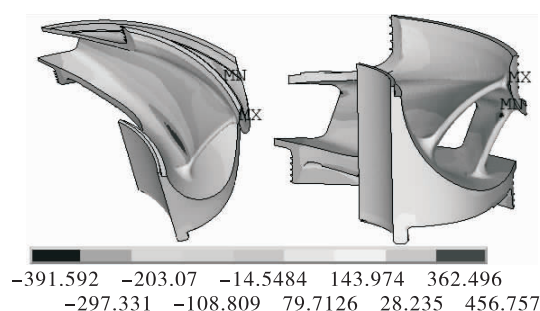


图8 额定转速下离心轮2静水应力
Fig. 8 Hydrostatic stress of centrifugal impeller 2 at the rated speed

图9给出区域1、2、6处等效应力随转速变化规律,正等效应区域2、6处等效应力在1.51倍额定转速时几乎同时达到材料强度极限。最大“正”等效应力法确定的离心轮破裂转速为1.51倍额定转速。

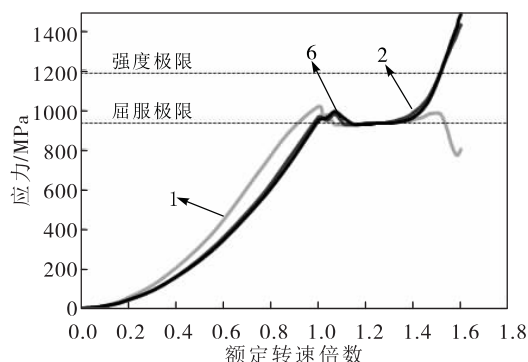


图9 离心轮2危险区域等效应力随转速变化规律
Fig. 9 Variation of equivalence stress in hazardous area of impeller 2 with speed

图10所示为离心轮2盖板入口和盖板出口两特征位置位移随转速平方变化曲线,利用双折线近似真实位移-转速平方曲线,双切线转折点对应转速分别为1.47和1.46倍额定转速,取较小值作为离心轮屈服转速,塑性应变结果显示该转速下盖板自入口至出口已发生了全面屈服。

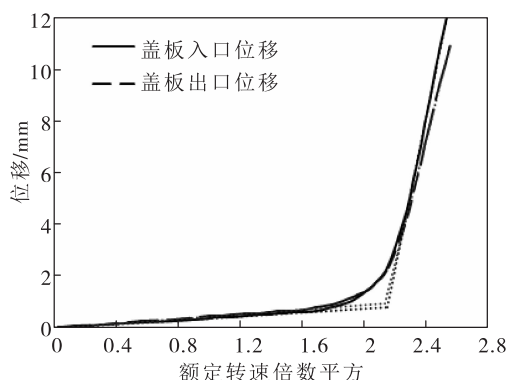


图10 离心轮2特征点位移随转速平方变化曲线
Fig. 10 Variation of feature point displacement with speed for impeller 2

3 离心轮超速试验验证

超速试验(又称超转试验)是验证转子零部

件新设计、新材料、新工艺合理性及生产质量稳定性的重要手段^[17-18]。离心轮极限转速的超速试验过程为:

1) 设计试验工装,确保超速试验主轴、工装与离心轮组成的试验转子系统在可能的试验转速范围内不存在高临界转速,即避免因试验转速接近试验转子系统临界转速引发振动过大而导致试验无法进行的问题,同时工装设计时确保在离心轮内孔发生大的径向变形情形下仍能很好的进行转子定心,避免因装配松动引起过大的振动而导致试验无法顺利完成;

2) 将加工完成的试验工装与离心轮组合进行整体低速动平衡,以满足指定平衡等级;

3) 最后,将离心轮安装到超速试验台(如图11所示),根据试验技术规范进行超速试验,记录试验过程中转速、振动等参数变化。

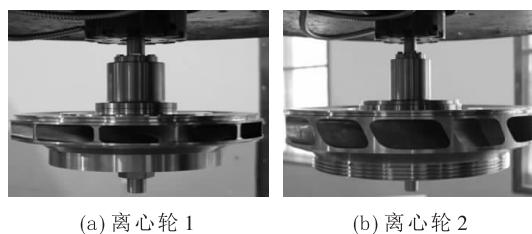


图11 离心轮超速试验安装状态
Fig. 11 Mounted status for overspeed spin testing of two centrifugal impellers

图12所示为离心轮1超速试验过程升速、振动位移曲线,自1.96倍额定转速起试验转子系统振动水平急剧升高,至2.04倍额定转速后振动水平先降低后升高,至2.31倍额定转速时离心轮发生破裂,破裂瞬间高速碎片撞击试验舱内触发线圈,触发高速摄影系统并记录下离心轮破裂过程,同时超速试验台自动停机。图13所示为高速摄影系统拍摄到的破坏过程,裂纹自长叶片前缘与轮盘连接过渡区域(图3中所示区域1)起始并迅速扩展,离心轮几乎瞬间破坏。试验完成后碎片整理发现,离心轮自长、短叶片与轮盘连接过渡区域分开,盖板与长、短叶片破碎,而轮盘仍为一个整体。鉴于工装设计确保振动水平不因近转子系统临界转速或装配松动引

起, 可认为振动水平急剧升高是由于塑性变形严重引起, 因此, 离心轮 1 的屈服转速与破裂转速可分别取为 1.96 倍额定转速与 2.31 倍额定转速。

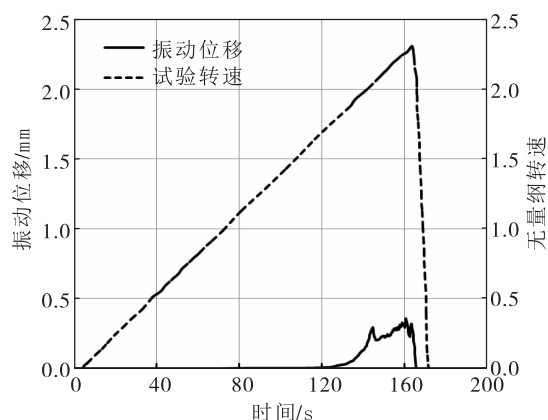


图 12 离心轮 1 超速试验升速曲线及振动位移曲线

Fig. 12 Speed-up and vibration displacement curves in overspeed test of centrifugal impeller 1

的塑性变形。因此, 离心轮 2 的屈服转速可取为 1.5 倍额定转速, 但由于发生严重塑性变形引发的大振动, 试验提前停止, 未能获得破裂转速。

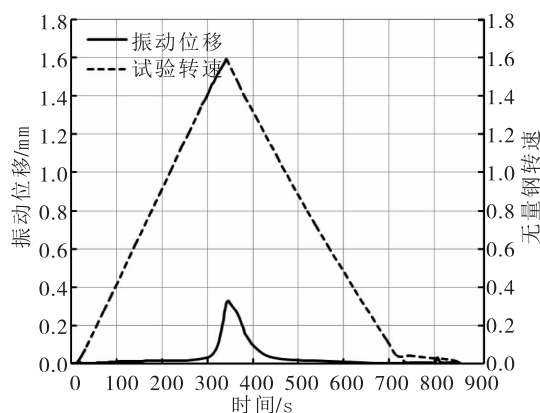
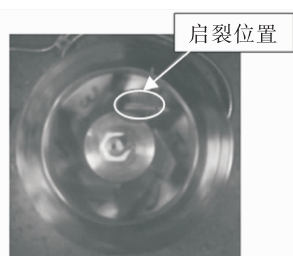
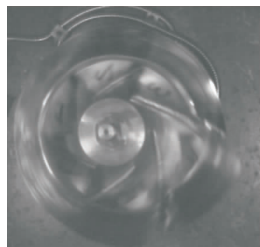


图 14 离心轮 2 超速试验升速曲线及振动位移曲线

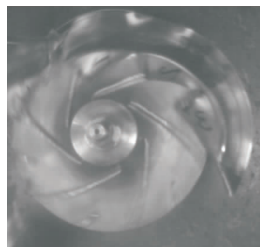
Fig. 14 Speed-up and vibration displacement curves in overspeed test of centrifugal impeller 2



(a) 离心轮启裂位置



(b) 单个扇区盖板裂开



(c) 全部叶片、盖板脱落

图 13 高速相机拍摄到的离心轮 1 破裂过程

Fig. 13 Broken process taken by high-speed camera for centrifugal impeller 1

图 14 所示为离心轮 2 超速试验过程升速、振动位移曲线, 自 1.5 倍额定转速起试验转子系统振动急剧增大, 转速达到 1.59 倍额定转速时, 振动水平超过上限值, 超速试验台自动停机。试后发现, 离心轮并未破裂, 但盖板已发生了严重

表 3 给出两种离心轮极限转速的数值分析与超速试验结果, 数字表示额定转速倍数, 括号内数字为数值结果与试验结果的比值。结果显示: 双切线法预测精度较高, 两离心轮的屈服转速预测误差均低于 5%; 最大“正”等效应力法正确预测了离心轮 1 的破裂起始位置, 破裂转速预测结果较为保守, 误差低于 15%, 误差主要源于非线性有限元分析时仅使用了材料性能的最低保证值, 且弹塑性分析时忽略了材料超过强度极限后颈缩至断裂阶段承载能力 (材料断面收缩率显示材料破坏时的真实应力水平远高于强度极限)。

表 3 超速试验与数值分析结果比较

Tab. 3 Comparison between overspeed test data and numerical analysis data

离心轮	预测方法	破裂转速	屈服转速
1	超速试验	2.31	1.96
	最大	2.03	—
	“正”等效应力法	(87.9%)	—
	双切线法	—	1.99 (101.5%)
	超速试验	未破坏	1.5
2	最大	1.51	—
	“正”等效应力法	—	—
	双切线法	—	1.46 (97.3%)

4 结 论

提出两种预测液体火箭发动机离心轮极限转速的方法,并进行了超速试验,得到如下结论:

1) 两离心轮极限转速满足转速安全裕度要求,仅从静态刚度/强度角度考虑均可进一步优化以减轻结构重量、提高涡轮泵综合性能。

2) 最大“正”等效应力法可准确预测破坏起始位置,可为设计改进提供参考依据。为进一步提高极限转速预测精度,需根据离心轮产品取样测试获取真实材料性能数据,数值分析时采用包括颈缩阶段的完整应力应变曲线。

3) 双切线法可准确预测屈服转速。采用塑性材料进行离心轮设计时,采用屈服转速而非破裂转速作为离心轮工作的极限转速,更利于保证转子安全可靠工作。

参考文献:

- [1] HUZEL D K, HUANG D H. Modern engineering for design of liquid-propellant rocket engines [M]. USA: AIAA, 1992.
- [2] 陈晖,张恩昭,谭永华,等. 高速平板诱导轮的结构设计与分析[J]. 火箭推进, 2009, 35(3): 1-5.
CHEN Hui, ZHANG Enzhao, TAN Yonghua, . et al. Geometry design and analysis of the high-speedrotational plate inducer [J]. Journal of rocket propulsion, 2009, 35(3): 1-5.
- [3] NASA. Strength and life assessment requirements for liquid fueled space propulsion system engines: NASA-STD-5012 [S]. USA: NASA, 2006, 6.
- [4] BERNSTEIN K S. Structural design requirements and factors of safety for spaceflight hardware for human spaceflight [S]. USA: NASA Johnson Space Center, 2011, 10.
- [5] GUICHARD D, LAITHIER F, FOURNIER J P. Development of powder metallurgy impellers for vinci hydrogen turbopump: AIAA 2000-3831 [R]. USA: AIAA, 2000.
- [6] OHTA T, KIMOTO K, KAWAI T, et al. Design, fabrication and test of the RL60 fuel turbopump: AIAA 2003-5073 [R]. USA: AIAA, 2003.
- [7] GAYDA J, KANTZOS P. High temperature burst testing of a superalloy disks with a dual grain structure: NASA/TM-2004-212884 [R]. USA: NASA, 2004.
- [8] JOHNSON R, BRODIN S, EKEDAH L P, et al. Development of hydrogen and oxygen pump turbines for vinci engine: AIAA 2002-4331 [R]. USA: AIAA, 2002.
- [9] 朱大鑫. 涡轮增压与涡轮增压器[M]. 北京: 机械工业出版社, 1992.
- [10] 冯引利, 吴长波, 高鹏, 等. 某粉末冶金高温合金涡轮盘破裂转速分析[J]. 航空动力学报, 2013, 28(3): 501-506.
- [11] 吴长波, 卿华, 冯引利, 等. 某高压涡轮整体叶盘破裂转速计算方法及试验验证[J]. 燃气涡轮试验与研究, 2006, 19(3): 33-36.
- [12] 赵俊生, 马朝臣, 胡辽平. 车用涡轮增压器叶轮破裂转速的弹塑性数值分析[J]. 机械科学与技术, 2008, 27(1): 45-49.
- [13] 张德禹, 黄金平, 黄道琼, 等. 离心泵叶轮爆裂转速数值仿真和试验[J]. 计算机辅助工程, 2013, 22(增刊1): 175-178.
- [14] 刘璐璐, 宣海军, 洪伟荣. 某型涡轮盘破裂转速计算及试验验证[C]//中国航空学会第七届动力年会文集. 贵阳: 中国航空学会动力专业分会, 2010.
- [15] GYEKENYESI J Z, MURTHY P L N, MITAL S K. NASLIFE-component fatigue and creep life prediction program: NASA/TM-2005-213886/REV2 [R]. USA: NASA, 2014.
- [16] CEN. Unfired pressure vessel standard: EN 13445-3 [S]. Brussels: European Committee for Standardization, 2002.
- [17] 陆君毅, 吴荣仁, 周储, 等. 转子失效分析的重要试验-转子超速破坏试验[J]. 机械工程材料, 1992, 16(6): 54-56.
- [18] 窦唯, 金志磊, 闫宇龙. 液体火箭发动机涡轮转子超速离心变形特性研究[J]. 火箭推进, 2015, 41(5): 23-28.
DOU Wei, JIN Zhilei, YAN Yulong. Over-speed centrifugal deformation characteristics of turbine-rotor in liquid propellant rocket engine [J]. Journal of rocket propulsion, 2015, 41(5): 23-28.

(编辑:马 杰)