航煤空气喷射时间间隔及压力对转子发动机燃烧性能的影响

余田锋[1]，刘伟[2]，谭先见[2]，张泽奇[1]，杜洋[1]，何光宇[1]
（1. 西安交通大学机械工程学院，710049，西安；2. 湖南南方通用航空发动机有限公司，412002，湖南株洲）

摘要：为解决航空煤油（航煤）在椭圆转子发动机中的雾化难题，厘清空气辅助喷射策略对发动机燃烧性能的调控机制，将空气辅助喷射技术引入椭圆转子发动机，基于 Converge 平台建立包含进排气道、燃烧室及空气辅助喷射流道的一体化三维计算流体动力学模型，以航煤-空气喷射时间间隔角（20°～60°曲轴转角）和空气喷射压力（4.0～6.0 bar）为变量，探究了两种参数对缸内燃油雾化、混合气形成、燃烧过程、热力性能及污染物排放的影响规律。研究结果表明：随着航煤-空气喷射时间间隔增大，缸内燃料雾化质量先提高后降低，喷射时间间隔角为 30°时，指示功率达峰值 15.8 kW，但因燃烧效率偏低，指示热效率仅为 39.1%；喷射时间间隔角增至 60°，进入缸内的燃油质量降低，但热效率升至 43.4%；提高空气喷射压力可增强缸内湍流动能，改善雾化效果并加速火焰传播，当空气喷射压力从 4.0 bar 升至 6.0 bar 时，指示功率与热效率分别提升 29.3%和 18.9%，碳氢化合物排放质量降低 70.9%，氮氧化物排放质量增加 781.4%。该研究可为椭圆转子发动机喷射策略的多参数协同优化设计提供理论依据。

关键词：转子发动机；空气辅助喷射；喷射压力；喷射时间间隔；污染物；热效率
中图分类号：TK45 **文献标志码**：A
DOI：10.7652/xjtuxb202611011 **文章编号**：0253-987X(2026)11-0121-12

Effects of Aviation Kerosene-Air Injection Interval and Pressure on the Combustion Performance of Rotary Engines

YU Tianfeng[1], LIU Wei[2], TAN Xianjian[2], ZHANG Zeqi[1], DU Yang[1], HE Guangyu[1]
(1. School of Mechanical Engineering, Xi'an Jiaotong University, Xi'an 710049, China;
2. Hunan South General Aviation Engine Co., Ltd., Zhuzhou, Hunan 412002, China)

Abstract: To address the atomization challenges of aviation kerosene in elliptical rotary engines and to clarify the mechanism by which the air-assisted injection strategy regulates their combustion performance, air-assisted injection technology was introduced into these engines. A three-dimensional integrated computational fluid dynamics model, incorporating the intake and exhaust ports, the combustion chamber, and the air-assisted injection flow passage, was established based on the Converge platform. Using the aviation kerosene-air injection interval angle (20°—60° crank angle)and the air injection pressure (4.0—6.0 bar)as variables, the effects of these two parameters on in-cylinder fuel atomization, mixture formation, combustion process, thermal performance, and pollutant emissions were investigated. The results indicate that as the

收稿日期：2026-04-28。 作者简介：余田锋（2004—），男，硕士生；杜洋（通信作者），男，副教授，硕士生导师。 基金项目："慧眼行动"资助项目（F44AF60D）；陕西省博士后科学基金资助项目（2023BSHEDZZ73）。
网络出版时间：2026-07-16 网络出版地址：https://link.cnki.net/urlid/61.1069.t.20260716.1316.004

aviation kerosene-air injection interval time increases, the in-cylinder fuel atomization mass first improves and then deteriorates. At an injection interval of 30° crank angle, the indicated power reaches a peak of 15.8 kW. However, due to the relatively low combustion efficiency, the indicated thermal efficiency is only 39.1%. When the injection interval is increased to 60° crank angle, the mass of fuel entering the cylinder decreases, but the thermal efficiency rises to 43.4%. Increasing the air injection pressure enhances the in-cylinder turbulent kinetic energy, improves atomization quality, and accelerates flame propagation. As the air injection pressure increases from 4.0 bar to 6.0 bar, the indicated power and thermal efficiency increase by 29.3% and 18.9%, respectively; hydrocarbon emission is reduced by 70.9%, while nitrogen oxide emission increases by 781.4%. This study can provide a theoretical basis for the multi-parameter coordinated optimization design of injection strategies for elliptical rotary engines.

Keywords: rotary engine; air-assisted injection; injection pressure; injection time interval; pollutant emission; thermal efficiency

随着低空经济发展,小型无人机对高效、长航时动力系统的需求日益迫切。椭圆转子发动机作为一种新型高效动力系统,由美国 Liquid Piston 公司于 2012 年首次提出,具有结构紧凑、功重比高的优势。与传统汪克尔三角转子发动机相比,椭圆转子发动机具有更高的理论压缩比和循环热效率,具备解决三角转子发动机高油耗、易磨损等问题的潜力[1-4]。

在椭圆转子发动机结构及运行参数优化方面,Shkolnik 等[5]研究发现,压缩比为 18 的柴油 X1 型转子发动机在 1 800 r/min 转速下,热效率达到了 33%。Zambalov 等[6]对汽油燃料 XMv3 型椭圆转子发动机的研究表明,调整过度膨胀系数会影响发动机的进气和排气过程,即当过度膨胀系数由 1.1 提升至 1.2 时,XMv3 的热效率从 32.7% 提高到 34.5%。Zou 等[7]发现,与低转速工况相比,点火正时对中高转速下汽油燃料 XMv3 椭圆转子发动机峰值压力的影响更为显著。随着点火时刻的推迟,低速时 NO_x 的质量分数先增加后降低,而在高速时则持续增加。

为了提升椭圆转子发动机的燃烧及热力性能,学者们开展了燃料掺氢相关研究。Hou 等[8]研究了不同喷氢策略对汽油椭圆转子发动机燃烧性能的影响,结果表明:氢气直喷时刻越晚,发动机指示热效率越高,同时固态碳质颗粒物排放有所降低。Yang 等[9]提出了一种双区模型与神经网络模型相结合的仿真模型,发现在高转速、大点火提前角下,掺氢优化使得转子发动机性能提升较为明显。Geng 等[10]以 XMv3 型发动机为对象,探究了不同氢气缸内直喷位置对燃烧性能的影响,发现在燃烧室前侧喷氢时燃烧最为充分,热效率最高。

除燃料掺混氢气外,液体燃料高效雾化技术也是提升发动机燃烧、热力及环境性能的有效手段。国外空气辅助喷射研究起步较早,上世纪 90 年代,澳大利亚的 Orbital 公司就已开始对空气辅助喷射雾化系统进行研发,解决了传统燃油高压共轨直喷的诸多问题,如成本高、燃油撞壁多等。Sureshkumar 等[11]通过三维计算流体动力学(CFD)方法,研究了不同喷射压力下空气辅助喷射系统的喷雾特性,发现提高空气喷射压力可有效控制喷雾的贯穿与扩散,且燃料颗粒的索特平均直径在 4～14 μm 之间。Houston 等[12]将空气辅助喷射系统应用于四冲程发动机,实验结果表明:空气辅助喷射可实现稀薄燃烧和高废气再循环率,提高燃油经济性,降低 NO_x 和碳氢化合物(HC)排放。

国内对空气辅助喷射雾化技术的研究起步较晚,相关研究主要针对定容弹及活塞发动机。Zhao 等[13]在定容弹上研究了空气辅助喷射系统内部的气液相互作用,发现燃油喷射能量在与喷嘴内气体相互作用后促进了液滴分解;针阀开启后,油气混合气通过膨胀功可获得比针阀开启前高一个数量级的速度。Wu 等[14]利用高速背光成像和相位多普勒粒子分析仪,研究了定容弹内航空煤油空气辅助喷射的喷雾特性,结果表明,延长喷射时长会弱化液滴破碎效果,最终导致液滴粒径增大。Liao 等[15]对采用航煤空气辅助喷射的二冲程发动机进行了研究,发现提高喷射压力能够强化缸内气流,但单次喷射燃烧压力较高,易引发爆震;采用二次喷射则能实现燃油分层、有效抑制爆震。Xu 等[16]对柴油空气辅助喷射系统的宏观喷雾特性进行了实验,结果表明,环境背压增大会阻碍喷雾的径向和轴向发展,并延

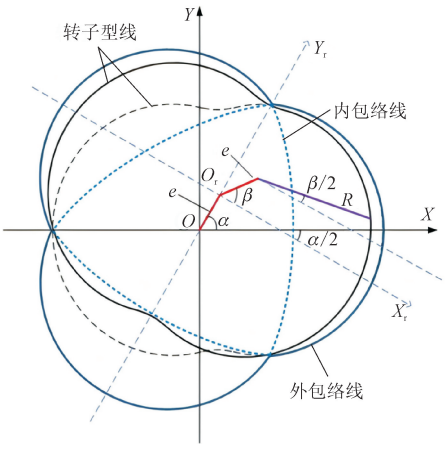
缓涡环的形成。当环境背压从 1 bar 升至 2 bar 时，涡环形成延迟约 0.5 ms；增加燃油喷射压力可使液滴直径更小，从而减小喷雾贯穿距离，并促进液滴的横向扩散。

综上所述，空气辅助喷射技术在改善燃油雾化性能等方面具有广阔的应用前景。与汽油相比，航空煤油的安全性更高。本文研究的航空煤油型号为 RP-3，其 20 ℃时的运动黏度为 1.814 mm^2/s，是汽油的 2 倍以上[17]，且不易挥发，导致其在低温环境下雾化更为困难、燃烧性能较差，进而影响椭圆转子发动机的点火可靠性与燃烧稳定性[18]。因此，利用空气辅助喷射技术改善 RP-3 航煤的雾化性能十分必要。然而，目前空气辅助喷射的相关研究主要集中在定容弹内的喷雾形态以及活塞发动机中的燃烧性能。椭圆转子发动机作为近年新出现的内燃机结构，鲜有研究将空气辅助航煤雾化技术应用于其中。为此，本文提出将空气辅助喷射技术引入椭圆转子发动机，并对航煤-空气喷射时间间隔、空气喷射压力等空气辅助喷射参数开展优化研究，揭示了不同空气辅助喷射策略对航煤椭圆转子发动机燃烧、热力性能及污染物排放等综合性能的影响规律。

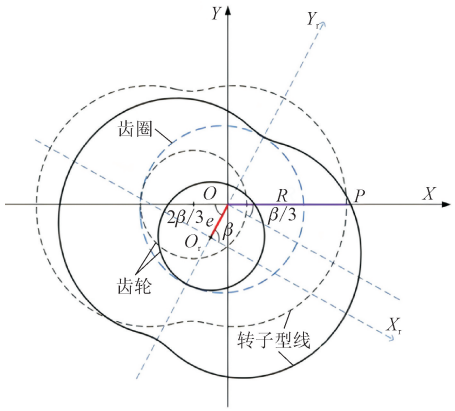
1　建模过程

1.1　发动机流体域三维模型构建

椭圆转子在缸体中的运动属于二叶摆线轮在三齿针轮中的行星运动。齿圈固定于缸体上，偏心轴角速度是转子自转角速度的 2 倍，方向相反，即曲轴旋转两圈，转子逆向旋转一圈。椭圆转子发动机的转子轮廓为渐开线，缸体轮廓是转子轮廓的外包络线，具体如图 1 所示。其中，XOY 坐标系固定在齿圈 / 缸体，$X_rO_rY_r$ 坐标系固定在齿轮/转子。



(a)缸体



(b)转子

图 1　椭圆转子发动机型线轮廓

Fig. 1　Contours of elliptical rotary engine

外包络线作为缸体理论型线，其数学描述如下

$$\begin{cases} x = e\cos\alpha + e\cos\left(\beta - \dfrac{\alpha}{2}\right) + R\cos\left(\dfrac{\beta}{3} - \dfrac{\alpha}{2}\right) \\ y = e\sin\alpha + e\sin\left(\beta - \dfrac{\alpha}{2}\right) + R\sin\left(\dfrac{\beta}{3} - \dfrac{\alpha}{2}\right) \end{cases} \tag{1}$$

式中：α 和 β 分别为 XOY、$X_rO_rY_r$ 坐标系中的角；e 为偏心距；R 为创成半径。

P 点为 XOY 坐标系下固定的一点，其在 $X_rO_rY_r$ 坐标系下形成的轨迹即为转子理论型线，表达式如下

$$\begin{cases} x_r = e\cos\beta + R\cos\left(\dfrac{\beta}{3}\right) \\ y_r = e\sin\beta + R\sin\left(\dfrac{\beta}{3}\right) \end{cases} \tag{2}$$

本文以排量为 330 mL 的某空气辅助雾化航煤椭圆转子发动机作为研究对象，其结构如图 2 所示，结构参数如表 1 所示。

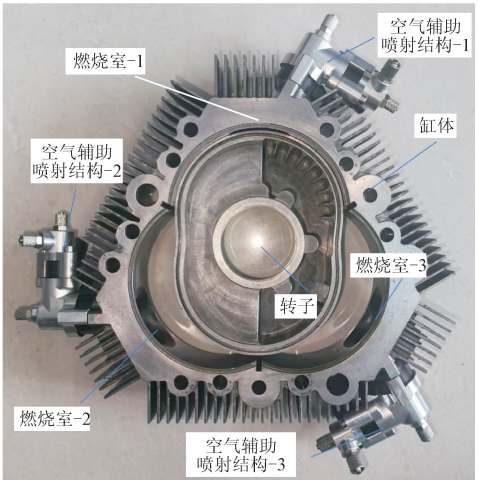


图 2　空气辅助喷射航煤椭圆转子发动机结构

Fig. 2　Structure of air-assisted injection aviation kerosene elliptical rotary engine

表 1 椭圆转子发动机的主要几何参数

Table 1 Main geometric parameters of elliptical rotary engine

参数	数值
创成半径 R/mm	60
偏心距 e/mm	9
转子宽度/mm	40
平动距离/mm	1.5
转子缸体间隙/mm	0.3
几何压缩比	11
排量/mL	3×110

空气辅助航煤燃料喷射系统(AADI)由燃油喷嘴、空气喷嘴、喷油管、混合腔和混合气喷嘴组成,具体结构参数如表 2 所示,结构如图 3 所示。在椭圆转子发动机的 3 个半球形燃烧室中,均布置了 AADI 航煤燃料雾化装置。

表 2 空气辅助喷射结构主要几何参数

Table 2 Main geometric parameters of AADI

参数/mm	数值
燃料喷嘴直径	1.0
空气喷嘴直径	1.5
空气-燃料混合气体喷嘴出口直径	7.0
针阀行程	0.15
空气辅助直喷系统总长度	58.0

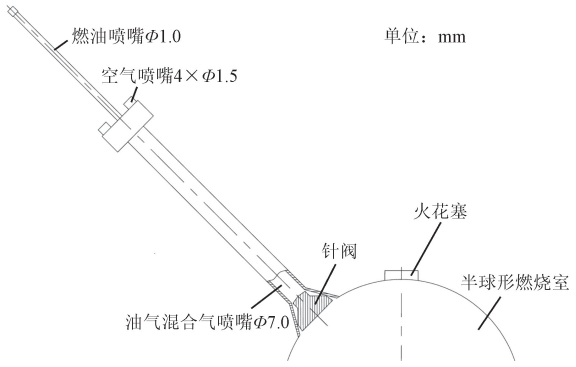


图 3 空气辅助喷射系统结构示意图

Fig. 3 Schematic diagram of AADI structure

1.2 模型建立与计算区域划分

由于转子转动过程中腔室形状变化极大,流体域计算量较大。本文以单个燃烧室作为转子发动机模拟的研究对象[19-20],将相应的几何模型导入 Converge 3.0 软件,计算域如图 4 所示。计算区域包括进气道、排气口和燃烧室,各区域相互连通。空气辅助喷射结构包括空气辅助内部流体域、燃油喷孔及 4 个空气喷孔共 6 个区域,各区域相互连通。为了避免发动机转子与缸体之间在计算过程中的网格干涉,构建 CFD 仿真模型时考虑了平动距离,所得模型转子与缸体之间存在一定缝隙。为了保证仿真过程中 3 个燃烧室独立燃烧,通过软件中自带的 seal 功能将发动机密封片和燃烧室的间隙进行密封。

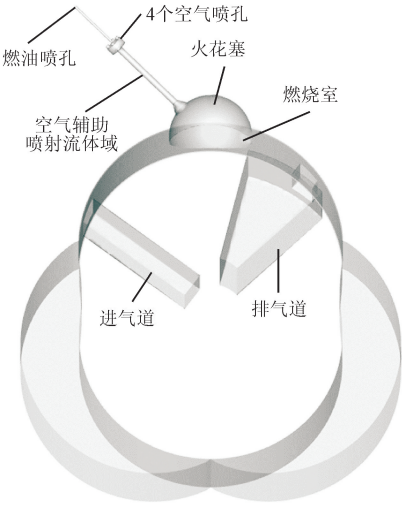


图 4 空气辅助喷射椭圆转子发动机结构示意图

Fig. 4 Schematic diagram of AADI elliptical rotary engine structure

采用自适应网格细化方法对结构进行网格划分,所有流体计算区域的细化级别均设为 2 级。设置相邻网格速度梯度、温度梯度和航煤燃料质量分数的阈值分别为 2.5 m/s、8.0 K、0.000 1,燃烧室边界加密等级为 2 级。为了提高空气辅助喷射喷雾精度,设置航煤喷雾模型在燃油喷射时的局部加密等级为 3 级。火花塞处采用球形局部加密,球形半径分别设为 1 mm 和 2 mm,加密等级分别为 3 级和 4 级。

1.3 边界条件确定

椭圆转子发动机的初始运行工况设置如下:以航煤为燃料,发动机转速为 7 000 r/min,进气压力为 1.0 bar,燃料当量比为 0.9,点火提前角为 30°曲轴转角。

将转子侧壁面、上下壁面、进气口、进气管道、排气口和排气管道设置为运动壁面,缸体上下壁面、燃烧室设置为固定壁面。各个边界的初始条件参考文献[2]中的 XMv3 型号椭圆转子发动机。根据文献[1]中的实验数据给定燃烧室初始条件,通过延长其计算周期,发现经过几个周期循环后,燃烧室内各计算区域的温度和压力逐渐稳定。因此,将循环 3 次后发动机燃烧室内的工况作为仿真模型的初始条件,如表 3 所示。

表 3　计算区域的初始条件

Table 3 Initial conditions for the calculation region

部位	压力/Pa	温度/K	组分
燃烧室 1	708 801	1 382	已燃废气
燃烧室 2	82 792	376	未燃气
燃烧室 3	133 590	797	已燃气
进气道	80 924	311	未燃气
排气道	127 315	365	已燃气

设置空气辅助喷射发动机的环境气体为空气，初始参数如表 4 所示。

表 4　空气辅助喷射初始参数

Table 4 Initial parameters for air-assisted injection

参数	数值
燃油喷射压力/bar	7.5
燃油喷射脉宽/(°)	60
空气喷射压力/bar	5.5
空气辅助喷射脉宽/(°)	60
航煤-空气喷射间隔/(°)	60
初始壁面温度/K	300
初始背压/bar	5.0

1.4　数学模型选择

采用 RANS k-ε 模型[21-22]开展计算，是因其具有更好的收敛性且适用于更宽雷诺数范围，已广泛应用于转子发动机[3]。采用 O'Rourke 和 Amsden 壁面传热模型[23]计算壁面传热损失。燃烧模型为 SAGE 模型[4]。航煤在空气辅助喷射结构和椭圆转子发动机内均要经历破碎、碰壁、蒸发与液滴汇聚等过程，最后在燃烧室内形成均匀的适合点火的航煤-空气混合气。液滴破碎模型选择 TAB 破碎模型，液滴蒸发模型选择 Frossling 模型。NO_x 污染物排放模型采用扩展 Zeldovich 机理模型[24-25]。

1.5　网格无关性验证

在 Converge 软件中对椭圆转子发动机进行网格无关性验证，以保证模拟结果的可靠性和精确性。设置 2、3、4、5 mm 这 4 种网格尺寸，并保持相同的网格加密等级。图 5 所示的计算结果表明，当网格尺寸小于 3 mm 后，尺寸变化对发动机瞬时缸压的影响很小，因此本文网格尺寸选为 3 mm。

1.6　模型验证

采用 Zhao 等[13]在定容弹中开展的空气辅助喷射实验结果进行喷雾模型验证，具体结构参数如表 5 所示。定容弹内腔呈圆柱形，直径为 100 mm，高度为 100 mm。实验工况如下：正十二烷燃油喷射压力为 6.5 bar，气体喷射压力为 4.0 bar，燃油喷射持续时间为 2 ms，燃油喷射与气体喷射的时间间隔为 0.5 ms。

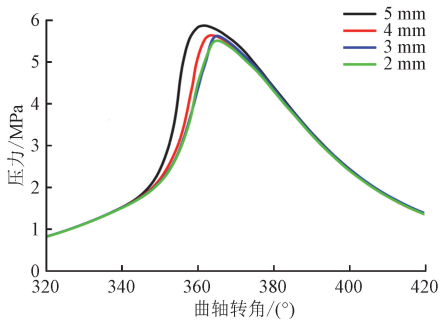


图 5　不同网格尺寸下缸内压力随曲轴转角的变化

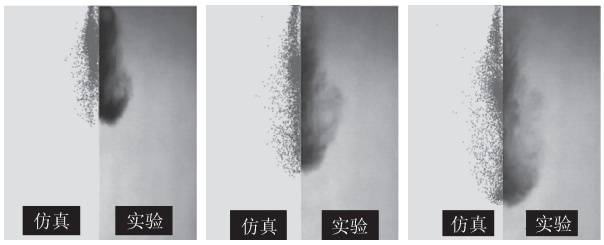
Fig. 5 Variation of cylinder pressure with crankshaft angle under different grid sizes

表 5　定容弹实验空气辅助喷射系统结构参数[11]

Table 5 Structural parameters of air-assisted injection system of constant volume bomb experiment

参数/mm	数值
燃料喷嘴直径	1.2
空气喷嘴直径	1.5
空气-燃料混合气体喷嘴出口直径	5.5
针阀行程	0.15
空气辅助直喷系统总长度	53.0

基于上述结构参数与实验工况建立定容弹空气辅助燃油雾化 CFD 仿真模型，仿真喷雾形态与文献[13]中高速摄影实验图像的对比如图 6 所示。由图可见，各时刻仿真获得的喷雾宏观形态与实验结果吻合良好，喷雾贯穿距离与扩散趋势均呈现一致的变化规律，验证了空气辅助喷雾模型的有效性。



(a)0.9 ms　(b)1.2 ms　(c)1.5 ms

图 6　不同时刻下仿真与实验[13]得到的喷雾形态对比

Fig. 6 Comparison of spray morphology between simulation and experimental[13] results at different times

采用 XMv3 椭圆转子发动机实验数据进行发动机燃烧模型验证[3]，得到的仿真结果与文献[3]实验结果对比如图 7 所示。由图可见，缸内压力仿真值与实验值的趋势基本一致，最大相对误差小于 5%，表明本文建立的燃烧模型有效可靠。

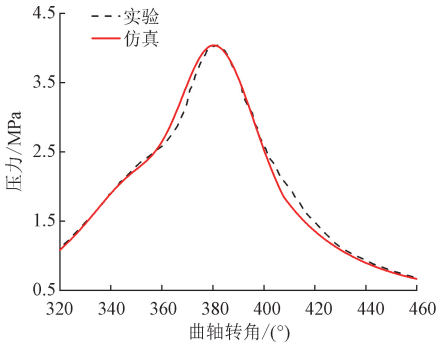


图 7 缸内压力的实验结果[3]与仿真结果对比

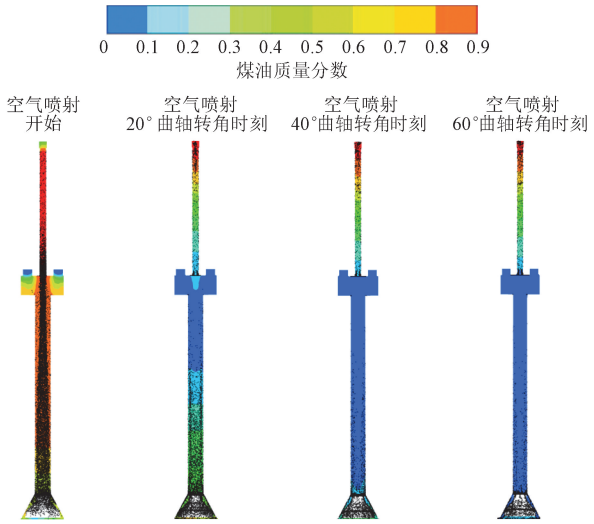
Fig. 7 Comparison of experimental and simulation results of cylinder pressure

2 不同航煤-空气喷射时间间隔对航空煤油转子发动机综合性能的影响

固定航空煤油喷射压力等空气辅助喷射初始参数不变(见表 4),探究不同航煤-空气喷射时间间隔角 θ(θ 分别为 20°、30°、40°、50°和 60°曲轴转角)对航空煤油转子发动机综合性能的影响。

2.1 缸内航煤喷射过程与混合物形成

图 8 所示为不同航煤-空气喷射时间间隔下,空气辅助喷射结构内液滴运动与航煤浓度的分布。图 8(a)显示,当 θ=20°时,部分航煤液滴仍停留在进油管内,未完全进入混合腔,此时进油管内航煤浓度较高。如图 8(b)~8(e)所示,随着间隔增大,航煤有更充分的时间从进油管进入混合腔,喷出的航煤液滴基本进入了混合腔。在空气辅助喷射开始后 20°曲轴转角时刻,由于空气喷射具有一定压力,夹气喷射结构内的环境背压急剧上升,喷油管内航煤的湍流动能随时间降低,导致未进入混合腔的航煤被



(a)θ=20°



(b)θ=30°



(c)θ=40°



(d)θ=50°



(e)θ=60°

图 8 不同喷射时间间隔角下空气辅助喷射结构内液滴运动与航煤浓度的分布

Fig. 8 Distribution of droplet motion and aviation kerosene concentration in air-assisted injection structures at different injection time interval angles

压制在喷油管内，无法进入混合腔。由于环境背压的作用，喷油管内的航煤基本附着在管内壁上，且间隔越短，管内残留的航煤液滴越多。

虽然航煤-空气喷射时间间隔越大，进入混合腔内的航煤质量越高，但并不代表喷入燃烧室内的航煤质量越高。图 9 给出了不同喷射时间间隔下针阀关闭瞬时航煤液滴的分布。由图可知，在空气辅助喷射结构关闭即针阀关闭瞬时，针阀位置附近流通面积极小，易造成航煤液滴汇聚；随着航煤-空气喷射时间间隔增大，航煤液滴在针阀位置附近越发聚集，导致针阀位置附近浓度极高，流通面积极小，液滴汇聚情况更加明显。

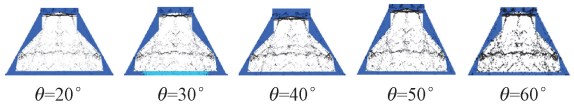


图 9　不同喷射时间间隔角下针阀关闭瞬时航煤液滴的分布

Fig. 9　Distribution of kerosene droplets for the needle valve closure instant at different injection time interval angles

综上可知，航煤在燃烧室内的喷射和雾化情况受多方面因素影响。图 10 给出了进入燃烧室的雾化航煤质量的变化情况。可以看出，航煤质量随航煤-空气喷射时间间隔角的增大先增大后减小，在 $\theta=30°$ 工况下达到最大。

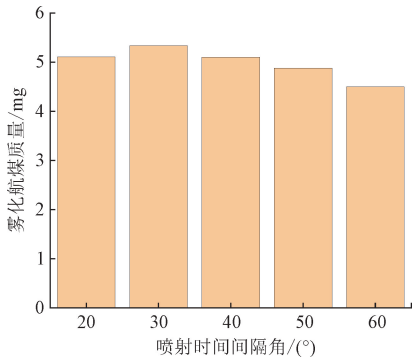


图 10　不同喷射时间间隔角下缸内雾化航煤的质量

Fig. 10　Mass of in-cylinder atomized aviation kerosene at different injection time interval angles

图 11 给出了燃烧过程中缸内和半球形燃烧室中部截面的温度云图，旨在通过观察火焰前表面的传播过程分析缸内的燃烧情况。由图可见，燃烧前期即 360°曲轴转角时刻，在航煤-空气喷射时间间隔角 $\theta=20°$ 工况下，混合气在燃烧室顶部的分布更加均匀。与 $\theta=30°$ 工况相比，$\theta=20°$ 工况在火花塞附近的火焰宽度更大，火焰传播速度也更快。当 $\theta\geqslant40°$ 时，随着间隔增大，航煤的雾化时间和扩散时间显著缩短，导致燃烧前期的火焰面积减小。到燃烧中期，各个工况下的椭圆转子发动机燃烧室内部开始较为剧烈的燃烧，$\theta=20°$ 工况下的燃烧室内当量比分布更均匀。在燃烧后期，即 400°曲轴转角时刻，燃烧过程基本结束，$\theta=30°$ 工况下的高温区面积最大，表明此时燃烧消耗的航煤质量最大，燃烧最剧烈。

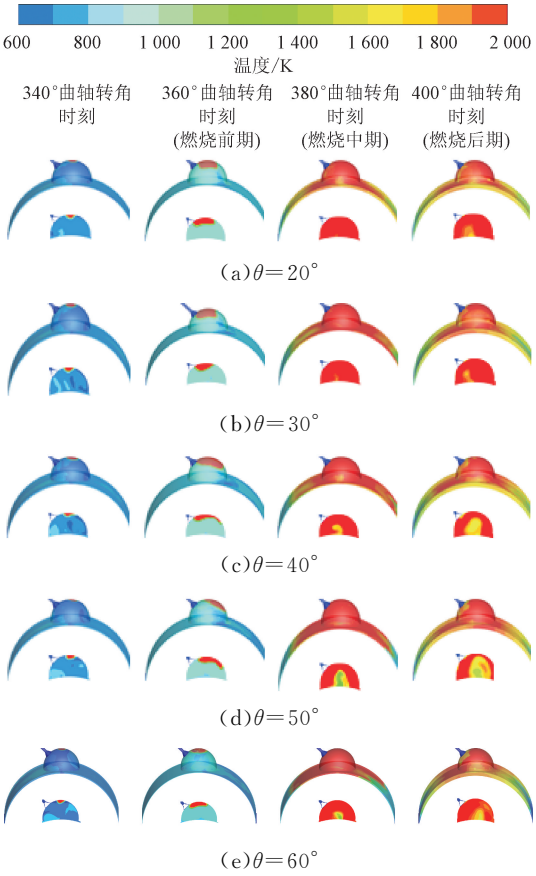
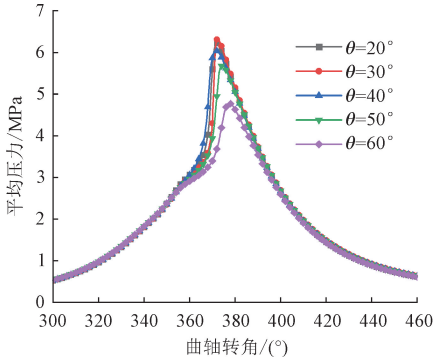


图 11　不同喷射时间间隔角下缸内燃烧过程的温度云图

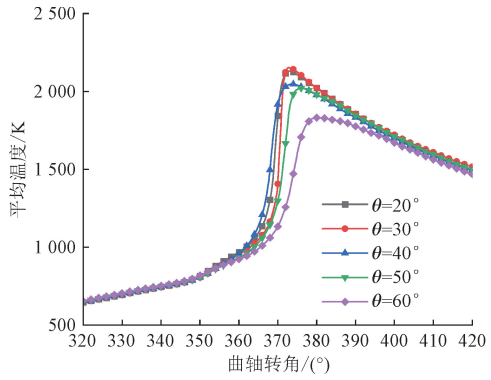
Fig. 11　Temperature cloud map of the in-cylinder combustion process at different injection time interval angles

2.2　发动机燃烧、热力学及污染物排放性能

发动机内燃烧放热导致的缸内平均压力与温度的变化如图 12 所示。可以看出，随着航煤-空气喷射时间间隔角增大，缸内峰值压力与缸内峰值温度均先增大后减小，在 $\theta=30°$ 时达到最高。



(a)平均压力



(b)平均温度

图 12 不同喷射时间间隔角下的缸内平均压力与平均温度

Fig. 12 Average pressure and temperature in the cylinder at different injection time interval angles

由图 12(a)可知，$\theta=30°$工况下的缸内峰值压力最大，因此该工况所围成的压力-体积(P-V)曲线面积最大，表明其功率最高。图 13 给出了发动机指示功率、指示热效率和燃烧效率的变化。由图可见，随着喷射时间间隔角增大，指示功率先增大后减小，而指示热效率在 $\theta>30°$后呈上升趋势，两者变化并不一致。这是因为，虽然 $\theta=30°$工况在单次循环内所做的指示功最高，但与之相对应的是其进入燃烧室内的航煤质量更多(见图 10)；更多的航煤进入燃烧室虽然能改善混合气的雾化质量，但液态航煤总量也相应增加，导致燃烧效率偏低。$\theta=30°$工况下，指示功率最高为 15.8 kW，但指示热效率为 39.1%，与 $\theta=60°$工况下的 14.3 kW 和 43.4%相比，指示功率提高了 10.5%，但指示热效率相对降低了 9.9%。

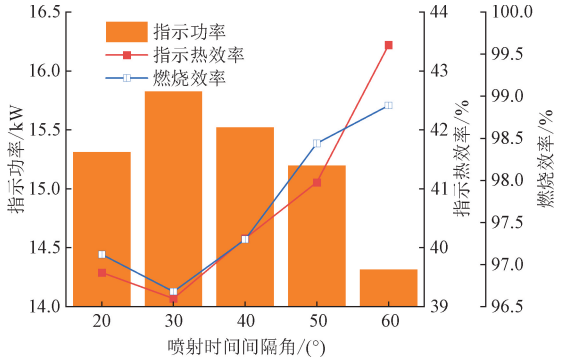
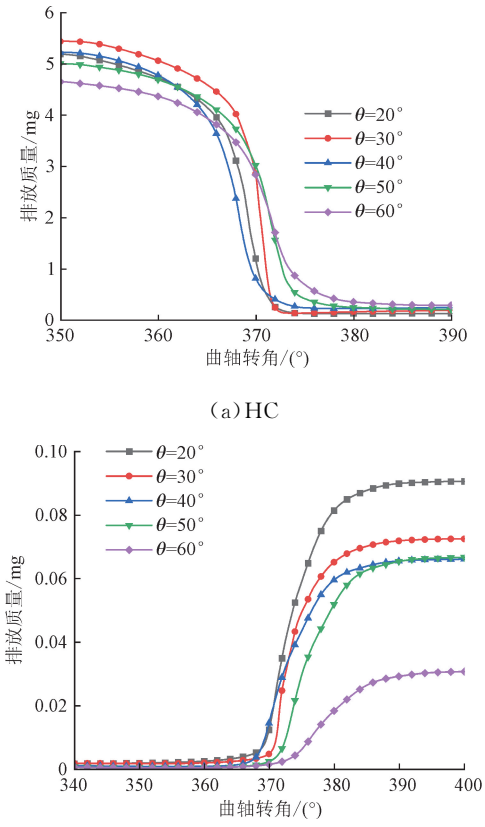


图 13 不同喷射时间间隔角下的指示功率、指示热效率与燃烧效率

Fig. 13 Indicated power, thermal efficiency, and combustion efficiency at different injection time interval angles

图 14 给出了不同航煤-空气喷射时间间隔角下发动机 HC 和 NO_x 的排放曲线。



(a)HC

(b)NO_x

图 14 不同喷射时间间隔角下发动机 HC 和 NO_x 的排放曲线

Fig. 14 Emission curves of HC and NO_x from engines at different injection time interval angles

由图 14 可见，$\theta=30°$工况下的 HC 初始排放质量最大。随着燃烧过程持续，HC 排放质量逐渐减少；但在约 375°曲轴转角时刻后，$\theta\geqslant30°$工况下的 HC 排放质量却略有上升。随着喷射时间间隔角增大，NO_x 排放质量逐渐减少，这主要是因为受到发动机缸温下降趋势的影响。

3 不同空气喷射压力对航空煤油转子发动机综合性能的影响

固定航空煤油喷射压力等空气辅助喷射初始参数不变(见表 4)，探究空气喷射压力对缸内流场分布及发动机综合性能的影响。考虑到空气喷射压力需与燃油喷射压力保持一定压差，且压力过低会恶化雾化效果，因此将空气压力选为 4.0～6.0 bar[13]。

3.1 缸内流场分布与混合物形成

图 15 展示了不同空气喷射压力下燃烧室中截面的流场变化与湍流动能分布。由图可见，在空气辅助喷射结构下，加速后的航煤-空气混合气体在喷嘴下方形成负压区，喷射初期在环形喷嘴附

近产生两个对向涡团，促进燃油破碎。随着空气喷射压力增大，涡团中心距离增加，高湍流动能区域扩大。这是因为，更高的喷射压力增强了气流扰动，混合气射流贯穿距离增大，但在靠近燃烧室中部时，压缩过程主导的流场冲击更强，导致涡团强度减弱。

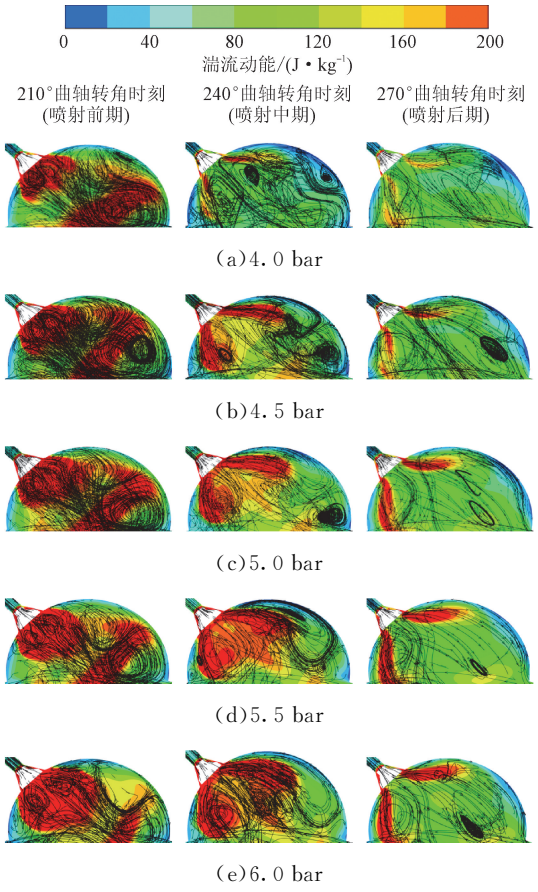


图 15　不同空气喷射压力下缸内流场与湍流动能的变化

Fig. 15　Changes of flow field and turbulent kinetic energy in the cylinder at different air injection pressures

图 16 给出了不同空气喷射压力下缸内航空煤油索特平均直径(SMD)的变化情况。可以看出，在喷射初期，随着空气喷射压力的提高，环形喷嘴的空气压比增大，出口混合气流速显著提升，液滴破碎能力增强，SMD 逐渐减小。然而，在喷射后期，不同空气喷射压力下缸内航煤的 SMD 均呈略微上升趋势。其主要原因是：随着压缩过程的进行，环形喷嘴出口附近的燃烧室背压逐渐增大，导致混合气喷射流速降低，液滴破碎能力随之下降。此外，在喷射后期，随着空气喷射压力增大，SMD 上升速率加快。这是因为在高空气喷射压力下，燃烧室内高湍流动能区域更大，小液滴相互碰撞加剧，更易聚合成较大液滴。

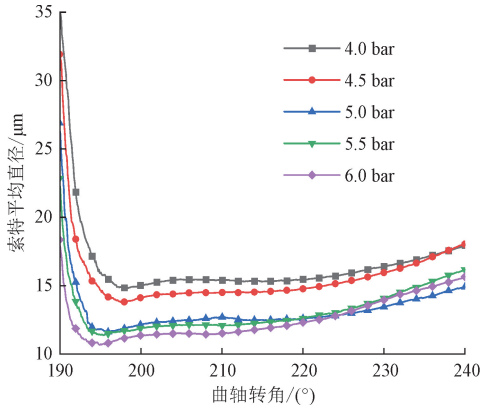
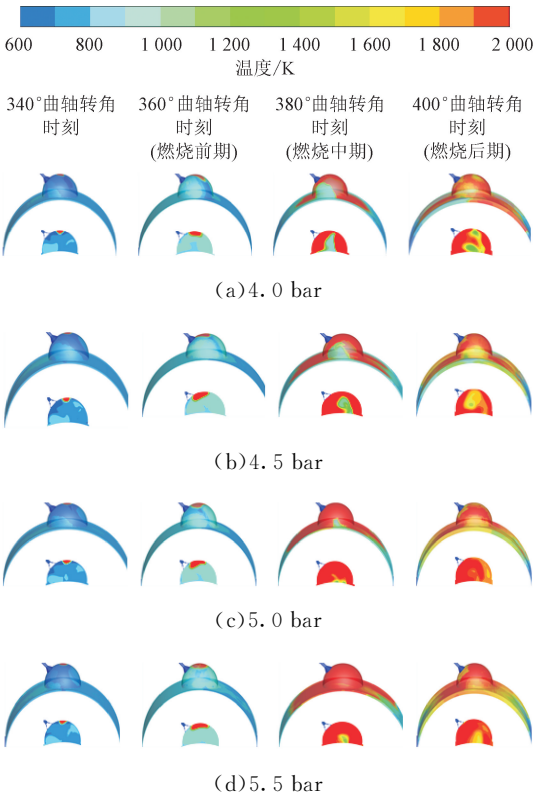


图 16　不同空气喷射压力下缸内航空煤油索特平均直径的变化

Fig. 16　Variation of Sauter average diameter of aviation kerosene in the cylinder at different injection pressures

为了比较燃烧过程中不同空气喷射压力燃烧室内的燃烧过程差异，图 17 给出了燃烧过程中缸内的温度云图。可以看出，刚点火时，只有火花塞附近小部分的航煤开始燃烧；到 360°曲轴转角时刻，随着空气喷射压力增大，火焰前表面燃烧面积增大。在燃烧中期，随着空气喷射压力增大，发动机燃烧速度加快，燃烧更剧烈；在 400°曲轴转角时刻，随着压力增大，燃烧速度增大，导致燃烧后期高空气喷射压力工况下，燃烧室内高温区域的面积变小。





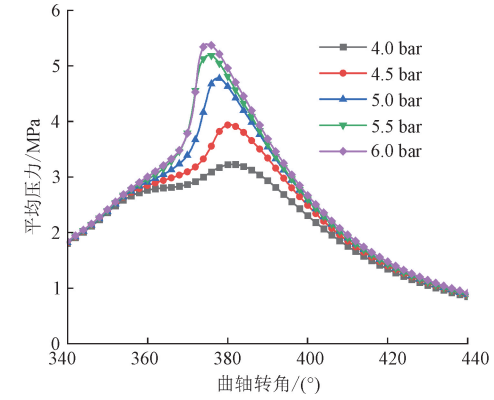
(e)6.0 bar

图 17 不同空气喷射压力下缸内燃烧过程的温度云图

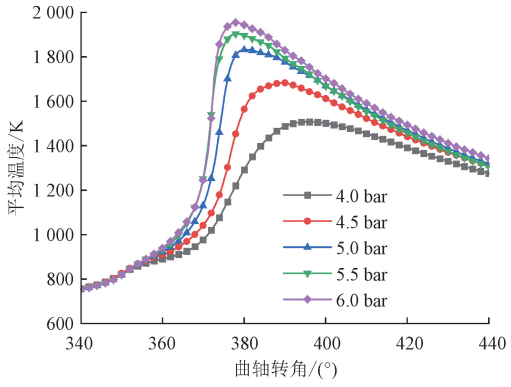
Fig. 17 Temperature cloud map of the in-cylinder combustion process at different air injection pressures

3.2 发动机燃烧、热力学及污染物排放性能

图 18 给出了不同空气喷射压力下缸内平均压力和平均温度随曲轴转角的变化情况。由图可见，空气喷射压力为 4.0 bar 时，缸内压力先上升后逐渐平缓，之后再上升。这是因为该工况下航煤燃烧速度慢，燃烧膨胀对上止点后容积下降的影响不强，因此出现了一段趋于平缓的阶段。当空气喷射压力为 4.0 bar 时，缸内平均压力峰值和温度峰值仅为 3.2 MPa、1 507.2 K，而 6.0 bar 工况下的可达 5.3 MPa、1 953.9 K，分别提高了 65.6%和 29.6%。



(a)平均压力



(b)平均温度

图 18 不同空气喷射压力下缸内的平均压力与平均温度

Fig. 18 Average pressure and temperature in the cylinder at different air injection pressures

图 19 给出了不同空气喷射压力下的指示功率和指示热效率。可以看出，空气喷射压力越大，指示功率和热效率越高。当空气喷射压力为 6.0 bar 时，指示功率和热效率最高，分别为 15.0 kW、43.4%，与空气喷射压力为 4.0 bar 相比，指示功率提高了 29.3%，指示热效率提高了 18.9%。

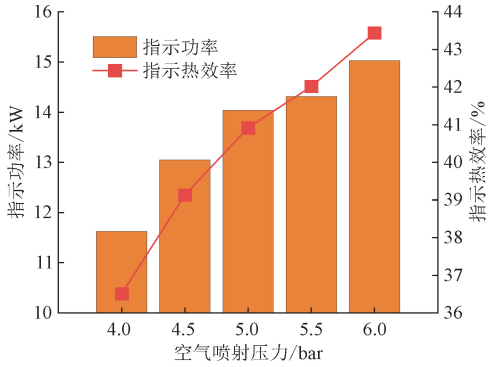
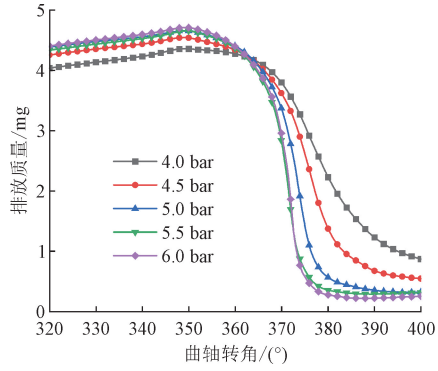


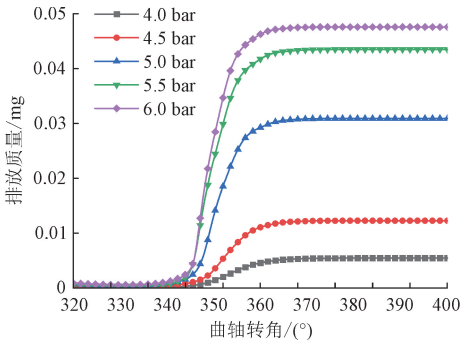
图 19 不同空气喷射压力下的指示功率和指示热效率

Fig. 19 Indicated power and thermal efficiency at different air injection pressures

不同空气喷射压力下，发动机的 HC 和 NO_x 排放曲线如图 20 所示。



(a)HC



(b)NO_x

图 20 不同空气喷射压力下发动机 HC 和 NO_x 的排放曲线

Fig. 20 Emission curves of HC and NO_x from engines at different air injection pressures

图 19 给出了不同空气喷射压力下的指示功率

由图 20(a)可见，由于不同空气喷射压力导致的

航煤雾化效果不同，因此初始 HC 排放质量会有所不同。随着空气喷射压力增大，HC 消耗速度增大，剩余质量减少。低喷射压力下，燃烧室内燃烧速度较慢，燃烧不充分，故而 HC 曲线下降速度最慢，且余量最多。6.0 bar 时，HC 排放质量最小，约为 0.25 mg，与 4.0 bar 时相比降低了 70.9%。由图 20(b)可见，虽然大喷射压力下的燃烧性能更好，但会导致 NO_x 生成更多，生成速度更快。这是因为 NO_x 生成速率与温度呈正相关，随着空气喷射压力升高，缸内温度显著上升，导致 NO_x 排放质量上升。空气喷射压力为 6.0 bar 时，NO_x 排放质量为 4.76×10^{-2} mg，较空气喷射压力为 4.0 bar 时的 0.54×10^{-2} mg，增加了 781.4%。

4　结　论

本文探究了不同航煤-空气喷射时间间隔和空气喷射压力对椭圆转子发动机缸内航煤分布、雾化、燃烧、热力学及污染物排放性能的影响，得到的主要结论如下。

(1)改变航煤-空气喷射时间间隔角 θ 会直接影响缸内航煤雾化质量。随着 θ 增大，雾化质量先升后降，$\theta=30°$时的雾化质量最高，指示功率达到峰值 15.8 kW，指示热效率为 39.1%；与 $\theta=60°$工况相比，$\theta=30°$工况时虽雾化最佳，但燃烧效率较低，致使指示热效率相对降低了 9.9%，HC 排放质量增大。在各喷射时间间隔角中，$\theta=20°$工况时缸内燃烧温度上升最快，导致 NO_x 排放质量最大，与 $\theta=60°$ 工况相比，增加了 193.2%。

(2)提高空气喷射压力能够显著增强缸内流场湍动能，减小航煤索特平均直径，从而改善雾化效果，增大火焰前表面燃烧面积，加快燃烧速度，使得发动机燃烧更为剧烈。当空气喷射压力为 6.0 bar 时，指示功率与指示热效率均达到最大，分别为 15.0 kW 和 43.4%。与空气喷射压力为 4.0 bar 时相比，空气喷射压力为 6.0 bar 时的指示功率提高了 29.3%，指示热效率提高了 18.9%，HC 排放降低了 70.9%，但 NO_x 排放增加了 781.4%。

参考文献：

[1] Costa T J, Nickerson M, Littera D, et al. Measurement and prediction of heat transfer losses on the XMv3 rotary engine [J]. SAE International Journal of Engines, 2016, 9(4): 2368-2380.

[2] Nickerson M, Kopache A, Shkolnik A, et al. Preliminary development of a 30 kW heavy fueled compression ignition rotary 'X' engine with target 45% brake thermal efficiency [C]//WCX World Congress Experience. Warrendale, PA, USA: SAE International, 2018: 2018-01-0885.

[3] Leboeuf M, Dufault J F, Nickerson M, et al. Performance of a low-blowby sealing system for a high efficiency rotary engine [C]//WCX World Congress Experience. Warrendale, PA, USA: SAE International, 2018: 2018-01-0372.

[4] Littera D, Nickerson M, Kopache A, et al. Development of the XMv3 high efficiency cycloidal engine [C]//JSAE/SAE 2015 Small Engine Technologies Conference & Exhibition. Warrendale, PA, USA: SAE International, 2015: 2015-32-0719.

[5] Shkolnik A, Littera D, Nickerson M, et al. Development of a small rotary SI/CI combustion engine [C]//SAE/JSAE 2014 Small Engine Technology Conference & Exhibition. Warrendale, PA, USA: SAE International, 2014: 2014-32-0104.

[6] Zambalov S, Kasaev D, Yakovlev I, et al. Effect of over-expansion in a cycloidal rotary engine [J]. Energy, 2024, 302: 131794.

[7] Zou Run, Li Feng, Liu Jinxiang, et al. Effect of ignition timing on combustion characteristics and emissions of an X-type rotary engine with the high efficiency hybrid cycle [J]. Fuel, 2025, 380: 133250.

[8] Hou Yu, Du Yang, Gao Xu, et al. Comprehensive comparison of single-stage and novel two-stage hydrogen direct injection strategies on the combustion and thermodynamic performance of X-type rotary engine using gasoline-hydrogen fuel [J]. International Journal of Hydrogen Energy, 2024, 53: 441-456.

[9] Yang Zhenghao, Gao Xingyu, Geng Qi, et al. Investigation of comprehensive performance and optimal control strategy of hydrogen-doping X-type rotary engine under part-load conditions [J]. International Journal of Hydrogen Energy, 2024, 83: 133-147.

[10] Geng Qi, Wang Xuede, Du Yang, et al. Effect of the hydrogen injection position on the combustion process of a direct injection X-type rotary engine with a hydrogen blend [J]. Energies, 2022, 15(19): 7219.

[11] Sureshkumar J, Elayaraja R, Mallikarjuna J M, et al. Transient spray characteristics of air assisted fuel injection [C]//SAE 2015 World Congress & Exhibition. Warrendale, PA, USA: SAE International, 2015: 2015-01-0920.

[12] Houston R, Cathcart G. Combustion and emissions characteristics of orbital's combustion process applied to

multi-cylinder automotive direct injected 4-stroke engines [J]. Journal of Engines, 1998, 107(3): 234-245.

[13] Zhao Jin, Ding Haoyu, Fu Luxin, et al. Energy analysis and research on injection control parameter influence mechanism of air assisted spray system [J]. Fuel, 2023, 346: 128204.

[14] Wu Hao, Zhang Fujun, Zhang Zhenyu. Fundamental spray characteristics of air-assisted injection system using aviation kerosene [J]. Fuel, 2021, 286: 119420.

[15] Liao Bin, Zhang Fan, Chen Zheng, et al. Effect of injection strategy on an air-assisted direct injection aviation kerosene two-stroke engine [J]. Applied Thermal Engineering, 2023, 233: 121193.

[16] Xu Cangsu, Liu Kai, Chen Chong, et al. Experimental study on the macroscopic characteristics of air-assisted diesel spray [J]. Energy Sources: Part A Recovery, Utilization, and Environmental Effects, 2022, 44(3): 8109-8120.

[17] 黄丽萍. 二冲程点燃式直喷重油发动机混合气形成 CFD 仿真研究 [D]. 南京：南京航空航天大学，2016.

[18] 黄盟，李冰林，钟翎丰，等. 基于氢气辅助航空煤油雾化喷射的仿真试验 [J]. 航空动力学报，2025：20230556.
Huang Meng, Li Binglin, Zhong Lingfeng, et al. Simulation experiment based on hydrogen assisted aviation kerosene atomization spray [J]. Journal of Aerospace Power, 2025: 20230556.

[19] Chang Ke, Ji Changwei, Wang Shuofeng, et al. Numerical investigation of the synchronous and asynchronous changes of ignition timing in a double spark plugs direct injection rotary engine [J]. Energy, 2023, 268: 126688.

[20] Fan Baowei, Pan Jianfeng, Yang Wenming, et al. Effects of hydrogen blending mode on combustion process of a rotary engine fueled with natural gas/hydrogen blends [J]. International Journal of Hydrogen Energy, 2016, 41(6): 4039-4053.

[21] Chen Wei, He Weibiao, Ma Yi, et al. Numerical investigation of flow and combustion process in a hydrogen direction injection rotary engine [J]. Fuel, 2025, 379: 133100.

[22] Taskiran O O, Calik A T, Akin Kutlar O. Comparison of flow field and combustion in single and double side ported rotary engine [J]. Fuel, 2019, 254: 115651.

[23] Wang Shuofeng, Sun Yu, Yang Jinxin, et al. Effect of excess air ratio and ignition timing on the combustion and emission characteristics of the ammonia-hydrogen Wankel rotary engine [J]. Energy, 2024, 302: 131779.

[24] 许沧粟，杜德兴. 预测直喷式柴油机 NO 排放的模型研究(Ⅱ)NO 生成的化学动力学模型及与试验结果的对比分析 [J]. 小型内燃机与摩托车，2001，30(6)：29-31.
Xu Cangsu, Du Dexing. KINETIC model of NO formation in direct-injection diesel engines [J]. Small Internal Combustion Engine and Motorcycle, 2001, 30(6): 29-31.

[25] 杨正浩，耿琪，贾光宇，等. 压缩比与点火正时对氢燃料椭圆转子发动机综合性能的影响 [J]. 西安交通大学学报，2025，59(6)：32-41.
Yang Zhenghao, Geng Qi, Jia Guangyu, et al. Effects of compression ratio and ignition timing on the overall performance of hydrogen-fueled elliptical rotary engine [J]. Journal of Xi'an Jiaotong University, 2025, 59(6): 32-41.

（编辑　李慧敏）