

斯特林发动机燃烧室数值模拟及试验验证

吴 鹏¹, 林广涛², 兰 健², 吕 田², 宋怡萍², 王凤艳²

(1. 海装驻上海地区第四军事代表室, 上海 201108;

2. 上海船用柴油机研究所, 上海 201108)

摘 要: 为优化斯特林发动机燃烧室温度场、流场, 进一步提高加热管换热能力, 提出燃烧室排气结构优化和引射比设计优化方案, 并开展数值模拟和试验验证。经试验验证: 排气结构和引射比对外燃系统效率影响较大; 排气结构和引射比可以进行组合优化, 能进一步提升外燃系统效率, 组合优化后外燃系统效率最高达 92.2%, 提升 1.4%; 排气结构优化和引射比设计优化对整机性能都有提升; 引射比对整机性能的影响试验与数值计算较吻合, 外燃系统效率提升 1.19%。

关键词: 斯特林发动机; 燃烧室; 数值模拟; 外燃系统

中图分类号: TK123 文献标志码: A 文章编号: 1001-4357(2024)05-0035-06

Numerical Simulation and Experimental Validation of Stirling Engine Combustor

WU Peng¹, LIN Guangtao², LAN Jian², LYU Tian², SONG Yiping², WANG Fengyan²

(1. Shanghai Fourth Military Representative Office of Navy, Shanghai 201108, China;

2. Shanghai Marine Diesel Engine Research Institute, Shanghai 201108, China)

Abstract: In order to optimize the combustor temperature field and flow field of Stirling engine, and further improve the heat transfer capacity of heating tube, the optimized scheme of combustor exhaust structure and ejection ratio was put forward, and the numerical simulation and experimental verification is carried out. The experimental results verifies that: Exhaust structure and ejection ratio have great influence on the efficiency of external combustion system; Exhaust structure and ejection ratio can be combined to further improve the efficiency of external combustion system, and the combined efficiency can reach up to 92.2%, with an increase of 1.4%; Optimization of exhaust position and ejection ratio can improve the performance of the whole engine; The effect test of ejection ratio on the performance of the engine is in good agreement with the numerical calculation, and the efficiency of external combustion system is increased by 1.19%.

Key words: Stirling engine; combustor; numerical simulation; external combustion system

0 引 言

斯特林发动机具有高效率 and 低排放等优点, 可以使用天然气、生物质和太阳能等燃料。在特

定的应用场合, 斯特林发动机的氧化剂为纯氧, 燃料为柴油, 斯特林发动机在高压环境下, 通过燃气再循环技术, 形成一定配比的人造空气。人造空气与持续喷入燃烧室的油雾混合形成可燃混

合气,在适宜的温度下充分、稳定地燃烧。燃烧室与外部有效隔热,把燃油的化学能转换为热能,通过加热器提供给工质^[1]。

外燃系统的效率对斯特林发动机的整机性能有着重要影响,设计高效率的外燃系统是斯特林发动机设计工作的关键之一。外燃效率可用公式 $\eta=\eta_h\cdot\eta_v$ 来表示,其中: η_h 为加热效率,表示燃烧热被加热器吸收的有效程度; η_v 为燃烧效率,表示燃料燃烧产生热的有效程度。液体燃料在高于大气压下燃烧时,燃烧效率通常会有所下降,可能会降到98%左右^[2]。由于燃烧组织不良,在燃气与加热器完成热交换前,部分燃料来不及燃烧导致 η_v 下降^[3]。燃烧热大部分通过辐射换热或对流换热的方式传给加热器,但必然会有一部分随排气流失,这称为排气损失。由于燃烧室温度较高,与环境存在温度梯度,因此也会损失一部分热量。在一般情况下, η_h 可以达到80%~85%^[4]。

研究人员对斯特林发动机燃烧器的性能进行了优化研究。金旭东等^[5]研究了在斯特林发动机燃烧器中实现富氧-低温低氧部分燃料(moderate or intense low-oxygen dilution, MILD)燃烧的方法。在MILD燃烧状态下,燃烧温度不均匀度小于15%,效率提高了3.5%。JIN等^[6]模拟斯特林发动机外燃系统,研究柴油-空气燃烧特性,总结了燃烧器、柴油喷射位置、前管布置和斯特林加热器后翅对燃烧室性能的影响,结果表明,斯特林发动机外燃系统的最佳燃烧效率可达86%。黄晓宇等^[7]通过一维稳态计算方法,分析了燃烧室尺寸、加热管尺寸、加热管翅片尺寸等对外燃效率的影响,明确了有助于提高外燃效率的方法。

综上,提高燃烧室温度场、流场与加热器的耦合匹配,有助于进一步提高加热管换热能力,进而提高外燃系统的效率^[8]。本文基于数值仿真提出燃烧室优化方案,通过整机试验验证了优化方案有助于提高斯特林发动机的整机性能。

1 燃烧室性能数值模拟

1.1 模型建立及验证

斯特林发动机燃烧室空间结构如图1所示。完整的斯特林发动机燃烧室空间由燃油喷嘴、引射器、旋流器、加热器、筒体、燃烧器壳体、排气管等包围组成。燃烧室在工作时,高压氧气通过引射器引射再循环烟气形成氧气体积分数与空气类似的“人造空气”。“人造空气”参与燃烧以控制燃烧温度,通过加热器将燃油产生的热量传递

给工质做功。由于燃烧室内包含翅片式加热器,对整个燃烧室进行计算比较复杂,因此这里只对燃烧区进行研究,研究区域的边界取混合气入口和排气出口,排气出口为压力出口。

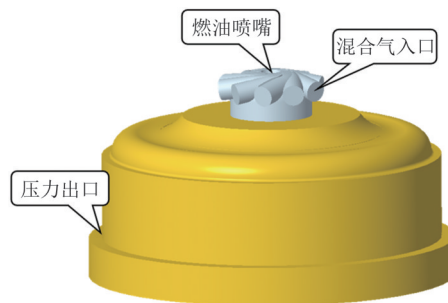


图1 斯特林发动机燃烧室空间结构

燃烧室的主体部分采用结构化网格,燃烧室其他区域采用非结构化网格,划分后网格数量为670万,如图2所示。

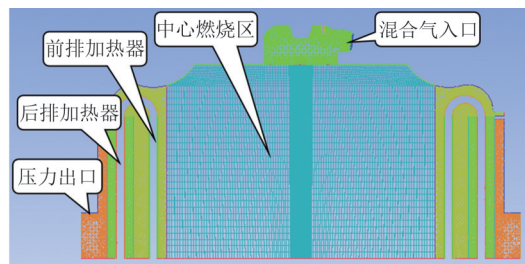


图2 计算网格截面图

首先对网格进行无关性验证。火焰温度的实测值比通过计算流体力学(computational fluid dynamics, CFD)软件计算的低7℃,误差小于1%;加热管温度的CFD软件计算值比实测值低14℃,误差小于1.5%。综上,该CFD模型准确度较高,满足计算要求,如图3所示。

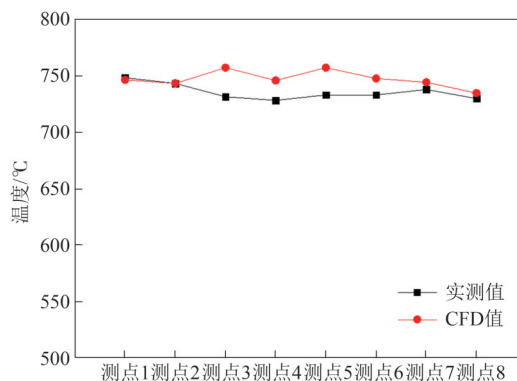


图3 测点温度CFD值与实测值对比

采用有限速率/涡耗散(Finite-Rate/Eddy-Dissipation)模型。该模型的化学反应速率取涡耗散速率和化学反应速率常数Arrhenius的较小值:

$$\bar{R}_{fu} = -\min(\bar{R}_{fu, EDM}, \bar{R}_{fu, Arrhenius}) \quad (1)$$

涡耗散模型中反应 r 中物质 i 的生产速率由以下两个表达式中较小的一个给出：

$$\bar{R}_{fu, EDM, r} = v'_{i, r} M_{w, i} A \rho \frac{\varepsilon}{k} \min_i \left(\frac{Y_i}{v'_{i, r} M_{w, i}} \right) \quad (2)$$

$$\bar{R}_{fu, EDM, r} = v'_{i, r} M_{w, i} A B \rho \frac{\varepsilon}{k} \frac{Y_R}{\sum_j v'_{j, r} M_{w, j}} \quad (3)$$

式中： $\bar{R}_{fu}$ 为化学反应速率； $\bar{R}_{fu, EDM}$ 为涡耗散速率； $\bar{R}_{fu, Arrhenius}$ 为化学反应速率常数； $v'_{i, r}$ 为反应 r 中第 i 种物质的化学计量数； $M_{w, i}$ 为反应 w 中第 i 种物质的符号； ρ 为第 i 种物质的密度； ε 为反应方向； k 为反应 r 的正向速率常数； $v'_{j, r}$ 为反应 r 中第 j 种物质的化学计量系数； $M_{w, j}$ 为反应 w 中第 j 种物质的符号； Y_i 为反应物组分的质量分数；经验常数 A 和 B 约等于 4.0 和 0.5。

在该模型中，湍流脉动衰变速率决定了反应速率，并能够自动选择成分来控制速率，因此该模型既能用于扩散火焰，也能用于预混火焰。

湍流模型采用 Realizable $k-\varepsilon$ 模型，该模型是近年发展起来的一种模型。标准的模型在时均应变率特别大的情况下有可能导致负的正应力。为了使流动满足湍流运动的规律，要对正应力进行某种数学约束。为能够实现这种约束，在湍流黏度的计算式中系数不应该为常数，应与应变率相关，从而出现了 Realizable $k-\varepsilon$ 模型，该模型能满足对雷诺应力的数学约束，从而使其与湍流流的物理规律一致。

Realizable $k-\varepsilon$ 模型被广泛用于预测不同类型流动的湍流性能，同时在湍流黏度计算公式上引入了旋转和曲率的影响因素，在方程中不再包含 G_k 项，从而可以更好地模拟各种类型的能量传递。Realizable $k-\varepsilon$ 模型能更好地解决旋转均匀剪切流，管内流动，边界层流动和带有分离的流动等。离散纵坐标 (discrete ordinates, DO) 辐射模型用于求解整个燃烧室的辐射传递方程。单体壁面的发射率为 1.00，加热器壁面的发射率设置为 0.75。化学反应模型采用有限速率/涡耗散模型，喷雾模型为压力涡旋雾化模型。

1.2 数值模拟结果及分析

1.2.1 燃气出口位置优化对外燃效率的影响

传统斯特林发动机高温燃气出口在燃烧室筒体底部，为环形，如图 4 (a) 所示。传统燃烧室形成的气流是“人”字形气流，如图 4 (b) 所示。为进一步改善加热管上段与燃气的匹配情况，将圆形高温燃气出口按照一定比例布置在筒体壁面，使高温燃气与加热管的匹配度提高，同时增加高温燃气在燃烧室内的流动时间，如图 4 (c) 所示；改良后的新型燃烧室气流示意图如图 4 (d) 所示。外燃效率通过加热管交换热量与燃料完全燃烧放热的比值进行计算。

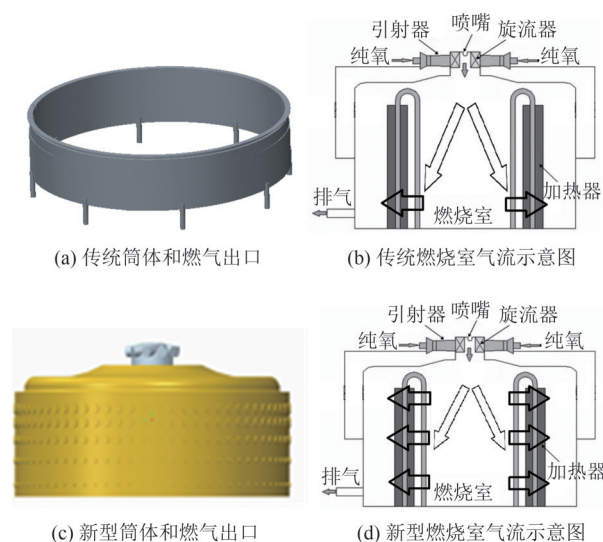


图 4 燃烧室高温燃气出口位置

根据原排气出口面积，设计了 4 种新型燃气出口尺寸布置，如表 1 所示，引射比均设置为 7.0。排气位置对换热的影响如图 5 所示，从图 5 可以看出新型排气结构显著提高加热器后排换热量，随着与原排气出口面积比的减小，外燃效率提高，当面积比为 50% 时外燃系统效率提高 5.1 个百分点。排气孔要上大下小，保证加热管上部能充分换热。

表 1 4 种新型燃气出口尺寸布置

序号	第一排/mm	第二排/mm	第三排/mm	第四排/mm	第五排/mm	周向数量	与原排气出口面积比/%
方案 1	15.0	15.0	12.0	9.0	6.0	72	100
方案 2	13.0	13.0	10.0	8.0	5.0	72	75
方案 3	11.0	11.0	8.0	6.0	4.0	72	50
方案 4	8.5	8.5	8.5	8.5	8.5	72	50

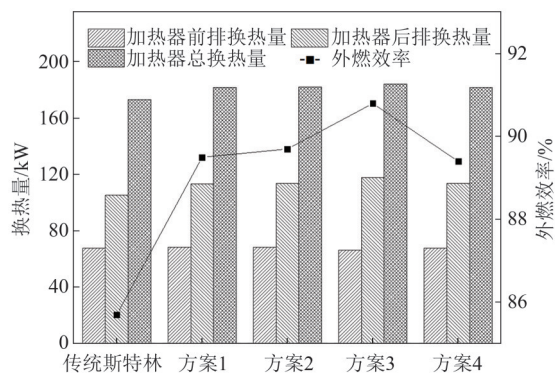


图5 排气位置对换热的影响

从图6可以看出不同排气位置时的温度场分布都较均匀，未出现局部高温和火焰接触加热管的现象，可以保证燃烧室的可靠性。采用方案3排气结构，高温燃气出口按照一定比例布置，与传统热气机排气结构相比，高温燃气与加热管的匹配度提高，同时增加了高温燃气在燃烧室内的流动时间，提升换热效率，如图7所示。排气结构的改变优化了后排流场，由顺管流动变成横掠加热管流动，提高了后排对流换热热量。

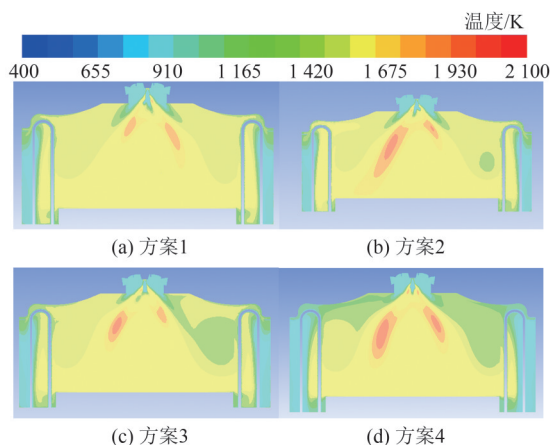


图6 不同排气位置温度场

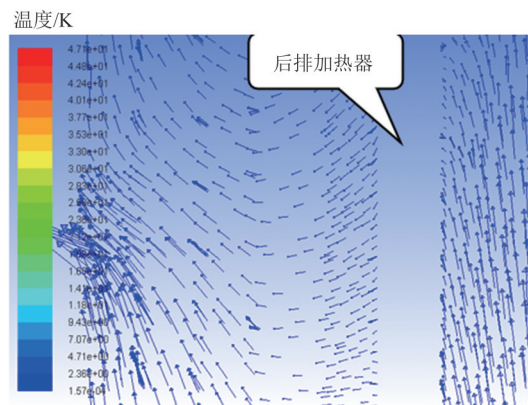
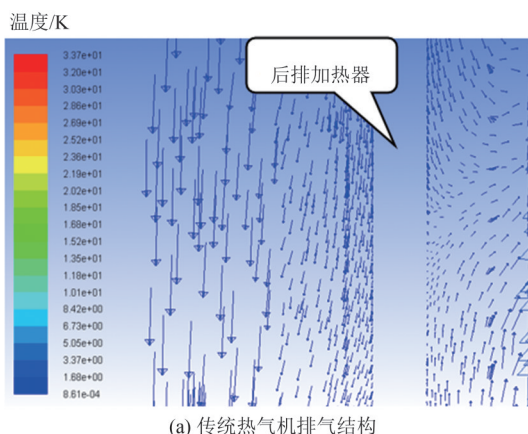


图7 后排加热管流动状态

1.2.2 引射比对外燃系统效率的影响

在传统筒体燃烧室中，不同引射比下的燃烧室温度场如图8所示，可以看出：当引射比为4.7时，火焰长度较长，存在火焰冲刷燃烧室底部的现象；当引射比为6.5与引射比为7时的温度场分布接近，火焰分布在燃烧室中心，不会冲刷燃烧室底部。

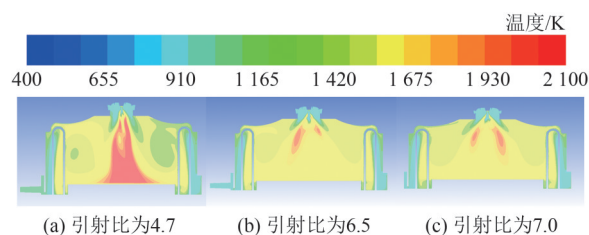


图8 不同引射比下的温度场

在方案3的排气结构基础上进行引射比优化。在该结构下，当引射比由6.2逐渐升高至6.8时，外燃系统效率先升高后降低；当引射比为6.5时，外燃系统效率达到最高值92.2%。由此可见引射比对性能影响较大，目前在该排气结构下，引射比的相对较优值为6.5。

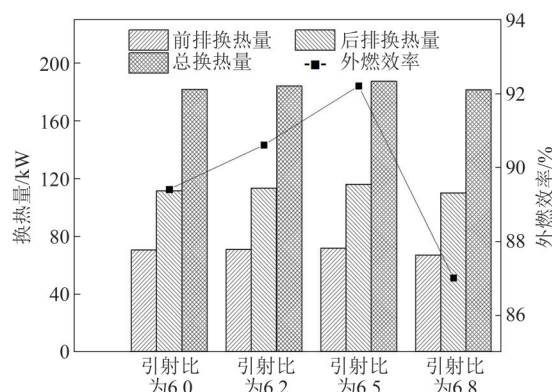


图9 引射比对换热的影响

2 燃烧室试验

2.1 试验内容及方法

在斯特林发动机整机台位上进行试验，分为两组。第一组验证排气结构对整机性能的影响，试验 1 和试验 2 均在引射比为 7.0 的条件下进行，试验变量为排气结构，如图 10 所示：试验 1 采用传统燃烧室筒体，排气位置位于燃烧室底部；试验 2 采用新型燃烧室筒体，排气位置位于燃烧室侧壁。第二组验证引射比对整机性能的影响，试验 3 和试验 4 均在传统燃烧室进行试验，试验变量为引射比，如图 11 所示：试验 3 使用引射比为 7.0 的氧喷嘴，试验 4 使用引射比为 6.5 的氧喷嘴。试验工况如表 2 所示。

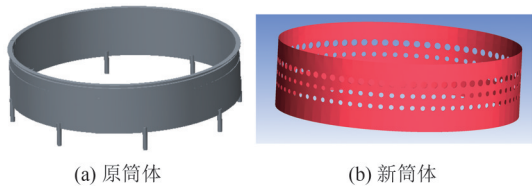


图 10 不同结构筒体

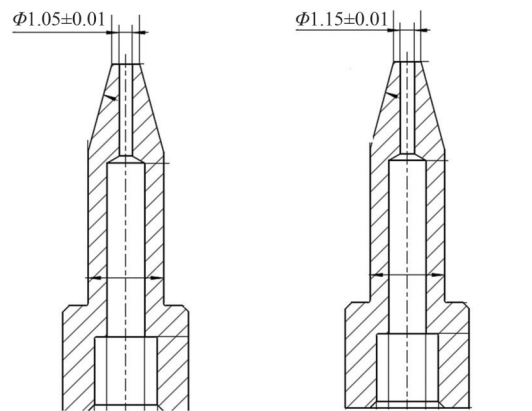


图 11 不同引射比的氧气喷嘴

采用热损失法计算斯特林发动机热效率见式 (4)。

$$\eta = \left(1 - \frac{Q_{\text{loss}}}{Q_{\text{net}}}\right) \times 100\%$$

(4)

表 2 试验工况

试验类别	序号	结构	引射比
排气结构验证	试验 1	传统燃烧室筒体	7.0
	试验 2	新型燃烧室筒体	7.0
引射比影响验证	试验 3	传统燃烧室筒体	7.0
	试验 4	传统燃烧室筒体	6.5

式中： Q_{loss} 为总损失热量，即排烟带走的热量，kJ/h； Q_{net} 为燃料低位发热量，kJ/h。燃料低位发热量根据式 (5) 计算：

$$Q_{\text{net}} = H_{\text{L}} q_{\text{m}}$$

(5)

式中： H_{L} 为燃料低位热值，kJ/kg； q_{m} 为燃油质量流量，kg/h。总损失热量根据式 (6) 计算：

$$Q_{\text{loss}} = \sum \left(\int_{T_1}^{T_2} c_p q_{\text{Tol}} \omega_i dt \right)$$

(6)

式中： T_1 为烟气基准温度，℃； T_2 为排气温度，℃； c_p 为烟气中每种成分的比定压热容，kJ/(kg·℃)； q_{Tol} 为烟气总流量，kg/h； ω_i 为烟气中每种成分的质量分数，可通过燃烧室中的化学反应方程及油氧比例计算得到。

2.2 试验结果及分析

2.2.1 排气结构对整机的影响

试验 2 安装图如图 12 所示，排气结构对整机的影响如表 3 所示。对比试验 1 和试验 2 发现，使用新型燃烧室筒体后，管壁温度降低 4.42℃，这是由燃烧室内流场的改变导致的。排气结构对排气的影响规律与前文数值模拟一致，外燃效率提升率略低于数值模拟，经分析原因为在试验中使用的加热器为陈旧零件，表面有积炭及氧化物附着，降低了换热效率。



图 12 试验 2 安装图

表 3 排气结构对整机的影响

序号	试验变量	管壁 1 温度/℃	管壁 2 温度/℃	管壁 3 温度/℃	管壁 4 温度/℃	管壁平均 温度/℃	管壁温度 离散程度/%	火焰平均 温度/℃
试验 1	传统燃烧室筒体	725.7	760.6	737.0	706.2	731.10	1.93	1 049.8
		745.0	735.9	704.8	733.4			
试验 2	新型燃烧室筒体	723.4	759.9	731.8	711.1	726.68	1.78	1 029.4
		731.8	738.3	703.6	733.4			

2.2.2 引射比对整机的影响

引射比对整机的影响如表4所示。对比试验3和试验4发现,当引射比为6.5时,管壁平均温度降低了1℃,且管壁温度均匀性提高,而管壁温度均匀性的提高有利于燃烧室可靠性的提高,这说

明对引射比进行优化设计能够提升斯特林发动机外燃系统的可靠性。外燃效率提升1.19%;前文数值计算外燃效率提升1.3%。试验结果和数值计算较为符合,验证了引射比优化设计对斯特林发动机整机性能的提升作用。

表 4 引射比对整机的影响

序号	试验变量	管壁1 温度/℃	管壁2 温度/℃	管壁3 温度/℃	管壁4 温度/℃	管壁平均 温度/℃	管壁温度 离散程度/%	火焰平均 温度/℃
试验3	引射比为7.0	711.06	725.8	756.8	732.8	733.4	1.98	1 040.9
		725.30	724.8	738.5	751.7			
试验4	引射比为6.5	728.70	723.1	747.5	744.4	732.4	1.69	1 045.9
		724.40	709.8	726.2	754.8			

3 结 论

- (1) 对排气位置和引射比进行优化设计对外燃系统效率均有提升作用。
- (2) 排气位置和引射比可进行组合优化,能进一步提升外燃系统效率,组合优化后,外燃效率最高达92.2%。

参考文献

[1] 金东寒. 斯特林发动机技术[M]. 哈尔滨: 哈尔滨工程大学出版社, 2009.

[2] 刘联胜, 杨华, 衡国辉, 等. 烟气再循环对液雾旋流火焰的影响[J]. 热科学与技术, 2006, 5 (4): 356-360. DOI: 10.3969/j.issn.1671-8097.2006.04.014.

[3] 夏德宏, 薛根山, 尚迎春. 烟气自循环式低氧燃烧器燃烧过程的数值模拟[J]. 北京科技大学学报, 2009 (12): 1616-1619. DOI: 10.3321/j.issn: 1001-053X. 2009.12.023.

[4] 兰健, 吕田, 金永星. 烟气再循环技术研究现状及发

展趋势[J]. 节能, 2015, 34 (10): 4-8. DOI: 10.3969/j.issn.1004-7948.2015.10.001.

[5] 金旭东, 吕田, 黄晓宇, 等. 无焰燃烧斯特林发动机加热器仿真与优化[J]. 舰船科学技术, 2020, 42 (6): 121-125. DOI: 10.3404/j.issn.1672-7649.2020.06.024.

[6] JIN X D, LYU T, YU G Y, et al. Design and combustion characteristic analysis of free piston Stirling engine external combustion system [J]. Journal of Shanghai Jiaotong University (Science), 2018, 23 (1): 52-57. DOI: CNKI: SUN: TRAN.0.2018-S1-007.

[7] 黄晓宇, 邓康耀, 刘焜, 等. 斯特林发动机高背压燃烧换热性能影响因素分析[J]. 舰船科学技术, 2018, 40 (12): 104-110. DOI: 10.3404/j.issn.1672-7649.2018.12.021.

[8] LI P F, DALLY B B, MI J C, et al. MILD oxy-combustion of gaseous fuels in a laboratory-scale furnace [J]. Combustion and Flame, 2013, 160 (5): 933-946.

(上接第34页)

[10] LI T, YU Q, BARZAGLI F, et al. Energy efficient catalytic CO₂ desorption: mechanism, technological progress and perspective [J]. Carbon Capture Science & Technology, 2023, 6: 100099.

[11] CHOWDHURY F A, YAMADA H, HIGASHII T, et al. CO₂ capture by tertiary amine absorbents: a performance comparison study [J]. Industrial & Engineering chemistry Research, 2013, 52 (24): 8323-8331.

[12] SHI H C, LIANG Z W, SEMA T, et al. Part 5a: solvent chemistry: NMR analysis and studies for amine-CO₂-H₂O systems with vapor-liquid equilibrium modeling for CO₂ capture processes [J]. Carbon Management, 2012, 3 (2): 185-200.

[13] 於倩. 新型胺溶剂对CO₂的捕获及催化解吸过程研究[D]. 湘潭: 湘潭大学, 2021.

[14] 喻方辉. 固体酸型催化剂降低单乙醇胺溶液解吸能耗的实验研究[D]. 长沙: 湖南大学, 2016.