

储能测试与评价



氨-氢燃烧驱动氨分解能量利用率的多指标评估

刘斌^{1,2}, 张思超^{1,2}, 周娜³, 折晓会^{1,2}, 王欣^{1,2}, 徐礼^{1,2}

(¹石家庄铁道大学机械工程学院, 河北省低温储能重点实验室, ²石家庄铁道大学, 河北省新型储能国际联合研究中心, ³石家庄铁道大学材料科学与工程学院, 河北 石家庄 050043)

摘要: 针对氨-氢燃烧放热与氨催化分解吸热过程之间的能量匹配和利用效率问题, 建立了氨-氢燃烧驱动氨分解的燃烧-分解耦合计算流体力学模型, 并构建了能量利用率评价方法。模型中燃烧区采用氨-氢-空气 Duynslaegher 气相反应机理, 分解区视为填充 Ni-Pt/Al₂O₃ 催化剂的多孔介质反应区, 同时考虑燃烧放热、氨分解吸热、组分输运、辐射传热及两区间热量传递过程。通过与文献实验数据对比, 验证了所建模型对氨分解耦合过程的预测可靠性。在此基础上, 系统考察了分解区入口速度、燃烧区入口速度以及燃烧区与分解区尺寸比例对温度场分布、氨分解率、燃烧区出口温度和能量分配与效率的影响。结果表明, 引入氨分解后, 分解反应的吸热作用能够重构燃烧区温度场, 使燃烧区峰值温度降低 100~150 K, 分解区径向温差维持在 4.3~4.4 K, 有利于削弱局部高温集中并降低反应器材料热负荷。当燃烧区入口速度保持不变, 分解区入口速度由 0.1 m/s 增加至 1.0 m/s 时, 氨分解率由 99.98% 降至 66.24%, 燃烧区出口温度由 1053 K 降至 984 K, 但由于尾气带走的热量减少, 更多燃烧热被转化为氨分解吸热, 系统能量利用率呈先升高后降低的趋势, 最大提升约 22%。当分解区入口速度固定, 燃烧区入口速度由 0.1 m/s 提高至 0.5 m/s 时, 氨分解率由 66.24% 提高至 99.99%, 燃烧区出口温度由 984 K 上升至 1614 K, 过量热输入主要随尾气排出, 导致有效能量利用率下降。尺寸比例分析表明, 燃烧区与分解区尺寸比例由 1:2 增大至 2:1 时, 分解区停留时间由 4.00 s 缩短至 1.00 s, 气时空速由 900 h⁻¹ 增至 3600 h⁻¹, 氨分解率由 96% 降至 66%, 说明停留时间缩短是分解性能下降的主导因素。本研究建立的多指标评价方法能够揭示燃烧供热、氨分解吸热与氢气化学能产出之间的能量转化关系, 可为氨-氢耦合反应器的结构优化提供参考。

关键词: 氨-氢储能; 氨-氢燃烧; 氨分解制氢; 燃烧-分解耦合; 能量利用率

doi: 10.19799/j.cnki.2095-4239.2026.0337

中图分类号: TQ 05

文献标志码: A

文章编号: 2095-4239 (2026) 09-3750-12

Multi-index evaluation of energy utilization rate in ammonia-hydrogen combustion-driven ammonia decomposition

LIU Bin^{1,2}, ZHANG Sichao^{1,2}, ZHOU Na³, SHE Xiaohui^{1,2}, WANG Xin^{1,2}, XU Li^{1,2}

(¹School of Mechanical Engineering, Institute of Low-Temperature Energy Storage, Shijiazhuang Tiedao University, ²Shijiazhuang Tiedao University, International Joint Research Center for New Energy Storage in Hebei Province, ³School of Materials Science and Engineering, Shijiazhuang Tiedao University, Shijiazhuang 050043, Hebei, China)

Abstract: A coupled combustion-decomposition computational fluid dynamics model is

收稿日期: 2026-04-18; 修改稿日期: 2026-05-28。

基金项目: 河北省重大科技支撑计划-国际科技合作专项 (24294503Z)。

第一作者: 刘斌 (1985—), 男, 博士, 副教授, 研究方向为氨氢燃烧技术, E-mail: liubin@stdu.edu.cn; 通信作者: 周娜, 博士, 副教授, 研究方向为氨氢融合催化剂, E-mail: chmzhouna@stdu.edu.cn。

引用本文: 刘斌, 张思超, 周娜, 等. 氨-氢燃烧驱动氨分解能量利用率的多指标评估[J]. 储能科学与技术, 2026, 15(9): 3750-3761.

Citation: LIU Bin, ZHANG Sichao, ZHOU Na, et al. Multi-index evaluation of energy utilization rate in ammonia-hydrogen combustion-driven ammonia decomposition[J]. Energy Storage Science and Technology, 2026, 15(9): 3750-3761.

established to address energy-matching and utilization-efficiency challenges between exothermic ammonia-hydrogen combustion and endothermic ammonia catalytic decomposition. Additionally, a method for evaluating energy-utilization efficiency is developed. In the model, the combustion zone adopts the ammonia/hydrogen/air Duynslaegher gas-phase reaction mechanism, while the decomposition zone is modeled as a porous-medium reaction zone packed with an Ni-Pt/ Al_2O_3 catalyst. The model accounts for combustion heat release, ammonia-decomposition heat absorption, component transport, radiative heat transfer, and heat transfer between the two zones. The prediction reliability of the model for the coupled ammonia-decomposition process is validated against experimental data from the literature. On this basis, the effects of the decomposition-and combustion-zone inlet velocities, as well as the ratio of the size of the combustion zone to that of the decomposition zone, on the temperature-field distribution, ammonia-decomposition rate, combustion-outlet temperature, and energy-distribution efficiency are systematically investigated. Results show that integrating ammonia decomposition reconstructs the combustion temperature field, suppressing the peak temperature by 100—150 K while maintaining a radial decomposition-temperature difference at 4.3—4.4 K. This thermal leveling mitigates localized high-temperature concentrations and reduces the thermal load on the reactor material. When the combustion inlet velocity is kept constant while the decomposition inlet velocity increases from 0.25 to 1.0 m/s, the ammonia-decomposition rate decreases from 99.98% to 66.24%, and the combustion outlet temperature decreases from 1053 to 984 K. However, the decreased heat released by the exhaust gas and the conversion of more combustion heat into ammonia-decomposition heat absorption allow the system's energy-utilization efficiency to follow a trend of first increasing and then decreasing, peaking at approximately 22% gain. When the decomposition inlet velocity is fixed and the combustion inlet velocity increases from 0.1 to 0.5 m/s, the ammonia-decomposition rate increases from 66.24% to 99.99% but surges the combustion outlet temperature to 1614 K. The excess heat input is mainly discharged with the exhaust gas, causing a decrease in the effective energy-utilization proportion. The size-ratio analysis indicates that increasing the combustion-to-decomposition size ratio from 1 : 2 to 2 : 1 shortens the decomposition-zone residence time from 4.00 to 1.00 s while increasing the gas hourly space velocity from 900 to 3600 h^{-1} . Consequently, the ammonia-decomposition rate decreases from 96% to 66%, establishing residence-time reduction as the dominant factor governing the decline in decomposition performance. The established multi-index evaluation framework elucidates the energy-conversion dynamics between combustion heat supply, ammonia-decomposition heat absorption, and hydrogen chemical energy output, providing a reference for the structural optimization of coupled ammonia-hydrogen reactors.

Keywords: ammonia-hydrogen energy storage; ammonia-hydrogen combustion; ammonia decomposition for hydrogen production; combustion-decomposition coupling; energy utilization rate

全球能源需求持续增长与碳排放约束的日益趋严,使传统化石燃料发电技术面临前所未有的挑战,推动能源系统向清洁低碳转型^[1]。在此背景下,构建

绿电-绿氢-绿氨耦合系统被视为实现“碳中和”的重要战略路径:以可再生能源制氢并合成氨,可在宽时间尺度上实现能量的跨季节存储与灵活释放,为新能

源消纳和电力系统安全稳定运行提供关键支撑^[2-4]。作为氢能链的核心环节,氨分解制氢技术近年来发展迅速。在技术上,通过催化剂优化和反应器设计改进,氨可高效分解为氢气和氮气,实现较高的转化率和能量利用效率^[5-9];在经济上,该技术具有潜在成本优势,尤其是在可再生能源制氢和储能应用中展现出较高可行性^[10-11]。同时,氨分解过程能够显著减少温室气体和污染物排放,环境可持续性良好^[12-13]。因此,氨分解制氢不仅提升了氢能利用效率,也为储能能量回收和氢能产业发展提供了重要支撑。然而,氨分解反应属于强吸热过程,若依赖电加热,不仅能耗高、经济性差,而且在储能释放场景中将进一步增加系统电力负担,限制其在分布式和离网系统中的应用。相比之下,氨燃烧过程释放的高品位热量与分解能量需求高度匹配,通过燃烧供热驱动氨分解,不仅可降低对外部电力的依赖,提升系统集成性,还能将燃烧热转化为氢气化学能,实现能量的二次利用与综合效率提升。这一途径被认为是电-氢-氨耦合系统实现高效运行的潜在关键,但其能量分配与利用效率机制尚未被系统揭示,亟须深入研究。

在燃烧与分解的独立研究方面,已有工作揭示了氨-氢燃烧的传播与淬熄特征^[14],考察了当量比对燃烧温度分布、火焰结构以及 NO_x 排放的影响^[15-17],探索了通过预燃室点火或强化点火策略改善燃烧性能的方法^[18-19]。在氨分解研究方面,已有研究涉及多种加热与催化路径,包括燃烧加热、电加热、太阳能驱动,以及等离子体或光/电催化辅助分解技术^[20-21],这些研究为提高氨分解效率提供了理论和实验依据。同时,在燃烧供热驱动氨分解的研究中,也取得了初步进展,利用燃烧释放的高品位热量可有效驱动氨分解反应,为能量高效转化提供了潜在途径^[22-23]。李浩东等^[24]以氨-氢燃烧产生的余热烟气作为供热条件,构建了氨分解反应器的多物理场耦合数值模型。研究表明,升高反应物入口温度并适当减小入口流量,能够显著提升氨分解制氢的转化效率。Badakhsh等^[25]提出并通过实验验证了自热再循环反应器(autothermal recirculating reactor, ARR)概念,通过部分利用氢气重整气体作为清洁燃料,提升氨分解反应的热传递效率,并提出了多数值综合的能量利用率多指标评估体系,但是用纯氢燃烧为氨分解供热的经济性有待验证。Kim等^[26]研究了微型重整系统中氨燃烧与重整的性

能,采用微型燃烧器和催化重整器,利用氢气-氨-空气混合物生成氢气。优化条件下,氨转化率为97%,氢气产率为5.4 W, NO_x 排放为158 $\mu\text{L/L}$,展示了氨作为清洁燃料的潜力。王一帆等^[27]建立了管壳式自热型氨分解反应器,比较了并流与逆流操作,发现并流操作效率高于逆流,且接近等温反应器效果。这些研究为燃烧-分解一体化提供了理论和实验支撑,但总体上仍局限于燃烧性能或催化效率层面的探讨,对能量分配规律、综合效率评价及与污染物排放的协同机制缺乏系统研究。尤其是在电-氢-氨耦合系统背景下,如何将装置尺度的能量转化过程与系统级能量管理衔接起来,尚未有深入揭示。

因此,本研究在燃烧-分解耦合模型的基础上,构建了能量利用率评估体系,并系统分析了分解区与燃烧区入口速度对温度场演化、氨分解率及能量分配效率的作用规律。研究揭示了燃烧热量驱动分解过程中的热-化学协同机理与能量权衡机制,并提出将装置尺度的能量分配规律映射为系统层能量管理的可调参量,为氨-氢耦合系统的优化运行与工程放大提供理论依据与方法参考。

1 研究方法

1.1 物理模型

本研究采用计算流体力学(computational fluid dynamics, CFD)方法对氨燃烧-分解耦合过程进行数值研究。研究对象为直径无限、长度 $L_1=1000\text{ mm}$ 的圆柱燃烧腔,内部均匀布置直径 $d=40\text{ mm}$ 、长 $L_2=1000\text{ mm}$ 的圆柱分解管道。为保证模拟的可计算性与精度,需要对装置结构进行合理简化。氨燃烧-分解装置的几何简化过程及计算域如图1所示。依据管道分布的对称性,将周向燃烧腔等效为正六边形区域,进一步取其1/6扇形作为研究对象。最终模型为由单根分解管及其周围燃烧区组成的正三棱柱计算域,其边长 $L_3=60\text{ mm}$ 。图1(b)中,边界条件设置如下:燃烧区入口与分解区入口均采用速度入口,其中燃烧区入口工质为空气与氨-氢混合物(当量比 $\phi=1.0$,氨-氢体积比为1:1),分解区入口工质为纯氨气;出口设为压力出口。在燃烧区入口处设定高温区以触发燃烧反应;三棱柱计算域的3个侧壁均施加对称边界条件。

1.2 氨分解动力学模型

氨分解为吸热反应,其反应式为

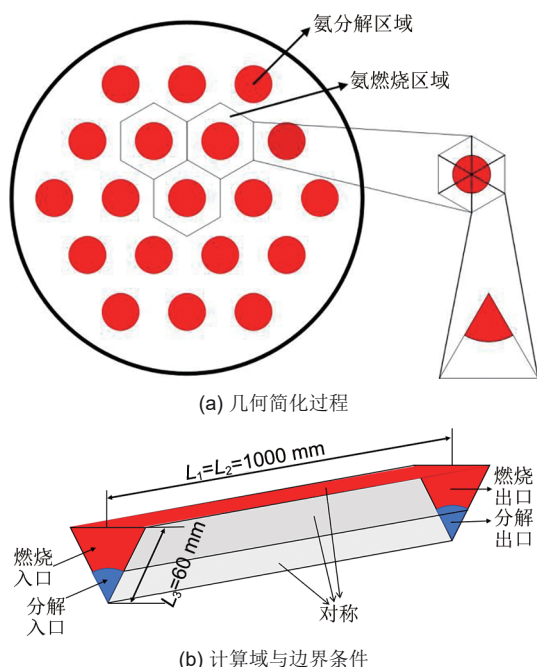
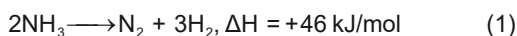


图 1 氨燃烧-分解装置的几何简化与计算域示意: (a) 几何简化过程; (b) 计算域与边界条件

Fig. 1 Geometric simplification and computational domain illustration of the ammonia combustion-decomposition device: (a) Geometric simplification process; (b) Computational domain and boundary conditions



该反应通常需较高温度以维持反应速率^[28]。本研究选用 Ni-Pt/Al₂O₃ 催化剂, 其分解动力学采用幂律 (Arrhenius) 速率模型, 表达式如式(2)中的反应速率方程^[29]所示:

$$R_j = k_0 \exp\left(-\frac{E_a}{RT}\right) P_{\text{NH}_3}^a P_{\text{H}_2}^b \quad (2)$$

式中, R_j 是氨分解反应速率, mol/(m³·s); E_a 表示活化能, kJ/mol; k_0 是指前因子, mol/(m³·s·Pa); T 是绝对温度, K; P_{NH_3} 是氨气的分压, Pa; P_{H_2} 是氢气的分压, Pa。具体催化剂参数见表 1^[30]。

1.3 控制方程

本研究基于 ANSYS Fluent 平台, 构建了燃烧-分解耦合 CFD 模型, 实现了氨燃烧热驱动氨分解的耦合计算。该耦合反应器由燃烧区自由气相反流与分解管内固定床反应流构成。催化剂仅填充于分解管 (分解区) 内, 燃烧区不含催化剂。控制方程在 2 个区域求解: ①分解区, 将其视为具有反应源项的多孔介质反应区域; ②燃烧区, 将其视为气相反流区域。燃烧化学反应采用 Duynslaegher 等^[31]提出的

表 1 Ni-Pt/Al₂O₃ 催化剂的动力学与多孔结构参数
Table 1 Kinetic and porous structure parameters of Ni-Pt/Al₂O₃ catalyst

参数	数值
指前因子 k_0	$3.639 \times 10^{11} \text{ mol}/(\text{m}^3 \cdot \text{s} \cdot \text{Pa})$
活化能 E_a	196.02946 kJ/mol
催化剂粒径 d_p	35 μm
催化剂孔隙率 ε	0.3
指数 a	1
指数 b	0

NH₃-H₂-空气反应机理, 该机理包含 80 个基元反应和 19 种化学物质, 能够准确捕捉常压或低压下的关键反应路径。使用 CFD 软件 ANSYS Fluent 建立燃烧-分解耦合模型, 对连续性、动量、能量及组分输运方程进行求解, 计算氨分解速率、氢气与氮气生成速率、反应所需能量及催化剂参数, 并同时考虑燃烧放热、分解吸热及两区间传热过程, 引入多孔介质阻力模型表征催化剂床层流动特性。数值模拟采用标准 k - ε 湍流模型和二阶迎风格式, 动量与能量松弛因子分别取 0.3 和 0.5, 并以连续性方程残差 $\leq 10^{-3}$ 、能量方程残差 $\leq 10^{-6}$ 作为收敛判据。边界条件见表 2。

表 2 边界条件

Table 2 Boundary conditions

区域	边界类型	设置参数
燃烧区入口	速度入口	0.1~0.5 m/s (300 K)
分解区入口	速度入口	0.1~1 m/s (773 K)
出口	压力出口	压力固定 (默认 101.3 kPa)
外壁面	绝热边界	—

其控制方程如下:

(1) 连续性方程

分解区:

$$\frac{\partial(\varepsilon \rho_f)}{\partial t} + \nabla \cdot (\varepsilon \rho_f \mathbf{v}) = S_m \quad (3)$$

式中, ε 是孔隙率; ρ_f 为分解区气体密度; $\mathbf{v}$ 是速度矢量; t 是时间。

对于单相气相反流体系, 虽然各组分之间发生化学反应并相互转化, 但体系内总质量既不会产生也不会消失, 因此满足总质量守恒定律, 其连续性方程中的 $S_m = 0$ 。

燃烧区:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{v}) = S_m \quad (4)$$

式中, ρ 是密度。

(2) 动量方程

分解区:

$$\frac{1}{\varphi} \frac{\partial}{\partial t} (\rho_i \mathbf{v}) + \frac{1}{\varphi} \nabla \cdot \left(\frac{\rho_i \mathbf{v} \mathbf{v}}{\varphi} \right) = -\nabla P + \nabla \cdot \left(\frac{\boldsymbol{\tau}}{\varphi} \right) - \frac{\mu_t}{a} \mathbf{v} - \frac{C_2}{\sqrt{a}} \rho_i |\mathbf{v}| \mathbf{v} \quad (5)$$

式中, P 、 $\boldsymbol{\tau}$ 、 μ_t 分别为多孔介质的压力、应力张量、多孔介质的湍流黏度。

采用 Kozeny-Carman 模型和 Ergun 方程分别计算多孔介质的渗透率 (α)、黏性阻力系数 (C_1) 与惯性阻力系数 (C_2), 如下所示:

$$\alpha = \frac{1}{C_1} = \frac{d_p^2 \varepsilon^3}{150(1-\varepsilon)^2} \quad (6)$$

$$C_2 = \frac{3.5(1-\varepsilon)}{d_p \varepsilon^3} \quad (7)$$

燃烧区:

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho \mathbf{v}) + \nabla \cdot (\rho \mathbf{v} \mathbf{v}) = -\nabla p + \nabla \cdot (\boldsymbol{\tau}_i - \boldsymbol{\tau}_{ij}') \quad (8)$$

式中, $\boldsymbol{\tau}$ 为应力张量; $\boldsymbol{\tau}_{ij}'$ 为雷诺应力张量, 其中 i 为切向方向分量, j 为法向方向分量。

(3) 能量方程

分解区:

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho E) + \nabla \cdot [\mathbf{v}(\rho E + P)] = \nabla \cdot (k_{\text{eff}} \nabla T - \sum_j h_j J_j + \boldsymbol{\tau}_{\text{eff}} \mathbf{v}) + Q_R \quad (9)$$

式中, Q_R 代表分解反应的能量来源。能量源项的方程如下:

$$Q_R = -\Delta H R_j \quad (10)$$

燃烧区:

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho E) + \nabla \cdot [\mathbf{v}(\rho E + P)] = \nabla \cdot (k_{\text{eff}} \nabla T - \sum_j h_j J_j + \boldsymbol{\tau}_{\text{eff}} \mathbf{v}) + S_h \quad (11)$$

式中, ρ 为密度; T 为温度; $\boldsymbol{\tau}_{\text{eff}}$ 为有效应力张量; E 表示总能量; k_{eff} 表示有效电导率; h_j 是物质 i 的焓; J_j 是物质 i 的扩散通量; S_h 是流体焓源。

使用离散角模型 DO 来考虑热辐射。DO 求解辐射传输方程, 该方程可写成 $\vec{s}$ 方向的公式:

$$\nabla [I(\vec{r}, \vec{s}) \vec{s}] + (a + \sigma_s) I(\vec{r}, \vec{s}) = \frac{an^2 \sigma T^4}{\pi} + \frac{\sigma_s}{4\pi} \int_0^{4\pi} I(\vec{r}, \vec{s}) \varphi(\vec{s}, \vec{s}) d\Omega' \quad (12)$$

式中, $I(\vec{r}, \vec{s})$ 是取决于 $\vec{r}$ 位置和 $\vec{s}$ 方向的辐射强度; a 为介质的吸收系数; σ_s 为散射系数; $\vec{s}$ 为路径长度; n 为介质的折射率; σ 为斯蒂芬-玻尔兹曼常数, Φ 为相函数, Ω 为立体角。

4) 物质输运方程

分解区:

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho Y_i) + \nabla \cdot (\rho \mathbf{v} Y_i) = -\nabla J_i + S_i \quad (13)$$

式中, S_i 为各物质的源项, $g/(m^3 \cdot s)$ 。计算公式如下:

$$S_{\text{NH}_3} = -0.034 R_j \quad (14)$$

$$S_{\text{H}_2} = 0.006 R_j \quad (15)$$

$$S_{\text{N}_2} = 0.028 R_j \quad (16)$$

燃烧区:

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho Y_i) + \nabla \cdot (\rho \mathbf{v} Y_i) = -\nabla J_i + \omega_i \quad (17)$$

式中, Y_i 和 ω_i 分别是物质 i 的质量分数和净速率。

黏度 (μ_i)、热容量 ($C_{p,i}$)、热导率 (λ) 和二元扩散系数 (D_{ij}) 由 Chapman-Enskog 公式求得如下:

$$\mu_i = 2.67 \times 10^{-6} \frac{\sqrt{M_i T}}{\sigma^2 \Omega_\mu} \quad (18)$$

$$C_{p,i} = \frac{1}{2} \frac{R}{M_i} (f_i + 2) \quad (19)$$

$$\lambda = \frac{15}{4} \frac{R}{M} \mu \left(\frac{4}{15} \frac{C_p M}{R} + \frac{1}{3} \right) \quad (20)$$

$$D_{ij} = 0.00188 \frac{\left[T^3 \left(\frac{1}{M_i} + \frac{1}{M_j} \right) \right]^{\frac{1}{2}}}{P_{\text{abs}} \frac{1}{2} \sigma_{ij}^2 \Omega_D} \quad (21)$$

式中, P_{abs} 为绝对压强, Pa; M 为摩尔质量, g/mol; σ 表示二元混合相互作用; Ω_D 表示平均扩散碰撞; 参数 σ_{ij} 和 Ω_μ 用 Lennard-Jones 参数 (σ 和 ε/kB) 计算。

不同组分 Lennard-Jones 参数的具体数值见表 3^[26]。

1.4 评判指标

氨分解率是一个很重要的评判指标, 其计算方法为

$$f_c = \left(\frac{C_{\text{H}_2, \text{out}} \div 1.5}{C_{\text{NH}_3, \text{out}} + C_{\text{H}_2, \text{out}} \div 1.5} \right) \times 100\% \quad (22)$$

式中, $C_{\text{NH}_3, \text{out}}$ 为分解出口氨的体积分数; $C_{\text{H}_2, \text{out}}$ 为分解出口氢的体积分数。

本研究使用能量利用率作为又一个重要的评判指标^[25], 其中 f_e 指的是用于氨分解的能量占燃烧区进入分解区能量的百分比, f_o 指的是用于氨分解的能量占燃烧总能量的百分比, $f_{\text{燃}}$ 指的是燃烧区进入分解区能量占燃烧总能量的百分比, η_R 指的是产出

表 3 不同组分 Lennard-Jones 参数的具体数值^[26]Table 3 Specific values of Lennard-Jones parameters for different components^[26]

组分	ϵ/kJB	σ
H	145.000	2.050
H ₂	38.000	2.920
H ₂ O	572.400	2.605
N ₂	97.530	3.621
O	80.000	2.750
O ₂	107.400	3.458
OH	80.000	2.750
N	71.400	3.298
NO	139.320	3.339
HO ₂	107.400	3.458
NH ₃	481.000	2.920
NH ₂	80.000	2.650
NH	80.000	2.650
N ₂ H ₂	71.400	3.798
HNO	170.000	3.430
N ₂ O	232.400	3.828
NNH	71.400	3.798
NO ₂	333.590	3.852

H₂所含能量占系统消耗NH₃和H₂所含能量的百分比。能量分配图解见图2，计算公式如下。

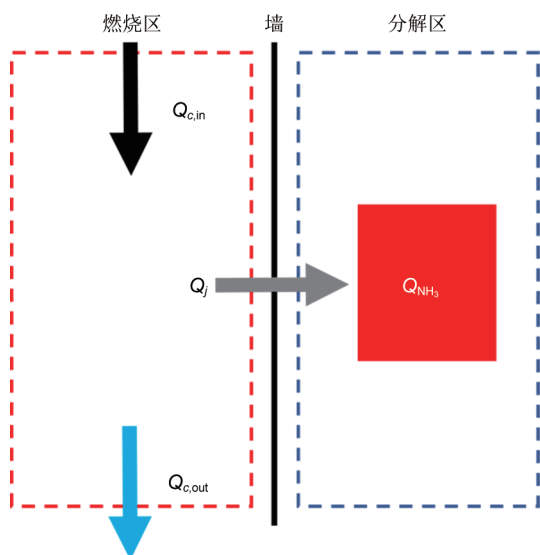


图2 燃烧-分解耦合体系能量分配图解
Fig. 2 Energy distribution diagram of the combustion-decomposition coupled system

$$f_E = \frac{Q_{\text{NH}_3}}{Q_j} \times 100\% \quad (23)$$

$$f_e = \frac{Q_{\text{NH}_3}}{Q_{c, \text{in}}} \times 100\% \quad (24)$$

$$f_{\text{燃}} = \frac{Q_j}{Q_{c, \text{in}}} \times 100\% \quad (25)$$

$$n_R = \frac{n_{\text{H}_2, \text{product}} \times 241800}{(n_{\text{NH}_3, \text{in}} + n_{\text{NH}_3, \text{ranin}}) \times 316600 + n_{\text{N}_2, \text{ranin}} \times 241800} \quad (26)$$

式中， Q_{NH_3} 为稳态下单位时间内分解氨气吸收的能量，J； Q_j 为单位时间内氨-氢燃烧区提供给氨分解区的能量，J。 Q_{NH_3} 、 Q_j 、 $Q_{c, \text{in}}$ 、 $Q_{c, \text{out}}$ 的计算公式分别如下：

$$Q_{\text{NH}_3} = (n_{\text{NH}_3, \text{in}} - n_{\text{NH}_3, \text{out}}) \times 46000 \quad (27)$$

$$Q_{c, \text{in}} = n_{\text{NH}_3, \text{ranin}} \times 316600 + n_{\text{H}_2, \text{ranin}} \times 241800 \quad (28)$$

$$Q_{c, \text{out}} = C_{\text{N}_2} m_{\text{N}_2} (T_{\text{ranout}} - T_0) + C_{\text{H}_2\text{O}} m_{\text{H}_2\text{O}} (T_{\text{ranout}} - T_0) \quad (29)$$

$$Q_j = Q_{c, \text{in}} - Q_{c, \text{out}} \quad (30)$$

2 网格无关性验证与模型验证

2.1 网格无关性验证

为保证模拟结果不受网格划分精度的影响，本研究采用不同网格密度（ 1.25×10^4 、 6.25×10^4 、 1.25×10^5 、 6.25×10^5 和 1.25×10^6 个单元）进行网格无关性验证。图3给出了不同网格数下燃烧区中心线温度分布的对比结果。结果表明，当网格数达到 1.25×10^5 以上时，计算所得温度分布与 1.25×10^6 的结果几乎重合（最高温差3 K，误差仅为0.2%）；而在 1.25×10^4 与 6.25×10^4 网格数下存在显著偏差（最高温差为27 K，误差达到1.5%）。因此，选取 1.25×10^5 个单元格即可在保证计算精度的同时兼顾计算效率。

2.2 模型验证

本研究将数值模拟结果与Badakhsh等^[25]的实验数据进行了对比，以验证所建立分解耦合模型的准确性和和

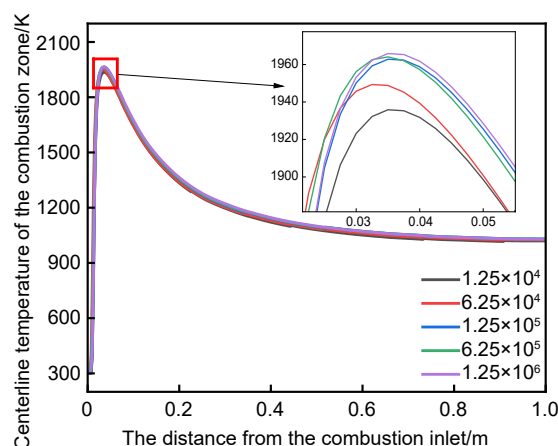


图3 不同网格数量下燃烧区温度分布
Fig. 3 Temperature distribution in the combustion zone under different grid quantities

适用性。如图4所示,该实验为氢燃烧-氨分解耦合模型,反应条件为燃烧入口流速为900 mL/min(标况条件),当量比为1.2。结果显示,数值模拟与实验的平均绝对误差小于4.4%,整体趋势一致。这一结果验证了模型在氨燃烧-分解耦合过程中的可靠性,说明其可用于后续能量分配和能量利用率的深入研究。

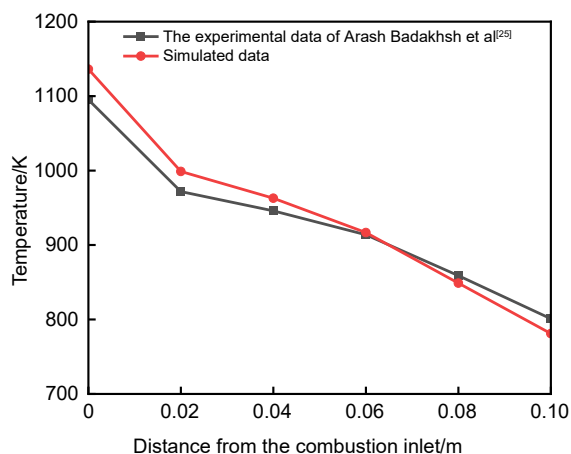


图4 数值模拟结果与Arash Badakhsh等^[25]实验数据的对比

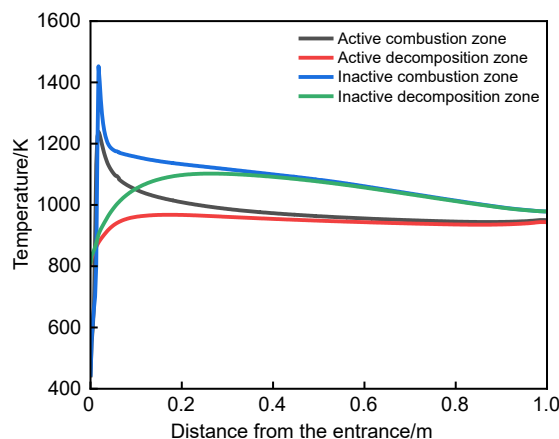
Fig. 4 Comparison of numerical simulation results with experimental data from Arash Badakhsh et al^[25]

3 结果与讨论

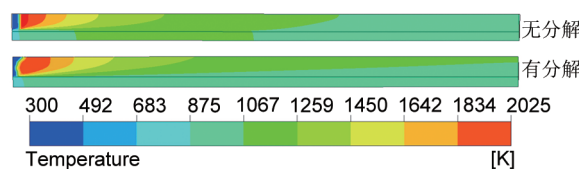
3.1 分解耦合对燃烧温度场与热负荷的重构作用

在氨分解过程中,由于其反应为强吸热反应,需从外界持续吸收大量热量。当采用氨-氢燃烧为氨分解提供热源时,燃烧过程中所释放的热量部分被氨分解所消耗,从而改变了燃烧区的能量分布与温度水平。这一过程导致燃烧区温度场发生重构,并可能对局部及整体温度分布产生显著影响。为了定量分析该效应,本研究分别对比了存在氨分解与不发生氨分解2种工况下反应器内的温度分布情况,结果如图5(a)、(b)所示。

从图5(a)中可以看到,当燃烧所释放的能量不被用于驱动氨分解时,燃烧区温度显著高于存在氨分解工况下的温度水平,同时反应器内整体温度分布也表现出更强的不均匀性。其根本原因在于,当燃烧能量部分供给氨分解反应时,强吸热的氨分解过程会显著削弱分解区域的温升,从而强化了燃烧区与分解区之间的传热过程,导致燃烧区温度明显下降。与此同时,由于用于单纯气体升温的能量需求降低,燃烧释放的热量得以更为高效地利用。由此可见,在燃烧区



(a) 有/无氨分解耦合工况下反应器内轴线温度对比



(b) 有/无氨分解耦合工况下反应器内中心截面温度云图对比

图5 有/无氨分解耦合工况下反应器内温度对比

Fig. 5 Comparison of reactor temperatures under ammonia decomposition decoupling conditions with/without ammonia

附近引入氨分解通道不仅能够提升能量利用效率,还因温度降低而减轻了高温对反应器材料的热损伤,进而降低了运行成本。为更全面地揭示温度场的空间非均匀性,图5(b)补充了反应器中心纵截面(轴向-径向)的温度云图对比。两工况采用相同截面位置与统一色标范围(300~2025 K)。由图可见,无氨分解时燃烧区高温区集中于近壁区域,径向温度梯度显著;引入分解后,吸热作用强化径向传热,高温区向中心扩散,温度峰值降低,温度场明显更均匀。总体而言,氨分解过程的引入实现了对燃烧释放能量的高效耦合利用,并通过对温度场的重构使反应器内温度分布更加均匀。

3.2 分解区入口速度对耦合体系能量传递的影响

在燃烧区入口速度恒定时,分解区入口流速直接决定了进入分解区域的氨气体积流量。随着入口速度的增加,更多的氨气参与分解反应,从而需要吸收更大量的热量,这一过程将进一步影响燃烧区向分解区的热传递强度及氨分解率的变化规律。基于此,本研究在保持燃烧区入口速度恒定的条件下,系统考察了解析区入口速度对耦合反应器内能量分配及传递特性的影响,其分析结果如图6所示。

如图6(a)~(d)所示, 在燃烧区入口速度保持不变的条件下, 随着分解区入口速度的增加, 分解区的氨分解率呈显著下降趋势, 由99.98%逐步降低至66.24%; 同时, 燃烧区出口温度也随之降低, 由1053 K降至984 K。这一现象可归因于: 当分解区入口速度增大时, 单位时间内进入分解区的氨气

体积增大, 从而导致分解区所需吸收的热量增加。然而, 由于燃烧区燃料流量固定, 可供分解区利用的热量逐渐不足, 氨分解率逐渐降低。此外, 随着分解区对能量需求的增加, 用于气体升温的能量相应减少, 燃烧区出口温度下降, 随尾气排出的能量减小, 从而提升了系统的整体能量利用率。

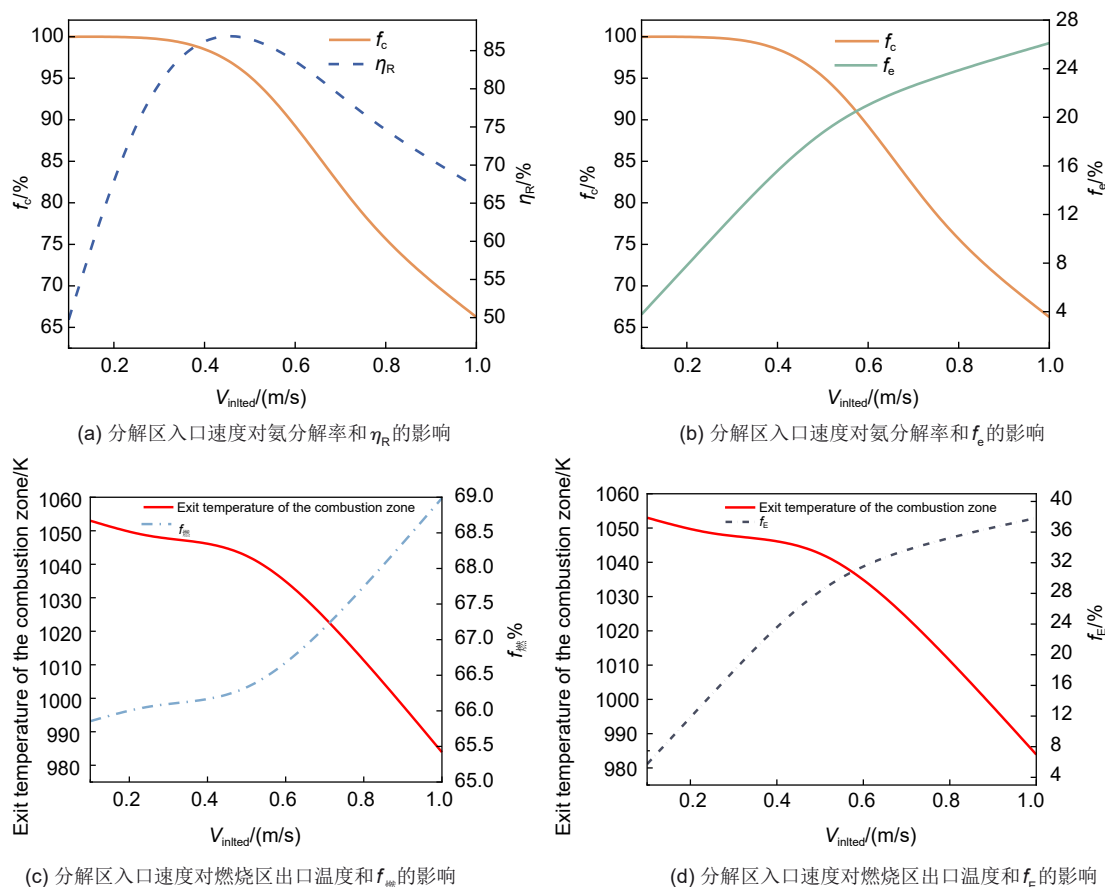


图6 分解区入口速度对氨分解率、燃烧区出口温度、能量分配与效率的影响

Fig. 6 The influence of the inlet velocity of the decomposition zone on the ammonia decomposition rate, the combustion outlet temperature, the energy distribution and the efficiency

进一步分析图6(a)~(d)可知, 随着分解区入口速度的增大, f_e 、 f_e 以及 $f_{\text{燃}}$ 均呈上升趋势。由于燃烧区入口燃料体积保持不变, 单位时间进入燃烧区的总能量不变。然而, 单位时间进入分解区的氨气体积不断增加, 虽然氨分解率下降, 但用于氨分解的能量仍逐渐增加, 导致 f_e 随分解区入口速度的增大而升高。与此同时, $f_{\text{燃}}$ 也随着入口速度的提高而增大。这是因为燃烧区出口温度的降低减少了尾气携带的能量, 使得更多热量被传递至分解区用于氨分解。需要指出的是, 燃烧区出口温度下降所节约的能量仅占原有能量损失的一小部分, 因此 $f_{\text{燃}}$ 的整体变化幅度有限, 但从

图6(c)可以观察到, 当出口温度下降速率增大时, $f_{\text{燃}}$ 的增长速率亦随之增大。尽管进入分解区的总能量 Q_i 增加, 但其增长速率低于氨分解所需能量 Q_{NH_3} 的增长速率, 因此 f_e 也随分解区入口速度的增加而升高。

从图6(a)中还可以看出, 能效指标 η_R 的变化趋势相对复杂: 随着分解区入口速度的增大, η_R 先升高后降低。在入口速度处于较低阶段时, 尽管分解率未出现显著下降, 但进入分解区的氨气体积增加, 导致被分解的氨气总量上升。由于每1 mol氨气分解会生成1.5 mol氢气, 而生成氢气所含能量高于氨气本身的能量, 同时燃烧所消耗的氨-氢混

合气体量保持不变, 因此 η_R 呈逐渐增加趋势。但当分解区入口速度进一步增大时, 氨分解率持续下降, 生成氢气的能量相对于进入分解区氨气所含能量的比值逐渐降低, 从而导致 η_R 下降。

3.3 燃烧区入口速度对耦合体系能量传递的影响

燃烧区入口速度的变化直接决定了单位时间内

进入燃烧区的燃料体积流量, 从而影响燃烧区向分解区传递的热量规模, 并对燃烧-分解耦合体系中的整体能量传递过程产生重要作用。为此, 本研究在保持分解区入口速度恒定的条件下, 系统分析了燃烧区入口速度对耦合反应器内能量分配及传递特性的影响, 其结果如图7所示。

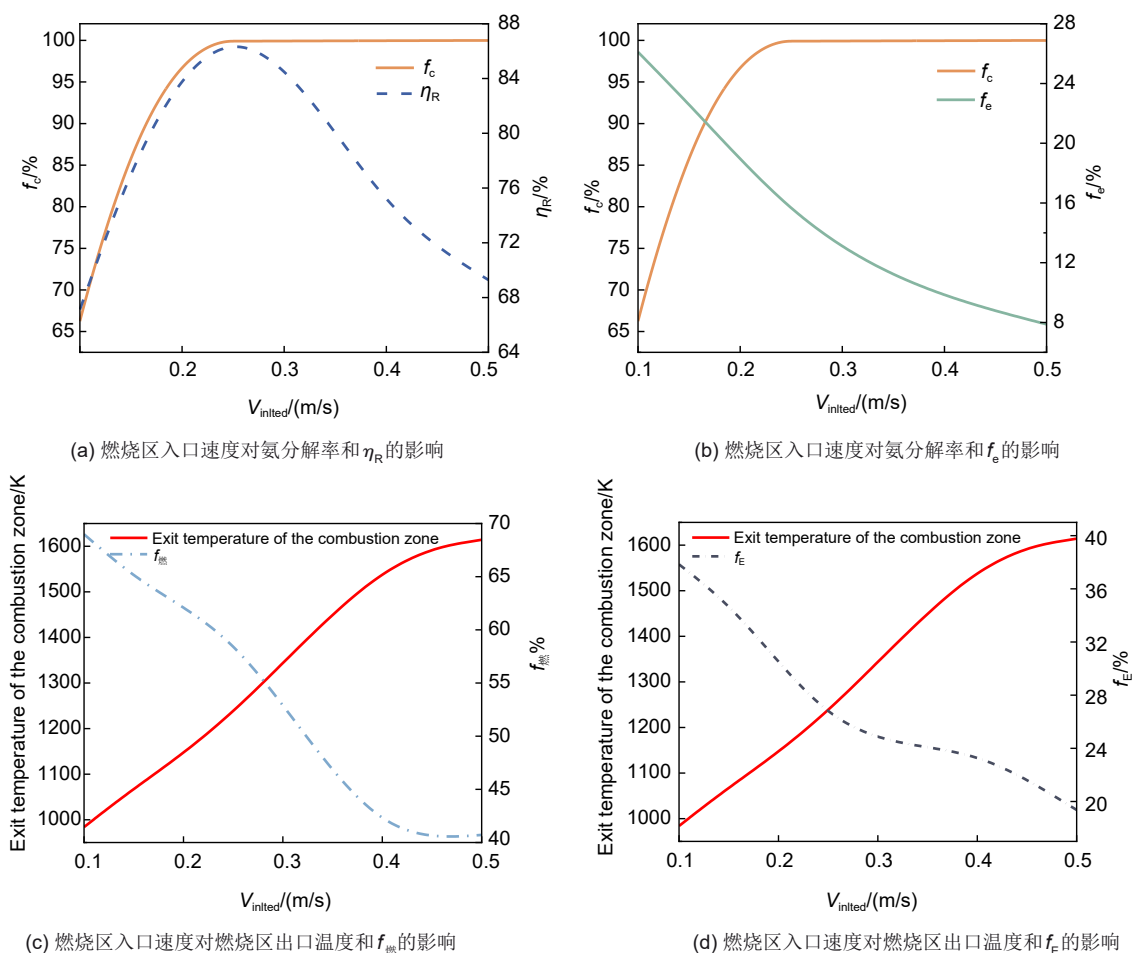


图7 燃烧区入口速度对氨分解率、燃烧区出口温度、能量分配与效率的影响

Fig. 7 The influence of the inlet velocity of the combustion zone on the ammonia decomposition rate, the combustion outlet temperature, the energy distribution and the efficiency

如图7(a)~(d)所示, 在分解区入口速度保持不变的条件下, 随着燃烧区入口速度的增加, 分解区的氨分解率逐渐提升, 由66.24%升高至99.99%; 同时, 燃烧区出口温度也显著升高, 由984 K上升至1614 K。这一现象可归因于: 随着燃烧区入口速度的增大, 单位时间内进入燃烧区的燃料体积增加, 导致燃烧区释放的热量显著增加。然而, 分解区氨气分解所需的热量基本固定, 当燃烧区供给的热量逐渐超过分解区所需时, 氨分解率趋近于完全

分解。同时, 多余的热量则用于气体升温, 从而引起燃烧区出口温度的升高, 进而使更多能量随尾气排出, 造成能量利用率的下降。

进一步从图7(a)~(d)可以观察到, 随着燃烧区入口速度的增大, f_c 、 f_e 和 $f_{\text{燃}}$ 均呈下降趋势。由于分解区入口流量保持恒定, 氨分解所需的热量不变。然而, 燃烧区提供的总热量随入口速度的增加而持续升高。尽管氨分解率有所提升, 但额外分解的氨气所需热量远低于燃烧区新增释放的能量, 因

此 f_e 随燃烧区入口速度的增加而逐渐降低。 $f_{\text{燃}}$ 亦呈现下降趋势,其原因在于随着燃烧区入口速度的提高,燃烧区出口温度显著上升,尾气携带的能量快速增加,且其增长速率超过了燃料完全燃烧所释放能量的增长速率。虽然用于氨分解的能量 Q_{NH_3} 有所增加,但其增长幅度低于进入分解区的总能量 Q_j ,因此 f_e 也随燃烧区入口速度的增加而降低。

由图7(a)还可见,能效指标 η_R 的变化规律依然较为复杂,呈现先升高后降低的趋势。在燃烧区入口速度处于较低范围时,氨分解率逐步提升,被分解的氨气量增加,且分解生成的氢气所含能量高于燃烧区燃料所提供的能量,从而导致 η_R 上升。然而,当燃烧区入口速度继续增加,氨分解率逐渐趋近于完全分解并维持在99.99%时,氢气生成量不再增加,而进入燃烧区的燃料体积仍在上升,导致更多能量过剩并随尾气排出,从而使 η_R 逐渐降低。

3.4 燃烧区和分解区尺寸比例对耦合体系能量传递的影响

在保证燃烧区与分解区入口流量一致的条件下,随着燃烧区与分解区尺寸比例的增大,分解区直径相应减小。这一变化一方面会减少氨气在分解区内的停留时间,另一方面会缩短传热路径长度,从而可能对耦合反应器的整体性能产生显著影响。基于此,本研究在各入口流量保持不变的前提下,系统考察了分解区与燃烧区尺寸比例对氨分解率、燃烧区出口温度以及能量分配特性与系统效率的影响,其分析结果如图8和图9所示。

由图9可知,在3种尺寸比例工况下,耦合反应器径向方向分解区温差分别为4.395 K、4.338 K和4.440 K,最大差值仅为0.102 K,相对于平均径向温差变化幅度约为2.32%,说明燃烧区与分解区尺寸比例变化并未明显改变分解区的径向温度均匀性。因此,在本研究所考察的尺寸范围内,传热路径缩短对分解区温度分布及整体反应性能的影响相对有限。结合表4可知,随着尺寸比例由1:2增大至2:1,分解区管径由0.08 m减小至0.04 m,换热面积由0.2512 m²减小至0.1256 m²,降幅约50%,但径向温差变化不足3%,说明换热面积减小对传热效果影响非常有限,因此分解率下降并非由传热能力不足引起,而主要与流动特征变化有关。

进一步分析表4可知,尺寸比例由1:2增大至2:1时,分解区平均流速由0.25 m/s增大至0.98 m/s,

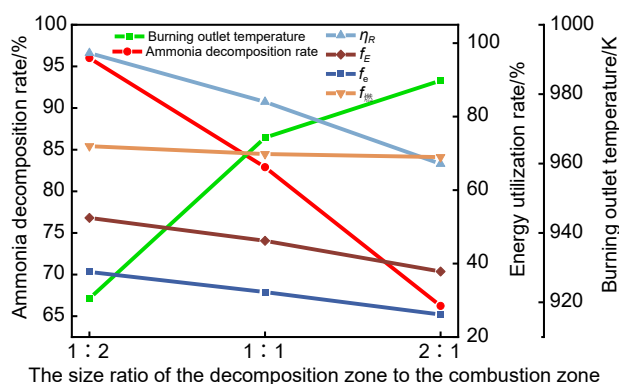


图8 燃烧区和分解区尺寸比例对氨分解率、燃烧区出口温度、能量分配与效率的影响

Fig. 8 The influence of the size ratio of the combustion zone and the decomposition zone on the ammonia decomposition rate, the temperature at the combustion outlet, the energy distribution, and the efficiency

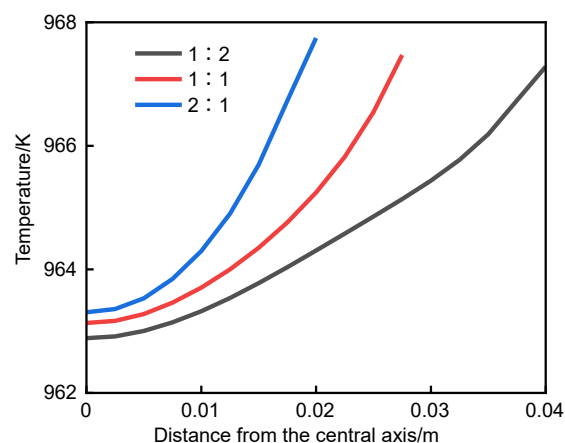


图9 燃烧区和分解区尺寸比例对分解区径向温度的影响

Fig. 9 The influence of the size ratio of the combustion zone and the decomposition zone on the temperature of the decomposition zone along the radial direction

增幅292%;停留时间由4.00 s缩短至1.00 s,降幅75%;气时空速由900 h⁻¹增大至3600 h⁻¹,增幅300%。氨分解率由96%降至66%。可见,分解区管径减小后,反应物在催化剂床层内的停留时间显著缩短是导致氨分解率下降的主要原因。与此同时,单位长度压降由666 Pa/m增大至3515 Pa/m,增幅428%,表明管径减小会显著增加床层流动阻力。然而,由于模拟条件下入口流量固定,流体仍按设定速度进入分解区,平均停留时间完全由分解区体积与入口流量决定。因此,即使压降升高,也不会改变停留时间和氨分解率,只反映了流动阻力的增加,其不是

表 4 不同尺寸比例下分解区流动特征及氨分解性能参数

Table 4 Flow characteristics and ammonia decomposition performance parameters of the decomposition zone under different size ratios

比例	分解区直径/m	换热面积/m ²	平均流速/(m/s)	停留时间/s	GHSV/h ⁻¹	气时空速/%	单位长度压降/(Pa/m)
1 : 2	0.08	0.2512	0.25	4.00	900	96	666
1 : 1	0.06	0.1884	0.47	2.27	1584	82.9	1424
2 : 1	0.04	0.1256	0.98	1.00	3600	66	3515

性能下降的主因。结合径向温差变化不显著及 $f_{\text{燃}}$ 变化幅度小的情况,可知尺寸比例增大引起的性能下降主要由停留时间缩短和气时空速升高控制,而床层阻力或传热能力的变化影响相对较小。此外,由于氨分解率下降,单位时间内有效分解氨气量减少,综合评价指标 f_{E} 和 f_{G} 明显下降,同时产物氢气生成量降低,因此整体能效 η_{R} 随尺寸比例增大而持续下降。

4 结 论

本研究基于燃烧-分解耦合数值模型,构建了能量利用率评估方法,系统研究了解析区与燃烧区入口速度对温度场、能量分配、氨分解率及系统能效的影响。结果揭示了燃烧热量驱动氨分解过程中的热-化学耦合机理与效率规律,为氨-氢耦合系统的优化运行与能量管理提供了理论参考。

(1) 氨分解的强吸热作用显著降低燃烧区峰值温度 100~150 K,同时使温度场更加均匀,分解区径向温差降低至 4.3~4.4 K,有效缓解了高温对反应器材料的热负荷。

(2) 在燃烧区入口速度保持恒定的条件下,分解区入口速度从 0.1 m/s 增加到 1.0 m/s 时,氨分解率由 99.98% 降低至 66.24%,系统能量利用率 η_{R} 先升高后下降,最大提升约 22%。这一结果表明分解区气流速度对氨分解的能量转化效率具有关键作用。

(3) 在分解区入口速度恒定的条件下,燃烧区入口速度从 0.1 m/s 增加至 0.5 m/s 时,分解区氨分解率由 66.24% 提升至 99.99%,燃烧区出口温度由 984 K 上升至 1614 K,但系统能量利用率 η_{R} 出现下降现象,表明过高的燃烧热输入会增加尾气能量损失。

(4) 随着燃烧区与分解区尺寸比例增大,氨分解率降低最大幅度 30%,燃烧区出口温度升高 62.8 K,有效热量分配指标 f_{G} 和 f_{E} 均显著下降,导致整体系统能量利用率 η_{R} 下降,表明分解区尺寸过小会降低氨分解率和能量利用效率。

参 考 文 献

[1] MATTHEWS H D, WYNES S. Current global efforts are insufficient to limit warming to 1.5°C [J]. Science, 2022, 376 (6600): 1404-1409. DOI:10.1126/science.abo3378.

[2] 周航,王慧媛,贾宏杰,等.电-氢-气-热园区综合能源系统低碳化改造系统集成方法[J].电力系统自动化,2026,50(7): 27-38. ZHOU H, WANG H Y, JIA H J, et al. System integration method for low-carbon transformation of electricity-hydrogen-gas-heat park-level integrated energy system[J]. Automation of Electric Power Systems, 2026, 50(7): 27-38.

[3] 张波,张国军,贾子秀,等.掺烧氢/氨对煤粉锅炉NO_x排放的影响[J].热力发电,2025,54(8): 124-130. DOI:10.19666/j.rlfid.2025 05075. ZHANG B, ZHANG G J, JIA Z X, et al. Effect of co-firing hydrogen/ammonia on nitrogen oxides emissions from boilers[J]. Thermal Power Generation, 2025, 54(8): 124-130. DOI:10.19666/j.rlfid.202505075.

[4] 余志鹏,林今,雷金勇,等.考虑火电掺氢氨燃烧发电的受端电力系统多阶段减碳规划[J].电力系统自动化,2025,49(5): 57-68. DOI: 10.7500/AEPS20240910004. YU Z P, LIN J, LEI J Y, et al. Multi-stage decarbonization planning for receiving-end power systems considering thermal power generation with hydrogen-ammonia cofiring[J]. Automation of Electric Power Systems, 2025, 49(5): 57-68. DOI: 10.7500/AEPS20240910004.

[5] 刘斌,康宗耀,王欣,等.分段供热策略提高氨分解率和能量利用率的研究[J].储能科学与技术,2025,14(1): 175-182. LIU B, KANG Z Y, WANG X, et al. Study of a segmented heating strategy to improve ammonia decomposition rate and energy utilization efficiency[J]. Energy Storage Science and Technology, 2025, 14(1): 175-182.

[6] KANG Z Y, LIU B, SHE X H, et al. Parametric analysis of a modified ammonia-hydrogen-electricity cogeneration system[J]. International Journal of Hydrogen Energy, 2024, 56: 219-231. DOI:10.1016/j.ijhydene.2023.12.130.

[7] LEE W J, TANG L G, PATEL J, et al. Catalytic cracking of ammonia and combustion of cracked ammonia: An integrated system for industrial applications-Mini review[J]. International Journal of Hydrogen Energy, 2026, 229: 154613. DOI:10.1016/j.ijhydene.2026.154613.

[8] CHERIF A, NEBBALI R, SEN F, et al. Modeling and simulation of steam methane reforming and methane combustion over continuous and segmented catalyst beds in autothermal reactor [J]. International Journal of Hydrogen Energy, 2022, 47(15): 9127-9138. DOI:10.1016/j.ijhydene.2021.12.250.

- [9] JUANGSA F B, IRHAMNA A R, AZIZ M. Production of ammonia as potential hydrogen carrier: Review on thermochemical and electrochemical processes[J]. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2021, 46(27): 14455-14477. DOI: 10.1016/j.ijhydene.2021.01.214.
- [10] 裴长运, 孙名家, 王桂楠, 等. 集成合成氨余热储存利用质子交换膜电解槽制氢/热备双模式运行性能[J]. *热力发电*, 2025, 54(8): 84-94. DOI:10.19666/j.rfd.202411252.
- PEI C Y, SUN M J, WANG G N, et al. Operation performance of PEM electrolyzer in dual-mode operation for hydrogen production and hot standby with integrated ammonia synthesis waste heat storage and utilization[J]. *Thermal Power Generation*, 2025, 54(8): 84-94. DOI:10.19666/j.rfd.202411252.
- [11] DEKA D J, BORUAH B, LEE G, et al. Recent advances in ammonia decomposition technologies for hydrogen production[J]. *Energy & Fuels*, 2025, 39(23): 10802-10852. DOI: 10.1021/acs.energyfuels.5c01100.
- [12] SEYFELI R C, VARISLI D. Performance of microwave reactor system in decomposition of ammonia using nickel based catalysts with different supports[J]. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2022, 47(34): 15175-15188. DOI: 10.1016/j.ijhydene.2022.03.039.
- [13] LIU B, HUANG J Z, CHEN W, et al. A study of ammonia-hydrogen-electricity cogeneration coupled to a very high-temperature heat source[J]. *Nuclear Engineering and Design*, 2023, 414: 112585. DOI:10.1016/j.nucengdes.2023.112585.
- [14] CAI T, CHEN K, TANG A K. Insights into ignition, flame propagation, and emission characteristics of ammonia/hydrogen combustion under intermediate-to-high temperatures and high pressures[J]. *Chemical Engineering Journal*, 2025, 526: 171040. DOI:10.1016/j.cej.2025.171040.
- [15] 王凯卉, 刘斌, 折晓会, 等. 氨氢混合燃烧在旋流燃烧器中的动力学特性与NO_x减排机理研究[J]. *发电技术*, 2025, 46(1): 171-179. DOI:10.12096/j.2096-4528.pgt.23183.
- WANG K H, LIU B, ZHE X H, et al. Kinetic characterization and NO_x reduction mechanism of mixed ammonia-hydrogen combustion in cyclone combustor[J]. *Power Generation Technology*, 2025, 46(1): 171-179. DOI:10.12096/j.2096-4528.pgt.23183.
- [16] 史嵩, 田江平, 叶明远, 等. 预燃室结构参数对氨燃烧特性影响的可视化研究[J]. *工程热物理学报*, 2025, 46(5): 1692-1700.
- SHI S, TIAN J P, YE M Y, et al. Visualization of the effect of pre-chamber structure parameters on ammonia combustion characteristics[J]. *Journal of Engineering Thermophysics*, 2025, 46(5): 1692-1700.
- [17] MOSES J K, TIVFA T A, QASEM N A A, et al. Combustion characteristics of hydrogen, ammonia, and their blends: A review [J]. *Fuel*, 2025, 388: 134404. DOI:10.1016/j.fuel.2025.134404.
- [18] SHAFIE P, DECHAMPLAIN A, LEPINE J. Thermal ammonia decomposition for hydrogen-rich fuel production and the role of waste heat recovery[J]. *International Journal of Energy Research*, 2024, 2024: 9534752. DOI:10.1155/2024/9534752.
- [19] CHEN D N, LI J, LI X, et al. Study on combustion characteristics of hydrogen addition on ammonia flame at a porous burner[J]. *Energy*, 2023, 263: 125613. DOI:10.1016/j.energy.2022.125613.
- [20] LI N, ZHANG C, LI D, et al. Review of reactor systems for hydrogen production via ammonia decomposition[J]. *Chemical Engineering Journal*, 2024, 495: 153125. DOI: 10.1016/j.cej.2024.153125.
- [21] ASIF M, SIDRA BIBI S, AHMED S, et al. Recent advances in green hydrogen production, storage and commercial-scale use via catalytic ammonia cracking[J]. *Chemical Engineering Journal*, 2023, 473: 145381. DOI:10.1016/j.cej.2023.145381.
- [22] PASHCHENKO D. Ammonia-fueled solar combined cycle power system: Thermal and combustion efficiency enhancement via solar-driven ammonia decomposition[J]. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2025, 142: 232-243. DOI: 10.1016/j.ijhydene.2025.05.184.
- [23] HAN D, SONG K L, HUO J L, et al. Combustion characteristics of ammonia-hydrogen mixture with turbulent jet ignition[J]. *Applied Thermal Engineering*, 2025, 260: 124995. DOI: 10.1016/j.applthermaleng.2024.124995.
- [24] 李浩东, 沈胜强, 陈亮. 氨氢燃烧余热利用耦合氨裂解制氢过程数值模拟[J]. *化工进展*, 2025, 44(8): 4443-4453. DOI: 10.16085/j.issn.1000-6613.2024-1708.
- LI H D, SHEN S Q, CHEN L. Numerical simulation on ammonia-hydrogen combustion exhaust heat utilization coupling ammonia cracking process for hydrogen production[J]. *Chemical Industry and Engineering Progress*, 2025, 44(8): 4443-4453. DOI: 10.16085/j.issn.1000-6613.2024-1708.
- [25] BADA KHSH A, CHA J, PARK Y, et al. Autothermal recirculating reactor (ARR) with Cu-BN composite as a stable reactor material for sustainable hydrogen release from ammonia[J]. *Journal of Power Sources*, 2021, 506: 230081. DOI: 10.1016/j.jpowsour.2021.230081.
- [26] KIM J H, KWON O C. A micro reforming system integrated with a heat-recirculating micro-combustor to produce hydrogen from ammonia[J]. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2011, 36(3): 1974-1983. DOI:10.1016/j.ijhydene.2010.11.043.
- [27] 王一帆, 段学志, 吴炜, 等. 管壳式自热型氨分解反应器模拟分析[J]. *化工学报*, 2015, 66(8): 3169-3176.
- WANG Y F, DUAN X Z, WU W, et al. Modeling and analysis of concentric self-thermal fixed-bed reactor for ammonia decomposition[J]. *CIESC Journal*, 2015, 66(8): 3169-3176.
- [28] YIN S F, ZHANG Q H, XU B Q, et al. Investigation on the catalysis of CO_x-free hydrogen generation from ammonia[J]. *Journal of Catalysis*, 2004, 224(2): 384-396. DOI: 10.1016/j.jcat.2004.03.008.
- [29] TEMKIN M I, PYZHEV V. Kinetics of ammonia synthesis on promoted iron catalysts[J]. *Acta Physicochimica URSS*, 1940, 12: 217-222.
- [30] CHERIF A, ZAREI M, LEE J S, et al. Modeling and multi-objective optimization of electrified ammonia decomposition: Improvement of performance and thermal behavior[J]. *Fuel*, 2024, 358: 130243. DOI:10.1016/j.fuel.2023.130243.
- [31] DUYN SLAEGHER C, CONTINO F, VANDOOREN J, et al. Modeling of ammonia combustion at low pressure[J]. *Combustion and Flame*, 2012, 159(9): 2799-2805. DOI: 10.1016/j.combustflame.2012.06.003.