



可逆固体氧化物电池氢储能系统及其效率优化

滕越¹, 侯坤², 张道荣¹, 吴自强¹, 王 缔¹, 徐 斌¹, 夏 鹏¹

(¹国网安徽省电力有限公司电力科学研究院, 安徽 合肥 230601; ²中国电力科学研究院有限公司, 北京 100192)

摘要: 基于高温可逆固体氧化物电池 (RSOC) 的氢储能技术在可再生能源消纳、长周期储能上有广阔的应用前景。然而, 当前基于 RSOC 的氢储能系统的循环储能效率 (RTE) 偏低, 系统架构还不成熟, 因此, 优化系统设计及运行参数提高系统 RTE 是促进其商业应用的重要手段。本工作基于通用的 RSOC 氢储能系统建立其系统模型, 通过分析建立系统 RTE 与系统关键参数的关系式, 提出采用单位摩尔氢气功耗来分析各个部件功耗对系统 RTE 的影响。利用系统模型, 分析了系统发电 (FC) 与电解 (EC) 模式电压、燃料利用率、水蒸气利用率、空气过量系数与压降、回热方式对系统 RTE 等关键性能参数的影响规律。研究表明, RSOC 系统 RTE 不高的主要原因是系统在 FC 模式下的发电效率较低; 提高 FC 模式电压、燃料利用率和水蒸气利用率可以有效提高系统 RTE, 但改变 EC 模式电压不会改变系统 RTE; 降低空气过量系数和压降会降低 FC 模式风机功耗, 进而提高系统 RTE, 但空气过量系数的降低会导致 RSOC 电堆内温差增大; 采用回热, 将 FC 模式产热用于 EC 模式水蒸发等耗热模块可以有效提高系统 RTE, 当燃料利用率为 100% 时, 系统 RTE 可达 62.27%。本工作的研究结果可为 RSOC 氢储能系统优化设计提供理论基础。

关键词: 可逆固体氧化物电池; 氢储能; 循环储能效率; 模型

doi: 10.19799/j.cnki.2095-4239.2025.1153

中图分类号: TK 91

文献标志码: A

文章编号: 2095-4239 (2026) 06-2234-13

Hydrogen energy storage system based on reversible solid oxide cells and efficiency optimization

TENG Yue¹, HOU Kun², ZHANG Daorong¹, WU Ziqiang¹, WANG Di¹, XU Bin¹, XIA Peng¹

(¹Electric Power Research Institute of State Grid Anhui Electric Power Co. Ltd., Hefei 230601, Anhui, China;

²China Electric Power Research Institute, Beijing 100192, China)

Abstract: Hydrogen energy-storage technology based on high-temperature reversible solid-oxide cells (RSOCs) has broad application prospects for the utilization of renewable energy and for long-term energy storage. However, the current round-trip-efficiency (RTE) of hydrogen energy-storage systems based on RSOCs is still relatively low, and the system design is not yet mature. Therefore, optimizing the system design and operating parameters to improve the system RTE is important for promoting its commercial applications. In this paper, we establish a system model for a general RSOC hydrogen energy-storage system. By analyzing the relationship between the system RTE and key system parameters, we propose

收稿日期: 2025-12-24; 修改稿日期: 2026-02-23。

基金项目: 国网安徽省电力有限公司科技项目 (B3120524000R)。

第一作者及通信作者: 滕越 (1989—), 女, 博士, 正高级工程师, 主要研究方向为新型储能与材料, E-mail: 591782518@qq.com。

引用本文: 滕越, 侯坤, 张道荣, 等. 可逆固体氧化物电池氢储能系统及其效率优化[J]. 储能科学与技术, 2026, 15(6): 2234-2246.

Citation: TENG Yue, HOU Kun, ZHANG Daorong, et al. Hydrogen energy storage system based on reversible solid oxide cells and efficiency optimization[J]. Energy Storage Science and Technology, 2026, 15(6): 2234-2246.

to use the unit-mole hydrogen power consumption to analyze the effect of the power consumption of each component on the system RTE. Using this system model, we analyze the effect of the voltages in the fuel-cell mode (FC) and in the electrolysis-cell (EC) mode, the fuel-utilization rate, steam-utilization rate, excess-air coefficient and pressure drop, and the heat-recovery method on key performance parameters such as the system RTE. Our research results show that the main reason for the low RTE of an RSOC system is the low power-generation efficiency in the FC mode. Increasing the FC-mode voltage, fuel-utilization rate, and steam-utilization rate effectively improves the system RTE, but changing the EC-mode voltage does not change the system RTE. Reducing the excess-air coefficient and pressure drop reduces the power consumption in the blower in the FC mode and thereby improves the system RTE, but reducing the excess-air coefficient also increases the temperature difference within the RSOC stack. Using heat recovery, where the heat generated in the FC mode is used for water evaporation and other heat-consuming modules in the EC mode improves the system RTE effectively. When the fuel-utilization rate is 100%, the system RTE can exceed 62.27%. The research we report in this paper provides a theoretical basis for the optimization design of RSOC hydrogen energy-storage systems.

Keywords: reversible solid oxide cells; hydrogen energy storage; round-trip-efficiency; model

氢储能作为一种非常有潜力的长时储能技术得到世界各国的关注^[1-3]。在所有氢储能技术中,高温可逆固体氧化物电池(reversible solid oxide cell, RSOC)可在一个电堆上实现电解水与氢发电的可逆转换,同时其具有电解水制氢与氢发电效率高、能量密度高、不需要贵金属等优点,可有效提高氢储能的效率、降低储能成本,具有非常好的应用前景^[4-7]。然而,当前RSOC技术的应用仍然存在许多问题,包括:RSOC电堆成本较高、可逆运行时电堆性能衰减较快、BOP(balance of plant, 辅助系统)设备不成熟、系统循环储能效率(round trip efficiency, RTE)偏低、系统架构不成熟等,制约RSOC技术在储能领域的大规模应用^[8]。

RSOC储能系统设计与优化对提高系统RTE、降低系统成本非常重要,因此国内外学者基于RSOC工作特性和不同应用场景提出了大量基于RSOC的储能系统设计和优化策略,以提高系统的循环储能效率RTE、降低系统储能成本。研究者提出了许多与太阳能耦合方案以提高储能系统RTE^[1]。例如:Wang和Xu^[9]设计了一个太阳能驱动的RSOC电、氢、热多联产建筑独立供能系统,系统基于太阳能辐照特性可在3种模式下切换以实现持续供能,优化系统多联产效率可达68.61%。Liang等^[10]建立了一个耦合RSOC、太阳能发电、太阳能

光热、余热回收等多个模块的氢储能系统,通过建立模型分析系统在不同运行状态与参数下的能量效率、烟效率和经济性,该系统RTE可达35.63%。廖天军等^[11]建立了太阳能驱动固体氧化物电解(SOEC)-碱金属热电器耦合系统的模型,研究了碱金属热电器与SOEC系统的耦合规律,优化了系统的制氢效率。Aghaziarati等^[12]提出了一个耦合RSOC、太阳能电热利用、有机朗肯循环和海水净化的综合系统为城市提供电力和净水,文中建立系统数值模型分析系统在一年不同季节的运行性能,通过优化系统运行参数系统全年平均效率可达17.29%。姚文岐等^[13]提出了一个基于太阳能全光谱利用的SOEC燃料制备系统,基于太阳光辐照特性分别加以利用,以满足SOEC电解过程中的电、热需求,提高系统的能量利用效率和烟效率。

在RSOC储能系统性能与效率优化研究方面,优化系统流程设计和运行参数是当前研究的重点。在优化系统流程设计中,有效耦合匹配系统发电模式(FC mode)的放热量与电解模式(EC mode)的吸热量是提高系统储能效率的一个有效手段^[14-16]。例如:Hosseinpour等^[17]提出了一个孤立的1 MW RSOC氢储能系统,通过优化热量回收方式和增加系统工作压力可以有效提高系统RTE,当电堆操作压力升高

到 3 MPa 时，系统 RTE 可达 50%。Ficili 等^[14]在 RSOC 系统中引入高温熔岩储热模块，储存系统在 FC 模式下的产热用于 EC 模式下的水蒸发与燃料气预热，建立系统模型研究了系统在不同工况下的回热量及其对系统效率的影响。Hwang 等^[18]提出了一个采用耦合斜温层储热的 RSOC 储能系统，采用斜温层储热模块将 FC 模式产生的热量用于 EC 模块下水的蒸发与预热，从而提高系统 RTE 达 49.1%。Amladi 等^[19]提出优化空气再循环和利用氨储能代替氢的 RSOC 储能系统，建立系统模型优化系统运行参数，系统 RTE 可达 60.3%。Wang 等^[20]建立多层次 RSOC 电堆模型和储能系统模型，研究了系统操作条件对系统效率与电堆内温度分布的影响，采用高温导热油来实现 FC 与 EC 模式的热耦合，系统基础工况 RTE 为 58.3%。另外，建立 RSOC 储能系统模型，优化系统运行效率、电堆内部温度分布和系统平准化成本的研究也很多^[15, 21-22]。例如，Wang 等^[23-24]耦合 RSOC 系统模型和人工神经网络模型来优化系统运行参数，提高系统循环储能效率。

由上述文献可见，当前针对 RSOC 储能系统的优化设计和运行参数优化有大量研究，这些研究不仅加深了对 RSOC 储能系统中能量流的传输与分配规律的认识，还提出了许多提高系统储能效率的有效措施。不过，当前文献中针对 RSOC 储能系统的研究大多是针对其设计的储能系统，而文献中报道的系统架构种类繁多，针对不同系统架构的设计和运行参数优化又难以拓展推广，且不同文献报道的系统 RTE 差距也较大，表 1 列举了一些文献报道的系统 RTE 及其操作电压，由表可知：文献中系统 RTE 差别较大，采用的操作电压各不相同，这些因素造成了当前对 RSOC 氢储能系统的理论 RTE 认识不够清晰、系统 RTE 的关键影响因素不明了、系统设计方法不成熟等问题。针对这一问题，分析当前 RSOC 储能系统设计，建立一个简化且通用的 RSOC 氢储能系统，通过理论分析建立系统 RTE 的通用表达式，得到影响系统 RTE 的关键制约因素，提出系统设计的关键参数；同时，本工作将建立 RSOC 氢储能系统的系统模型，分析系统模型参数，研究关键制约参数对系统 RTE 等性能的影响关系，为系统优化设计提供理论指导方向。

表 1 文献中报道的 RSOC 氢储能系统 RTE 与操作电压
Table 1 RTE and operating voltage of RSOC hydrogen energy storage system reported in literature

文献	系统 RTE/%	FC 模式电压/V	EC 模式电压/V
Frank 等 ^[25]	51.0	0.93	1.19
Perna 等 ^[26]	60	0.81	1.29
Wang 等 ^[20]	58.3	0.8	1.11
Hosseinpour 等 ^[17]	50	—	—
Ficili 等 ^[14]	46.7	0.755	1.393
Hwang 等 ^[18]	49.1	0.83	1.42

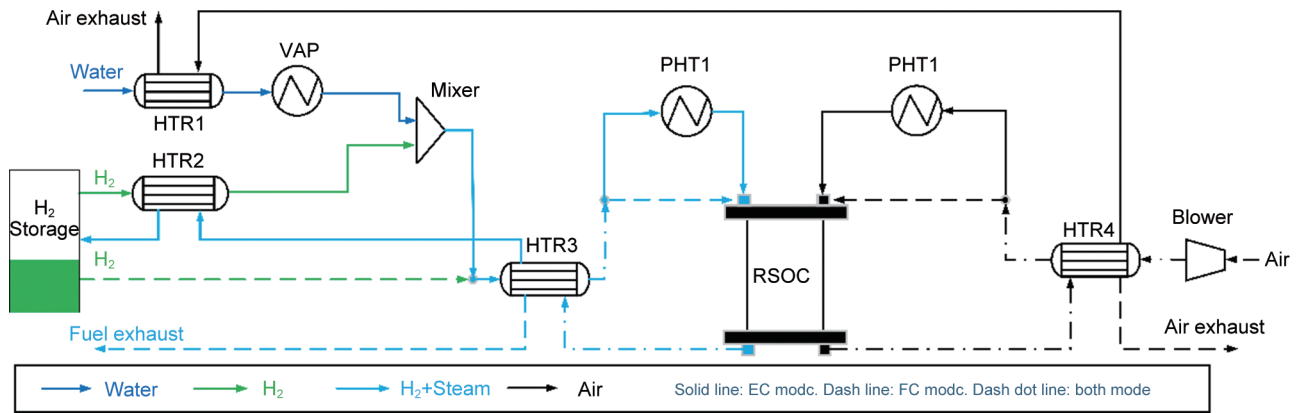
1 RSOC 氢储能系统架构

基于 RSOC 氢储能系统主要由 RSOC 电堆、储氢模块和相应的一些辅助部件（BOP）组成。现有研究提出了许多 RSOC 储能系统以提高其储能效率或场景适应性等，本工作重点研究 RSOC 系统关键性能指标的制约因素及其制约规律，过多的辅助部件耦合既增加系统复杂度又容易掩盖一些因素的影响，例如：储热模块的耦合虽然可以大大提高系统 RTE，但这可能会掩盖系统在 FC 模式放热对其 RTE 的影响，因此本工作仅考虑 RSOC 氢储能系统的核心模块，建立了一个通用的 RSOC 氢储能系统，系统架构如图 1 所示。

RSOC 氢储能系统的核心部件是 RSOC 电堆，RSOC 电堆是一种可逆的高温电化学装置，当电堆通入氢气和空气时，电堆内发生如式(1)的氧化还原反应，向外输出电能并释放一部分热量，这是 FC 工作模式；当电堆通入水蒸气和电功时，可发生式(1)的逆反应即水的电解反应生成氢气和氧气，水的电解反应不仅需要消耗电功，还需要吸热，这是 EC 工作模式。为了保证 RSOC 电堆内反应连续进行，需要气体输送和收集的辅助 BOP 部件，包括风机、压缩机、水泵等。RSOC 工作温度一般在 750℃ 左右，反应气需要先预热到合适温度才能通入电堆中，同时电堆排气温度也较高，因此，系统中需要一些换热设备利用电堆排气来预热反应气，以提高系统热效率。储氢设备也是 RSOC 氢储能系统的核心，但由于储氢方式较多，不同储氢方式功耗差异也较大，若选择一种耦合进行研究系统会降低结果的普适性，因此，本研究中不考虑氢气净化、加压和储存过程。



如图 1 所示，当系统工作在 EC 模式时，水经



HTR—换热器; VAP—电蒸发器; PHT—电预热器; Blower—空气风机
HTR—Heat exchanger; VAP—Electric evaporator; PHT—Electric preheater; Blower—Air fan
图1 RSOC 储氢系统架构

Fig. 1 Schematic diagram of RSOC hydrogen storage system architecture

过蒸发器 (VAP) 与部分氢气混合后, 经过回热换热器 (HTR3) 和电预热器 (PHT1) 通入 RSOC 电堆, 在外界电力输入下发生电解反应生成氢气, 氢气由燃料极排出经换热后进入储氢设备, 实现能量的储存, 氧气通过空气的吹扫排出。当工作在 FC 模式下, 储氢设备的氢气经预热通入 RSOC 电堆, 空气由鼓风机供给经预热后进入电堆与氢气发生反应释放电功和热量, 实现储能的释放。

2 RSOC 氢储能系统模型与验证

2.1 RSOC 电堆模型

当前, 在系统模拟中 RSOC 电堆模型可分为 0 维、1 维、2 维和 3 维模型几种^[20], 本工作研究 RSOC 氢储能系统的整体性能指标, 而不考虑电堆内部具体的温度与组分浓度分布, 因此本工作选择 0 维的集总参数法建立 RSOC 电堆模型。建模中电堆中具有分布特性的物理参数取其进出口平均值作为计算参数, 例如: 电堆工作温度为其进出口气体温度的平均值, 在 FC 模式下, 当燃料气和空气进口温度不一致时, 取空气进口温度为基准。

RSOC 电堆是由许多 RSOC 单电池堆叠而成, 理想情况下每个 RSOC 供给相同的气体流量, 工作电压与电流均相同, 因此, RSOC 电堆的功率为各个 RSOC 之和, 即:

$$P_{\text{tot}} = nP_c = nVI \quad (2)$$

式中, P_{tot} 为电堆总功率, kW; n 为电堆电池个数; P_c 为单个 RSOC 功率, kW; V 为单个 RSOC 工作电压, V; I 为单个 RSOC 工作电流,

A。当电堆工作在 EC 模式下, 电流 I 为负值, 即系统需要消耗功率; 工作在 FC 模式下, 电流 I 为正值, 即系统输出功率。

电堆生成或消耗的氢气量可由法拉第定律计算:

$$N(\text{H}_2) = n \times \frac{I}{2F} \quad (3)$$

式中, $N(\text{H}_2)$ 为生成或消耗的氢气流量, mol/s; F 为法拉第常数, $F=96485 \text{ C/mol}$ 。

EC 模式下, 氢气通入量按照水蒸气流量的 10% 计算。FC 模式下, 若电堆燃料极排气中的氢气未进行回收或再循环, 计算系统消耗的氢气量时需考虑燃料利用率, 则 FC 模式下实际消耗氢气量为:

$$N(\text{H}_2) = n \times \frac{I}{2F} \times \frac{1}{u_f} \quad (4)$$

式中, u_f 为 FC 模式下的燃料利用率。

水蒸气和空气的消耗量或生成量可通过式(1)由 $N(\text{H}_2)$ 计算。EC 模式下, 实际水蒸气量高于理论量, 同样采用水蒸气利用率来进行修正, 即:

$$N(\text{H}_2\text{O}) = \frac{N(\text{H}_2)}{u_s} = n \times \frac{I}{2F} \times \frac{1}{u_s} \quad (5)$$

式中, u_s 为 EC 模式下的水蒸气利用率。

FC 模式下, 通常需要通入大量空气带走电池的产热, 这时采用过量空气系数来修正, 即:

$$N_{\text{Air}} = \alpha \frac{0.5 \times N(\text{H}_2)}{0.21} \approx 2.38 \alpha n \times \frac{I}{2F} \quad (6)$$

式中, α 为 FC 模式下空气过量系数, 空气中氧气含量取 21%。

EC 模式下空气仅作为吹扫气, 为降低风机功

耗, 空气流量为水蒸气流量的一半。

基于RSOC电化学反应中的能量损耗, 其工作电压通常可由式(7)计算。

$$V = E_{eq} + \eta_{con} + \eta_{act} + \eta_{ohm} \quad (7)$$

式中, η_{con} 为浓差极化, V; η_{ohm} 为欧姆极化, V; η_{act} 为活化极化, V; E_{eq} 为理论电压, 由能斯特方程计算:

$$\eta_{con, air} = \frac{RT}{4F} \ln \frac{p(0, O_2)}{p(0, O_2) - [p(0) - p(0, O_2)] \exp \frac{IRTd_a}{4F \times D(\text{eff}, O_2) \times p(0)}} \quad (8)$$

$$\eta_{con, fuel} = \frac{RT}{2F} \ln \frac{1 + \frac{iRTd_h}{2F \times D(\text{eff}, H_2O) \times p(0, H_2O)}}{1 - \frac{iRTd_h}{2F \times D(\text{eff}, H_2) \times p(0, H_2)}} \quad (12)$$

式中, R 为RSOC欧姆电阻, Ω ; J 为RSOC电流密度, A/cm^2 ; $p(0, i)$ 为电极表面分压力, Pa; d_a 为空气电极厚度, m; d_h 为氢气电极厚度, m; $D(\text{eff}, i)$ 为气体的有效扩散系数, m^2/s 。具体上述公式的推导过程可参考文献[27]。

计算中RSOC的欧姆电阻通过实验交流阻抗谱结果拟合成温度的函数, 其表达式为:

$$r = 8.561 \times 10^{-9} \exp\left(\frac{8199.81}{T}\right) \quad (13)$$

式中, r 为RSOC的面积比电阻, $\Omega \cdot m^2$ 。交换电流密度通过与实验测得的 $I-V$ 曲线拟合得到, 其分别由式(14)、式(15)计算。

$$j(0, air) = 2.344 \times 10^5 \left[\frac{p(O_2)}{p_{ref}} \right]^{0.25} \exp\left(-\frac{110000}{RT}\right) \quad (14)$$

$$j(0, H_2) = 2.91 \times 10^6 \frac{p(H_2)}{p_{ref}} \frac{p(H_2O)}{p_{ref}} \exp\left(-\frac{90000}{RT}\right) \quad (15)$$

式中, p_{ref} 为参考压力, 取 101325 Pa。

2.2 BOP模块模型

本工作简化的RSOC氢储能系统主要BOP模块有风机、换热器和电加热器。这些设备均为通用设备, 其控制方程可见文献[20]。本模型中风机的等熵效率取0.85、机械效率0.98, 基础工况下风机的升压为10 kPa; 换热器和电加热器的热效率均为100%。

2.3 RSOC电堆模型的验证

本工作采用数值模型极化曲线与实验数据对比的方法验证模型结果的正确性。验证实验采用商用平板型固体氧化物电池(宁波索福人公司生产),

$$E_{eq} = \frac{\Delta G(T)}{2F} + \frac{RT}{2F} \ln \frac{p(H_2) \times p^{0.5}(H_2)}{p(H_2O)} \quad (8)$$

式中, ΔG 为氢氧反应生成的吉布斯自由能, kJ/mol; R 为通用气体常数, $R=8.3145 \text{ J/(mol} \cdot \text{K)}$; p 为气体分压力, Pa。

RSOC的各项损失可分别由下式计算[27]:

$$\eta_{ohm} = IR \quad (9)$$

$$\eta_{act, i} = \frac{RT}{F} \sinh^{-1}\left(\frac{J}{2j_{0, i}}\right) \quad (10)$$

氢气极材料为NiO-8YSZ(8%Y₂O₃-ZrO₂, 氧化钇稳定的氧化锆), 电解质为致密YSZ, 电解质与空气极间有约2 μm GDC (Gadolinium doped ceria, 氧化钆掺杂的氧化铈)层作为阻挡层, 空气极为LSCF(La_{0.6}Sr_{0.4}Co_{0.2}Fe_{0.8}O_{3- δ})/GDC复合材料。空气极、电解质和阳极厚度分别为550 μm 、10 μm 和50 μm , 电池有效面积为9 cm $\times$ 9 cm。实验中控制电池工作温度为750 $^{\circ}\text{C}$, 采用电子负载和直流电源分别测试电池在FC模式和EC模式下的输出性能曲线。FC模式下, 氢气极通入400 sccm氢气, 空气极通入2000 sccm空气, 流量采用质量流量计控制; EC模式下, 氢气极通入0.75 g/min的水和100 sccm的氢气, 空气极通入416 sccm的空气, 其中水由柱塞泵控制流量, 经过水蒸发器蒸发后与氢气混合一并通入氢气极。

实验分别测量电池在FC和EC模式下的性能曲线, 其与数值模型计算结果对比如图2所示。由图可知数值模拟结果与实验结果可以较好地吻合, 在FC模式上数值模拟结果基本与实验结果一致, 反映出模型可以很好地预测实验结果, 在大电流区域实验结果略大于模拟结果且表现出明显的浓差损失, 这可能是由于实验过程中电池发热温度略微高于工作温度, 而模拟结果按照750 $^{\circ}\text{C}$ 恒温计算的。EC模式下, 数值结果与模型在中电流密度上较好地吻合, 而在小电流密度和大电流密度上出现一定偏差, 这主要是由于模拟采用0维模型, 不能精确反映内部浓度分布对电池性能的影响; 同时实验测得开路电压(约0.71 V)远低于理论计算结果(约0.83 V), 这一问题的主要原因可能是电池尾气排水不畅, 电池内水分压升高。由图2可知, FC模式下电池开路电压约为1.16 V, 与理论计算结果一

致,表明电池密封良好;切换到EC模式后,开路状态下,电池尾气排气处产生大量凝结水,使得尾气排气不太顺畅,进而增大电池内水分压,随着电解电流增大,尾气中水含量降低,电池性能表现平稳,如图中 $<-0.2 \text{ A/cm}^2$ 区域,此时实验数据为稳定结果。通过上述与实验结果对比,表明该模型在一定程度上可以反映RSOC在FC和EC模式下的工作特性,可以用来研究RSOC系统的性能变化。此外,RSOC氢储能系统中RSOC电堆通常由大量RSOC单体串联或并联连接一起工作,理论上各个单体电池的工作条件近似,可基于单体电池性能由式(2)计算得到整个电堆的性能,这虽然会引起一定计算误差,但可以大大降低计算复杂度,是系统优化分析的常用简化。

3 RSOC氢储能系统的关键性能参数分析

已有研究提出了许多研究与分析RSOC氢储能系统的性能参数,包括系统的循环储能效率(RTE)、RSOC电堆循环效率、能量密度、焓效率、回热效率等^[10, 15-16, 20]。其中系统的RTE是衡量RSOC氢储能系统的核心性能指标,其定义为:

$$\text{RTE} = \frac{W_{\text{FC, sys}}}{W_{\text{EC, sys}}} \times 100\% = \frac{W_{\text{SOFC}} - W_{\text{BOP, FC}}}{W_{\text{SOEC}} + W_{\text{BOP, EC}}} \times 100\% \quad (16)$$

式中, RTE为系统的循环储能效率,即系统通过一个储-放电循环过程中输出电能与消耗电能之比,是系统储能效率的最直观体现; $W_{\text{FC, sys}}$ 为系统在FC模式下的总输出功, J; $W_{\text{EC, sys}}$ 为系统在EC

模式下的总消耗功, J; W_{SOFC} 和 W_{SOEC} 分别为系统RSOC电堆在FC模式下的总输出功与总消耗功; W_{BOP} 为系统BOP部件的总耗功。

上式右侧分子分母同时除以储氢的总能量可得:

$$\text{RTE} = \frac{W_{\text{FC, sys}}}{N(\text{H}_2, \text{tot}) \times \Delta H(\text{H}_2)} \times \frac{N(\text{H}_2, \text{tot}) \times \Delta H(\text{H}_2)}{W_{\text{EC, sys}}} \times 100\% = \text{EFC} \times \text{EEC} \quad (17)$$

式中, $N(\text{H}_2, \text{tot})$ 为系统总的摩尔储氢量, mol; $\Delta H(\text{H}_2)$ 为氢气热值, kJ/mol; EFC为FC模式下系统运行效率; EEC为EC模式下系统运行效率; 因此系统的RTE也等于系统FC模式效率与EC模式效率的乘积。

由法拉第定律可分别计算RSOC电堆在FC模式下的输出功和EC模式下的消耗功分别为:

$$W_{\text{SOFC}} = 2F\mu_f \times N(\text{H}_2, \text{tot}) \times V_{\text{FC}} \quad (18)$$

$$W_{\text{SOEC}} = 2F \times N(\text{H}_2, \text{tot}) \times V_{\text{FC}} \quad (19)$$

FC模式下,系统的主要BOP部件功耗包括空气风机的功耗 $W_{\text{air, FC}}$ 和系统电控等其他部件功耗 $W_{\text{oth, FC}}$; EC模式下,系统BOP耗功包括:水蒸发器功耗 $W_{\text{vap, EC}}$ 、空气风机功耗 $W_{\text{air, EC}}$ 、预热器功耗 $W_{\text{heat, EC}}$ 和其他功耗 $W_{\text{oth, EC}}$,其中水蒸发器功耗可由水蒸气流量与焓变计算如下:

$$W_{\text{vap, EC}} = \frac{N(\text{H}_2, \text{tot})}{\mu_s} \Delta H_{\text{steam}} \quad (20)$$

式中, ΔH_{steam} 为水由入口温度加热到设定蒸发温度的焓变,本模型设定水由 25°C 加热至 130°C ,其焓变约为 47.54 kJ/mol 。将上述各个部件功耗代

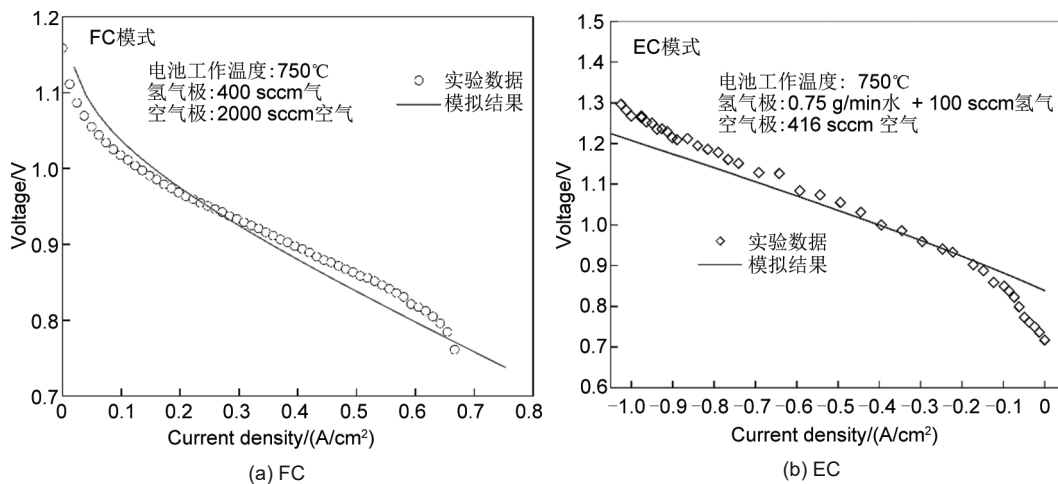


图2 数值模拟计算结果与实验结果对比

Fig. 2 Comparison between numerical simulation results and experimental results

入 RTE 公式可得:

$$\text{RTE} = \frac{2F\mu_f \times N(\text{H}_2, \text{tot}) \times V_{\text{FC}} - W_{\text{air, FC}} - W_{\text{oth, FC}}}{2F \times N(\text{H}_2, \text{tot}) \times V_{\text{EC}} + \frac{N(\text{H}_2, \text{tot})}{\mu_s} \Delta H_{\text{steam}} + W_{\text{air, EC}} + W_{\text{heat}} + W_{\text{oth, EC}}} \times 100\% \quad (21)$$

将上式右侧同时除以总储氢量得:

$$\text{RTE} = \frac{2F\mu_f V_{\text{FC}} - \frac{W_{\text{air, FC}}}{N(\text{H}_2, \text{tot})} - \frac{W_{\text{oth, FC}}}{N(\text{H}_2, \text{tot})}}{2FV_{\text{EC}} + \frac{\Delta H_{\text{steam}}}{\mu_s} + \frac{W_{\text{air, EC}}}{N(\text{H}_2, \text{tot})} + \frac{W_{\text{heat}}}{N(\text{H}_2, \text{tot})} + \frac{W_{\text{oth, EC}}}{N(\text{H}_2, \text{tot})}} \times 100\% \quad (22)$$

由上式可知 RSOC 氢储能系统的 RTE 与 FC 模式的工作电压和燃料利用率成正比, 与 FC 模式单位氢气量的 BOP 耗功成反比; 与 EC 模式的工作电压成反比, 与水蒸气利用率成正比, 与 EC 模式下单位氢气量的 BOP 耗功成反比。同时, 由式(22)可知在评价 BOP 功耗对系统 RTE 的影响时需要采用单位氢气量的功耗, 这是因为 RSOC 电堆在 FC 与 EC 模式的工作电流差别较大, 一般 EC 模式电流远大于 FC 模式, 即 RSOC 电堆在 FC 与 EC 模式下单位时间氢气消耗量和生成量的差距比较大, 直接用系统 BOP 部件的功率进行效率分析会得到不合理的结果。

在式(22)中忽略 BOP 的功耗可得到 RSOC 电堆的循环效率, 即:

$$\text{RTE}_{\text{stack}} = \frac{\mu_f V_{\text{FC}}}{V_{\text{EC}}} \times 100\% \quad (23)$$

上式表示 RSOC 电堆在储-放电循环过程中的能量转化效率, 与文献中直接采用 FC 与 EC 工作电压之比作为电堆 RTE 定义不同^[16], 本工作采用燃料利用率修正 FC 模式工作电压, 这是因为电堆 RTE 为能量转化效率, 必须用燃料利用率修正才能表示每消耗单位摩尔氢气量电堆的发电量。

RSOC 电堆的 RTE 也代表储能系统的最大理论 RTE, 由上式可知, 系统的理论 RTE 与 RSOC 操作电压直接相关, 且与 FC 模式燃料利用率成正比。当系统在 EC 模式下工作电压为热中性电压, 即电堆电解效率为 100% 时, 上式也表示电堆在 FC 模式下的能量转化效率, 也即将氢气化学能转化为电能的效率, 此时电堆 RTE 主要取决于 FC 模式下的发电效率。750℃ 时, 氢气的热中性电压为 1.284 V, 取 FC 模式工作电压为 0.85 V、燃料利用率为 80%, 系统的理论 RTE 约为 52.96%, 这是在系统不引入其他能量时所能达到的最大理论储电效率, 值得注意的是表 1 中报道的一些结果大于系统理论 RTE, 这可能是由于文献中采用的工作电压不

同, 或者有些系统中可能引入了其他做功部件。

本工作模拟中, RSOC 电堆电池片设定为 300 片, 各电池片之间连接(串联或并联)不会影响计算结果。电堆工作温度为 750℃、忽略其他功耗, 由上述模型分别计算系统在 FC 模式下工作电压为 0.85 V、燃料利用率为 0.8、空气过量系数为 10 时, 单位摩尔氢气的风机功耗为 5.978 kJ/mol; EC 模式下工作电压为 1.284 V, 水蒸气利用率为 0.75, 计算此时水蒸发器、风机和预热器单位摩尔氢气的功耗分别为 63.387 kJ/mol、0.21 kJ/mol 和 5.81 kJ/mol。将上述值分别代入式(22)计算可得此时系统的 RTE 约为 39.42%。与理论 RTE 52.96% 相比降低了约 13 个百分点, 同时这一数值也小于表 1 中的结果, 主要是计算中的操作参数未经过优化, 这一结果也表明了操作参数优化对提高系统 RTE 至关重要。

当 RSOC 氢储能系统在 FC 与 EC 模式下采用相同的电堆, 此时 EC 模式的制氢速率与 FC 模式的氢消耗速率之比对确定系统在两种模式下的运行时间非常关键, 也是系统设计的关键参数之一, 其可定义为:

$$\text{RHPC} = \frac{N(\text{H}_2, \text{EC})}{N(\text{H}_2, \text{FC})} = \mu_f \frac{I_{\text{EC}}}{I_{\text{FC}}} \quad (24)$$

式中, RHPC 为 EC 模式氢气生成速率与 FC 模式氢气消耗速率之比。由法拉第定律可知, RHPC 也与 RSOC 电堆在 EC 与 FC 模式下的工作电流和燃料利用率有关。通常情况下 RSOC 电堆在 EC 模式下的工作电流要大于 FC 模式, 因此系统在 EC 模式下工作时间要小于 FC 模式。

RSOC 氢储能系统在 EC 和 FC 模式下的总功率是系统容量设计的关键参数之一。一般 RSOC 电堆 EC 模式下功率远大于 FC 模式, 因此 RSOC 氢储能系统在 EC 模式下的功率要远高于 FC 模式下, 如何匹配两种模式下的功率也是系统设计需要考虑的重要问题之一。

4 关键参数对RSOC氢储能系统性能参数的影响规律

由式(22)可知系统RTE主要受RSOC电堆工作电压、燃料利用率、水蒸气利用率和风机功耗等影响,因此,本工作利用前述模型对这些关键参数进行敏感性分析,研究这些参数对系统RTE、RHPC和功率的影响规律。

4.1 RSOC工作电压

图3为固定EC模式电压为1.284 V,改变FC模式工作电压时,系统RTE、RHPC和FC模式输出功率变化曲线。由图可知:随着FC模式电压逐渐增大,FC模式的发电效率EFC逐渐增大,因此系统的RTE逐渐增大;电池操作电压由0.75 V增大到0.95 V时,RTE由34.62%增加到42.03%,增幅为7.41%。但是随着FC模式电压增大,系统在FC模式下的输出功率直线下降,由13.36 kW降至仅0.52 kW;同时,系统的RHPC先会逐渐增大,但当电压高于0.93 V以后会迅速增加。由这一结果可知,RSOC在FC模式保持较高的运行电压对提高系统RTE有利,但过高的操作电压会降低系统在FC模式下的输出功率,增大系统在FC模式下的运行时间,尤其是当电压高于0.93 V以后,FC模式运行时间远大于EC模式运行时间。

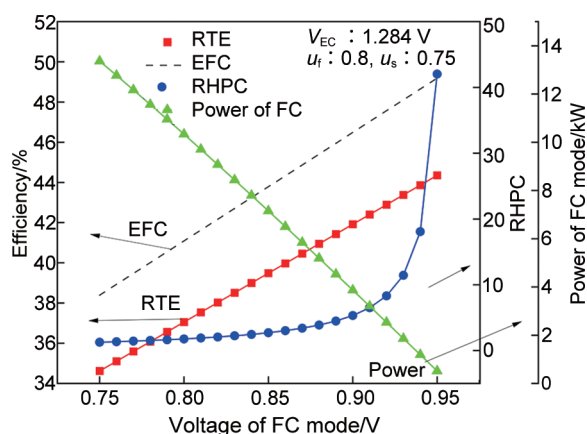


图3 系统RTE、RHPC和FC模式功率随FC模式RSOC工作电压的变化曲线

Fig. 3 Variation curves of system RTE, RHPC, and FC mode power with FC mode RSOC operating voltage

EC模式电压为1.84 V时,其制氢效率EEC约为93.68%,而FC模式发电效率EFC仅为38.4%~

49.19%,系统RTE较低的主要原因是系统在FC模式的发电效率太低,因此,如何提高系统在FC模式下的发电效率是提高系统RTE的关键因素之一。

图4是固定FC模式电压为0.85,改变EC模式电压时,系统RTE、RHPC和EC模式功率的变化曲线。由图可知,EC模式电压变化时,系统的制氢效率EEC和RTE基本不变。这是因为当系统在无外部热源引入时,系统的制氢效率不可能超过100%。当EC模式电压小于热中性电压时,RSOC电堆制氢效率可超过100%,但为了维持电堆工作温度稳定,制氢反应需要的吸热量需要由外部供给,也即增加了气体预热器的耗电;当EC模式电压高于热中性电压时,RSOC电堆制氢效率会降低,但电堆发热通过回热系统可用于水的蒸发,进而降低水蒸发器的电功;因此,当系统无外部热源时,EC模式电压改变不会影响系统的制氢效率EEC与RTE,电压的改变只是改变了电功在不同模块中的分配。同时,当电压偏离热中性电压时,采用气体为电堆供热(低于热中性电压)或散热(高于热中性电压)会在电堆内产生一定的温度梯度,降低电堆寿命。

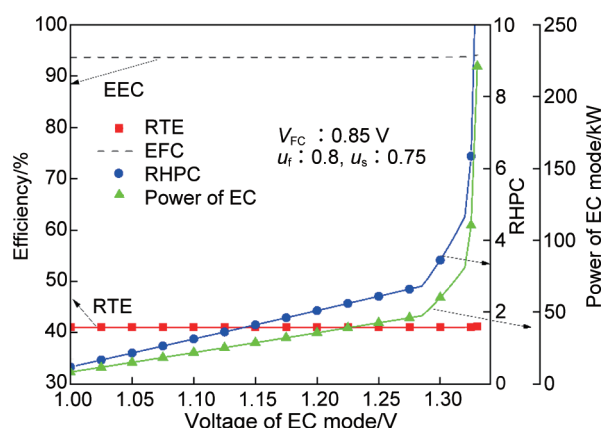


图4 系统RTE、RHPC和EC模式功率随EC模式RSOC工作电压的变化曲线

Fig. 4 Variation curves of system RTE, RHPC, and EC mode power with operating voltage of EC mode RSOC

由图4还可知,随EC模式电压增大,电解功率和RHPC均会逐渐增大,且当电解电压高于1.3 V时,电解功率和RHPC增加速率会迅速增大。

综合分析RSOC工作电压的影响可知,当无外部热源时,EC模式电压变化基本不影响系统RTE,

因此热中性电压是系统在EC模式下工作电压的优选；同时，系统RTE较低的关键因素是系统在FC模式下的发电效率太低，提高FC模式电压可有效提高EFC，进而提高系统RTE，因此FC模式下应选用较大的工作电压。但是，FC模式电压增大会降低FC模式的发电功率和增大RHPC，这对系统容量配置、EC与FC模式运行时间和系统成本有重要影响，在实际选择时需要综合考虑。

4.2 燃料利用率和蒸汽利用率

FC模式下的燃料利用率会直接影响系统在FC模式下的发电效率，进而影响系统的RTE。图5为固定RSOC电压，改变燃料利用率时，系统RTE、RHPC和FC模式发电功率的变化曲线。由图可知，随燃料利用率的增加，系统RTE会显著增大，当燃料利用率由70%增大到90%时，系统RTE会由32.42%增大到41.68%，增加幅度约为7.26%。同时，随着燃料利用率的增大，RSOC电堆的性能会逐渐下降，进而导致系统在FC模式下的发电功率逐渐降低，系统RHPC逐渐增大。不过，在本工作燃料利用率变化范围内，FC模式发电功率和RHPC的变化幅度均较小，其对系统的设计影响不大。

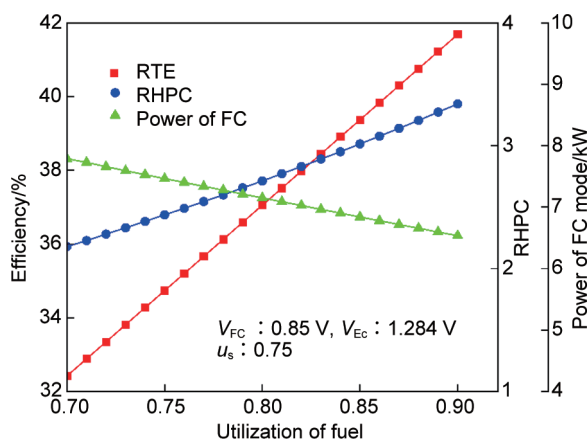


图5 系统RTE、RHPC和FC模式功率随燃料利用率的变化曲线

Fig. 5 Variation curves of system RTE, RHPC, and FC mode power with fuel utilization efficiency

EC模式下的水蒸气利用率会影响水蒸发器的电耗，进而影响系统RTE。图6为固定RSOC电压，改变水蒸气利用率时，系统RTE、RHPC和EC模式功率的变化曲线。由图可知，随着水蒸气利用率增大，系统RTE也会逐渐增大，水蒸气利

用率由50%增大到90%时，RTE由37.12%增大到42.51%，增加幅度约为5.39%，略小于燃料利用率的影响。同时，水蒸气利用率的提高，也会一定程度上降低RSOC电堆的电解性能，进而降低系统的RHPC和EC模式功耗。不过在本工作研究范围内，RHPC和EC模式功耗变化较小，其对系统设计的影响也较小。

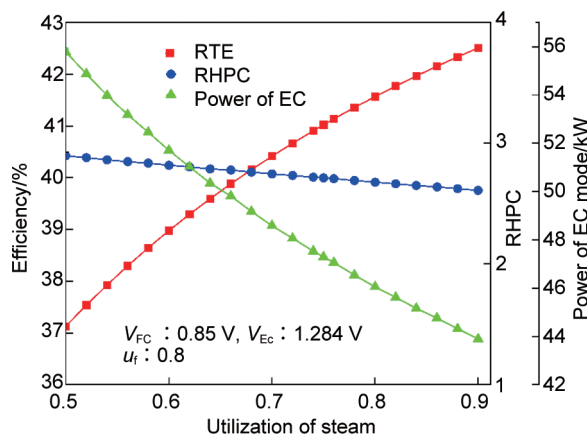


图6 系统RTE、RHPC和EC模式功率随水蒸气利用率的变化曲线

Fig. 6 Variation curves of system RTE, RHPC, and EC mode power with water vapor utilization efficiency

综合上述研究可知，增加系统燃料利用率和水蒸气利用率均可以有效提高系统RTE，同时对系统RHPC和功率影响较小。由于RSOC电堆材料与寿命限制，燃料利用率和水蒸气利用率不能太高，在系统中引入反应物再循环模块可以有效提高反应物的利用率。例如，在FC模式下，引入燃料再循环可实现燃料利用率为100%，此时系统的RTE可达49.71%；不过反应物再循环也会增大系统的功耗和投资，实际系统设计中需要综合考虑。

4.3 过量空气系数与风机升压比

RSOC电堆在FC模式下会产生大量热量，为维持电堆工作温度稳定，一般通入过量空气为电堆散热。但随着空气流量增大，空气风机功耗会逐渐增大，降低系统在FC模式下的发电效率和系统RTE。例如，前文计算FC模式下风机功耗约为5.978 kJ/mol，占电堆输出功的4.56%，降低风机功耗可以在一定程度上，提高系统在FC模式下的发电效率和系统RTE。

基于等熵压缩，空气风机的功耗可由下式计算：

$$P_{\text{blower}} = \frac{1}{\eta} \frac{\gamma R T_{\text{in}}}{\gamma - 1} \left[\left(\frac{p_{\text{out}}}{p_{\text{in}}} \right)^{\frac{\gamma-1}{\gamma}} - 1 \right] [2.38\alpha \times N(\text{H}_2)] \quad (25)$$

式中, η 为风机压缩效率; γ 为空气的绝热指数。由上式可知, 风机的功耗主要取决于空气的过量系数 α 和风机的升压比, 而风机的升压比主要取决于空气气路的流动阻力。

图7为固定RSOC工作电压, 改变FC模式下空气过量系数时, 系统RTE和FC模式电堆进出口气体温差的变化曲线。由图可知, 随着空气过量系数的降低, 系统RTE会线性增大, 当空气过量系数由15降至3时, RTE由38.54%增至40.81%, 增幅约为2.27%。不过空气过量系数的降低会导致电堆在FC模式下进出口温差增大, 由图可知, 随着空气过量系数降低, 电堆进出口温差先缓慢增加, 而后迅速增大; 本模型中, 当空气过量系数小于9时, 电堆进出口温差会大于100℃。

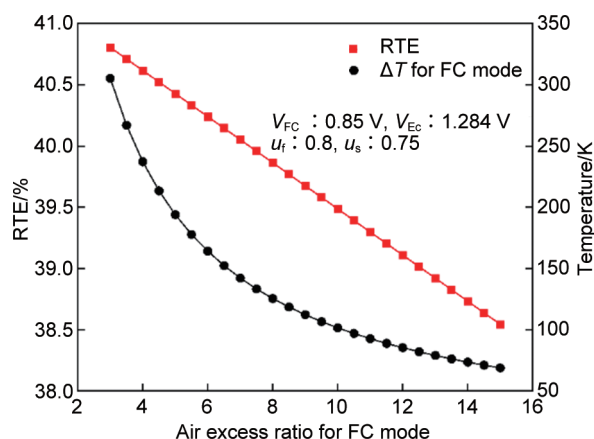


图7 系统RTE和FC模式下电堆进出口温差随空气过量系数的变化曲线

Fig. 7 Variation curve of inlet and outlet temperature difference of fuel cell stack with excess air coefficient in RTE and FC modes of system

图8为固定空气过量系数为10时, 改变空气的流动阻力时, 系统RTE的变化曲线。由图可知随着空气流动阻力的降低, 也即风机的升压比降低, 系统RTE会线性增加。当空气阻力由30 kPa降低至1 kPa时, 系统RTE由36.08%增加至41.18%, 增幅为5.1%。

由上述结果可知, 降低空气过量系数和空气流动阻力均可以降低风机功耗, 进而提高系统RTE, 不过空气过量系数的降低会导致FC模式电堆进出口温差增大, 影响电堆安全运行, 实际设计时需综

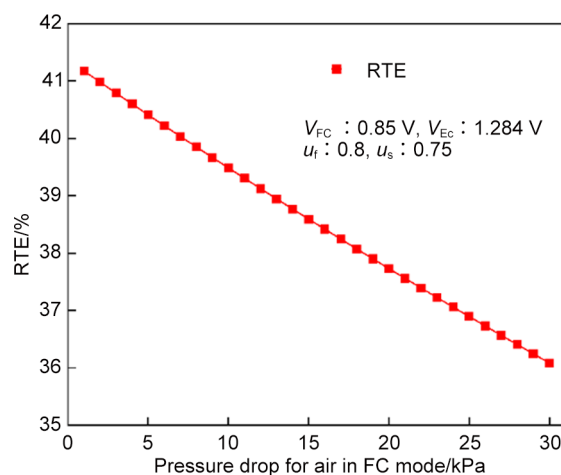


图8 系统RTE随FC模式下空气压降的变化曲线
Fig. 8 Variation curve of system RTE with air pressure drop in FC mode

合考虑。此外, 优化风机结构, 提高压缩机的工作效率也是降低风机功耗的有效方法。

4.4 回热

RSOC在FC模式下会产生大量热能, 而在EC模式下需要吸热, 同时水的蒸发也需要消耗大量电功。如前文计算基础工况下, EC模式水的蒸发功耗约占总功耗的19.98%, 因此, 采用蓄热模块把系统在FC模式下的产热储存起来用于EC模式, 可以大大降低系统在EC模式下的电功, 提高EC模式的电解效率和系统RTE, 这也是许多文献中普遍采用的RSOC系统RTE优化措施^[14, 18-19]。本工作重点理论研究回热耦合对系统RTE的影响规律和热量耦合的潜力, 并不涉及具体的储热方式。

FC模式下的热量来源由两方面组成, 一个是电堆内电化学反应产热, 另一个是当燃料利用率小于100%时, 未利用燃料的燃烧产热; 由于燃料燃烧产热量很大, 对系统回热系统设计与RTE影响很大, 因此本工作研究分为燃料利用率小于100%和等于100%两个方面。

当燃料利用率小于100%时, 氢气燃烧可以产生大量高品位热量, 利用这一热量不仅可以用于EC模式水蒸发, 还可以用于气体预热器吸热, 降低EC模式电压, 提高EC模式的电解效率。图9和图10分别为燃料利用率小于100%时, 系统RTE和FC模式产热量随燃料利用率的变化曲线。由图9可知, 系统RTE会随燃料利用率增大而逐渐增加与前文结论一致, 但由于此时系统将FC模式产热用于EC模式水蒸发器和预热器, EC模式功耗会大大

降低, 系统 RTE 的绝对值远大于图 5 结果。同时, 随着 EC 模式电压降低, 系统 RTE 会逐渐增大, 这与图 4 结果不同, 这是由于系统 EC 模式气体预热由 FC 模式产热供给, 因此随电解电压降低, 电解效率提高, 系统 RTE 也随之提高。

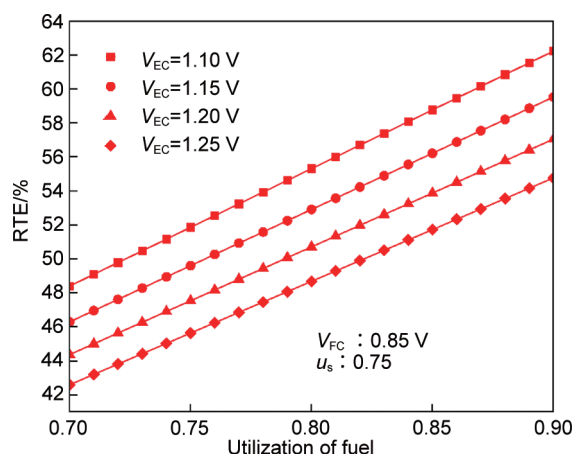


图 9 有回热时, 系统 RTE 随燃料利用率的变化曲线
Fig. 9 When there is heat recovery, curve of system RTE changing with fuel utilization rate

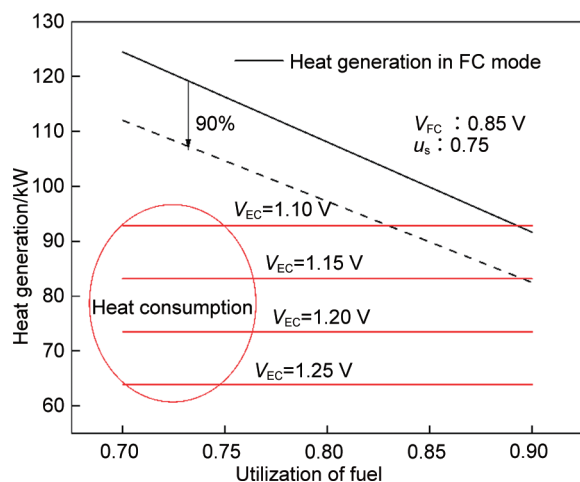


图 10 有回热时, FC 模式下发热量随燃料利用率的变化曲线
Fig. 10 When there is heat recovery, variation curve of heat generation with fuel utilization efficiency in FC mode

由图 10 可知, 随着燃料利用率增大, FC 模式产热量逐渐降低 (燃料燃烧产热量按低热值计算)。EC 模式下水蒸发器与气体预热器总需热量由图中红线表示, 且随 EC 模式电压降低, 总需热量逐渐增大。对比 FC 模式产热量与 EC 模式吸热量可知, 大多数情况下 FC 模式的产热量要远大于 EC 模式

吸热量; 但随着燃料利用率增加、EC 模式电压降低, FC 模式的产热量会小于 EC 模式吸热量, 尤其是考虑到一定的传热损失 (图中虚线为考虑 90% 换热损失) 时, FC 模式产热量可能无法覆盖 EC 模式吸热量, 因此, 在这种回热模式下, 燃料利用率和 EC 模式电压需要综合确定。

当燃料利用率为 100% 时, FC 模式产热为电堆电化学反应热, 其产热温度受电堆反应温度控制, 一般只能用于 EC 模式水蒸发吸热。图 11 为燃料利用率为 100% 时, 系统 RTE 和 FC 模式产热随 FC 模式电压的关系。由图可知, 在这种回热模式下系统可以实现非常高的 RTE, 例如: FC 模式电压为 0.85 V 时, 系统 RTE 可达 62.27%, 且随 FC 模式操作电压增大而逐渐增加, 当 FC 模式电压为 0.95 V 时, 系统 RTE 可达 69.88%, 远高于前述所有工况。可见, FC 模式燃料利用率为 100% 和有效回热是 RSOC 氢储能系统实现高 RTE 的有效措施。

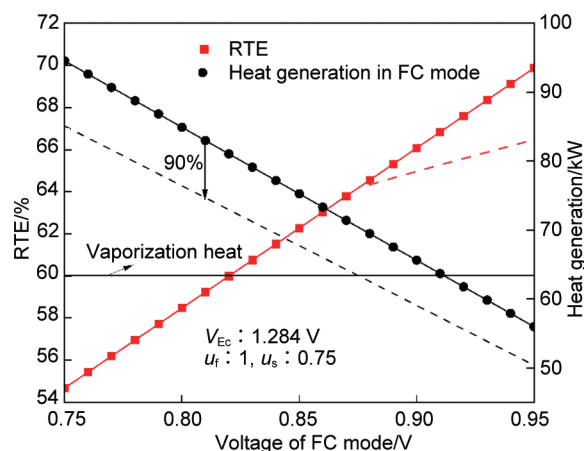


图 11 燃料利用率为 100% 时, 系统 RTE 随 FC 模式工作电压的变化曲线
Fig. 11 When fuel utilization rate is 100%, variation curve of system RTE with FC mode operating voltage

RSOC 电堆电化学反应热与工作电压成反比, 由图 11 可知, 系统的产热量随操作电压增加而逐渐降低; 当 FC 模式电压大于 0.87 V 时, FC 模式电堆产热小于水蒸发的需热量 (按 90% 热损失计算); 此时, 若采用电功补足, 系统 RTE 由图中红色虚线表示, 由图可知此时系统 RTE 仍然会缓慢升高。但是由前述研究可知, 过大的 FC 模式电压会导致系统 FC 模式发电功率大幅降低, 系统 RHPC 大幅增加, 因此, 在这种回热模式下, 选择

合适的FC模式电压需要综合系统效率、功率与运行时间确定。

5 结 论

通过分析当前基于RSOC的氢储能系统设计,提出了一个通用的RSOC氢储能系统架构,并建立了RSOC氢储能系统的模型,用于研究系统工作性能关键影响因素与制约关系。通过分析系统循环储能效率(RTE)的定义,建立了系统RTE与系统关键参数间的关系,确定了评估与优化系统RTE的关键参数,并首次提出采用单位摩尔氢气的功耗来衡量系统中各个模块功耗对系统RTE的影响。此外,基于RSOC电堆工作特性,提出了系统在EC模式下制氢速率与FC模式下耗氢速率之比(RHPC)这一参数,用于确定系统在EC模式与FC模式的运行时间。

基于系统模型,对影响系统性能的关键参数,包括FC与EC模式操作电压、燃料利用率与水蒸气利用率、空气过量系数和回热方式,进行了敏感性分析,具体研究结论如下:

(1) RSOC电堆RTE代表氢储能系统的最高RTE,其与FC模式工作电压和燃料利用率成正比,与EC模式工作电压成反比。通过提高FC模式电压可有效提高系统RTE,但过高FC模式电压会降低系统发电功率、提高系统RHPC,对系统设计与运行有重要影响。在无外界热能耦合时,改变EC模式电压不会改变系统RTE,但系统EC模式功率和RHPC会随着电解电压的增大而增加。

(2) 提高燃料利用率可以有效提高系统RTE,并在一定程度上提高系统发电功率、降低系统RHPC。提高水蒸气利用率也可在一定程度上提高系统RTE,并略微降低系统EC模式功率和RHPC。

(3) 降低空气过量系数和空气流动阻力可以降低风机功耗,进而提高系统在FC模式下的发电效率和系统RTE,但降低空气过量系数会增大RSOC电堆内温差,需综合优化。

(4) 采用回热方式,即将FC模式产热用于EC模式可以有效提高系统效率,这主要是由于系统EC模式下水蒸发功耗占总功耗的19.98%,采用蓄热方式将FC模式产热用于水蒸发功耗,甚至反应器预热功耗,可以大幅提高系统RTE。例如本工作在100%燃料利用率下,采用回热将FC产热用于

水蒸发,系统RTE可达62.27%。

参 考 文 献

- [1] YANG Y P, LEI J Y, HUANG X R, et al. Recent development in reversible solid oxide fuel cells: Theory, integration and prospective[J]. ChemElectroChem, 2024, 11(6): e202300593. DOI: 10.1002/celec.202300593.
- [2] 牟树君, 林今, 邢学韬, 等. 高温固体氧化物电解水制氢储能技术及应用展望[J]. 电网技术, 2017, 41(10): 3385-3391. DOI: 10.13335/j.1000-3673.pst.2017.1689.
- MU S J, LIN J, XING X T, et al. Technology and application prospect of high-temperature solid oxide electrolysis cell[J]. Power System Technology, 2017, 41(10): 3385-3391. DOI: 10.13335/j.1000-3673.pst.2017.1689.
- [3] 郑新宇, 徐咏, 谢睿杰, 等. 中国氢能发展路径及突破口: 基于美国氢能战略转型与中美氢能发展差异化的启示[J]. 储能科学与技术, 2025, 14(12): 4654-4671. DOI: 10.19799/j.cnki.2095-4239.2025.0575.
- ZHENG X Y, XU Y, XIE R J, et al. Pathways and breakthroughs in China's hydrogen development: Lessons from US strategy evolution and China-US comparative analysis[J]. Energy Storage Science and Technology, 2025, 14(12): 4654-4671. DOI: 10.19799/j.cnki.2095-4239.2025.0575.
- [4] GLENK G, REICHELSTEIN S. Reversible power-to-gas systems for energy conversion and storage[J]. Nature Communications, 2022, 13: 2010. DOI: 10.1038/s41467-022-29520-0.
- [5] 朱冕, 赵加佩, 李欣珂, 等. 可逆固体氧化物燃料电池(rSOFC)技术的研究进展[J]. 电源技术, 2020, 44(3): 469-474. DOI: 10.3969/j.issn.1002-087X.2020.03.040.
- ZHU M, ZHAO J P, LI X K, et al. Research status and prospects of reversible solid oxide fuel cell (rSOFC) technology[J]. Chinese Journal of Power Sources, 2020, 44(3): 469-474. DOI: 10.3969/j.issn.1002-087X.2020.03.040.
- [6] VENKATARAMAN V, PÉREZ-FORTES M, WANG L G, et al. Reversible solid oxide systems for energy and chemical applications-Review & perspectives[J]. Journal of Energy Storage, 2019, 24: 100782. DOI: 10.1016/j.est.2019.100782.
- [7] 姚昊天, 董珊芝, 郝杨, 等. 固体氧化物电解池材料和结构优化的研究进展[J]. 储能科学与技术, 2026, 15(1): 58-83.
- YAO H T, DONG S Z, HAO Y, et al. Research progress on material and structural optimization of solid oxide electrolyzer cells[J]. Energy Storage Science and Technology, 2026, 15(1): 58-83.
- [8] 葛奔, 艾德生, 林旭平, 等. 固体氧化物电解池技术应用研究进展[J]. 科技导报, 2017, 35(8): 37-46. DOI: 10.3981/j.issn.1000-7857.2017.08.004.
- GE B, AI D S, LIN X P, et al. Progress on application of solid oxide electrolysis cells[J]. Science & Technology Review, 2017, 35(8): 37-46. DOI: 10.3981/j.issn.1000-7857.2017.08.004.
- [9] WANG H M, XU H. Design and optimization of solar-driven reversible solid oxide cell-based polygeneration system for

- residential buildings[J]. *Energy Conversion and Management*, 2025, 323: 119279. DOI: 10.1016/j.enconman.2024.119279.
- [10] LIANG Y C, WANG J M, LING X J, et al. Energy, exergy and economic (3E) analysis of a novel hydrogen storage/power generation system based on a reversible solid oxide fuel cell[J]. *Renewable Energy*, 2025, 253: 123643. DOI: 10.1016/j.renene.2025.123643.
- [11] 廖天军, 韩冬冰, 杨智敏, 等. 太阳能驱动固体氧化物电解池-碱金属热电器集成系统的优化匹配研究[J]. *中国科学(技术科学)*, 2025, 55(5): 836-848. DOI: 10.1360/SST-2024-0266.
- LIAO T J, HAN D B, YANG Z M, et al. Optimal matching of a solar-driven hybrid system that integrates a solid oxide electrolysis cell and tandem alkali metal thermoelectric devices [J]. *Scientia Sinica Technologica*, 2025, 55(5): 836-848. DOI: 10.1360/SST-2024-0266.
- [12] AGHAZIARATI Z, AMERI M, BIDI M. A year-round investigation of an integrated system based on reversible solid oxide cell[J]. *Energy Conversion and Management*, 2024, 311: 118553. DOI: 10.1016/j.enconman.2024.118553.
- [13] 姚文岐, 王江江, 邓宇, 等. 基于太阳能全光谱利用的固体氧化物电解池系统性能分析[J]. *工程热物理学报*, 2024, 45(5): 1264-1274.
- YAO W Q, WANG J J, DENG Y, et al. Performance analysis of solid oxide electrolysis cell system based on full-spectrum utilization of solar energy[J]. *Journal of Engineering Thermophysics*, 2024, 45(5): 1264-1274.
- [14] FICILI M, COLBERTALDO P, CAMPANARI S, et al. Investigating the partial load of reversible solid oxide cell systems: A focus on balance of plant and thermal integration[J]. *Applied Energy*, 2025, 391: 125876. DOI: 10.1016/j.apenergy.2025.125876.
- [15] REZNICEK E, BRAUN R J. Techno-economic and off-design analysis of stand-alone, distributed-scale reversible solid oxide cell energy storage systems[J]. *Energy Conversion and Management*, 2018, 175: 263-277. DOI: 10.1016/j.enconman.2018.08.087.
- [16] MOTTAGHIZADEH P, SANTHANAM S, HEDDRICH M P, et al. Process modeling of a reversible solid oxide cell (r-SOC) energy storage system utilizing commercially available SOC reactor[J]. *Energy Conversion and Management*, 2017, 142: 477-493. DOI: 10.1016/j.enconman.2017.03.010.
- [17] HOSSEINPOUR J, RIZVANDI O B, BRAUN R J. Performance analysis of a MW-scale reversible solid oxide cell energy storage system utilizing steam-hydrogen chemistry[J]. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2025, 99: 364-382. DOI: 10.1016/j.ijhydene.2024.12.209.
- [18] HWANG H, LIM Y, CHOI W. Reversible solid oxide cell system with thermocline-type thermal energy storage: Numerical and techno-economic analysis[J]. *Energy Conversion and Management*, 2024, 314: 118652. DOI: 10.1016/j.enconman.2024.118652.
- [19] AMLADI A, VENKATARAMAN V, WOULDSTRA T, et al. Hot air recirculation enlarges efficient operating window of reversible solid oxide cell systems: A thermodynamic study of energy storage using ammonia[J]. *Applied Energy*, 2024, 355(C): DOI: 10.1016/j.apenergy.2023.122276.
- [20] WANG Y Q, BANERJEE A, WEHRLE L, et al. Performance analysis of a reversible solid oxide cell system based on multi-scale hierarchical solid oxide cell modelling[J]. *Energy Conversion and Management*, 2019, 196: 484-496. DOI: 10.1016/j.enconman.2019.05.099.
- [21] KAZEMPOOR P, BRAUN R J. Model validation and performance analysis of regenerative solid oxide cells for energy storage applications: Reversible operation[J]. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2014, 39(11): 5955-5971. DOI: 10.1016/j.ijhydene.2014.01.186.
- [22] WENDEL C H, BRAUN R J. Design and techno-economic analysis of high efficiency reversible solid oxide cell systems for distributed energy storage[J]. *Applied Energy*, 2016, 172: 118-131. DOI: 10.1016/j.apenergy.2016.03.054.
- [23] WANG C, ZHU J, NI M, et al. Reversible solid oxide cells-based hydrogen energy storage system for renewable solar power plants[J]. *Energy Conversion and Management*, 2024, 319: 118924. DOI: 10.1016/j.enconman.2024.118924.
- [24] WANG C, LI Z, ZHU M, et al. Improving the performance and economics of reversible solid oxide cell-based hydrogen energy storage systems through the utilization of renewable alternative fuels[J]. *Fuel*, 2024, 375: 132484. DOI: 10.1016/j.fuel.2024.132484.
- [25] FRANK M, DEJA R, PETERS R, et al. Bypassing renewable variability with a reversible solid oxide cell plant[J]. *Applied Energy*, 2018, 217: 101-112. DOI: 10.1016/j.apenergy.2018.02.115.
- [26] PERNA A, MINUTILLO M, JANNELLI E. Designing and analyzing an electric energy storage system based on reversible solid oxide cells[J]. *Energy Conversion and Management*, 2018, 159: 381-395. DOI: 10.1016/j.enconman.2017.12.082.
- [27] FERRERO D, LANZINI A, LEONE P, et al. Reversible operation of solid oxide cells under electrolysis and fuel cell modes: Experimental study and model validation[J]. *Chemical Engineering Journal*, 2015, 274: 143-155. DOI: 10.1016/j.cej.2015.03.096.