

doi: 10.19562/j.chinasae.qcgc.2025.01.009

燃料电池氢气系统自适应滑模解耦控制研究*

朱仲文,程谭龙,江维海,周定华,李丞,季传龙

(合肥工业大学汽车工程技术研究院,合肥 230009)

[摘要] 有效的燃料电池氢气系统控制策略可以改善系统动态性能并延长使用寿命,本文针对循环泵型燃料电池氢气系统,提出了基于梯度寻优的自适应滑模解耦控制策略。首先基于Simulink搭建了燃料电池氢气系统模型,基于该模型设计了解耦滑模控制器在补偿模型精度不准的同时实现了流量和压力的解耦,并通过李雅普诺夫原理证明了反馈控制率的稳定性。然而,滑模控制存在动态响应性能和抖振相矛盾的问题,对此,本研究进一步设计了基于梯度下降的滑模控制参数自适应寻优方法,并通过前馈控制器提高变载时的系统稳定性,同时采用滑模调优参数Map自学习的方式,在保证闭环系统稳定的同时解决了瞬态工况下的梯度寻优延迟问题。结果表明:本文设计的结合前馈的自适应滑模解耦控制器超调量较小,响应时间较短,鲁棒性较高;阴阳极压差最大值约为0.01 bar,流量供给误差最大为0.015 g/s;能够在0.02 s内迅速响应变载运行时氢气压力和流量的变化需求;相比于前馈修正之前,电堆启动工况下的压力波动降低了0.122 bar;扰动作用下,系统稳定性保持良好,氢气压力波动最大为0.01 bar。

关键词: 燃料电池;滑模控制;解耦控制;梯度下降;前馈控制

Research on Adaptive Sliding Mode Decoupling Control of FC Hydrogen System

Zhu Zhongwen, Cheng Tanlong, Jiang Weihai, Zhou Dinghua, Li Cheng & Ji Chuanlong

Automotive Engineering Technology Research Institute, Hefei University of Technology, Hefei 230009

[Abstract] An effective control strategy for fuel cell hydrogen systems can improve system dynamic performance and extend service life. In this paper, an adaptive sliding mode decoupling control strategy based on gradient optimization is proposed for circulating pump fuel cell hydrogen systems. Firstly, a fuel cell hydrogen system model is built based on Simulink. Based on this model, a decoupled sliding mode controller is designed to compensate for inaccurate model accuracy while achieving decoupling of flow and pressure. The stability of the feedback control rate is demonstrated through Lyapunov principle. However, sliding mode control has the problem of conflicting dynamic response performance and chattering. In response to this, in this study a gradient descent based sliding mode control parameter adaptive optimization method is further designed, and the system stability under variable loads is improved through a feedforward controller. At the same time, the sliding mode optimization parameter MAP self-learning method is adopted to solve the gradient optimization delay problem under transient conditions while ensuring the stability of the closed-loop system. The results show that the adaptive sliding mode decoupling controller combined with feedforward designed in this paper has small overshoot, short response time, and high robustness. The maximum pressure difference between the anode and cathode is about 0.01 bar, and the maximum flow supply error is 0.015 g/s, which is capable of quickly responding to changes in hydrogen pressure and flow rate during variable load operation within 0.02 seconds. Compared to that before feedforward correction, the pressure fluctuation during

* 安徽省科技重大专项(202203a05020006)、先进内燃动力全国重点实验室开放课题重点项目“重载燃料电池系统能量管理策略研究”(K2023-02)和中央高校基本科研业务费专项资金(JZ2024HG TB0234)资助。

原稿收到日期为2024年07月23日,修改稿收到日期为2024年08月25日。

通信作者:江维海,副研究员,博士,E-mail:jiangweihai@hfut.edu.cn。

the start-up condition of the fuel cell stack has decreased by 0.122 bar. Under disturbance, the system stability remains good, and the maximum fluctuation of hydrogen pressure is 0.01 bar.

Keywords: fuel cell; sliding model control; decoupling control; gradient decline; feedforward control

前言

21世纪车辆面临的最大挑战之一是需要一种清洁能源,既能够处理日益严峻的环境问题,又能够成为化石燃料的替代品,而燃料电池作为清洁能源逐渐应用于国内百千瓦级别商用车^[1]。

合理的氢气控制系统不仅能够提高氢气利用率,也能够提高优化电堆工作环境,进而提高燃料电池寿命。一般采用氢气再循环方式将未反应的氢气再次循环利用,从而提高氢气的利用率^[2],同时氢气再循环还能夹带出电堆内部水汽,从而缓解电堆内水淹现象。氢气再循环系统中循环装置的合理控制直接影响氢气再循环效果。氢气循环泵工作受电堆阳极出入口的压力影响比较小,能够覆盖电堆全工况氢气再循环需求,因此被广泛使用。

氢气系统需要将罐体储存的30~70 MPa的高压氢气减压到合适压力,并通过比例流量阀调节到合适的流量。值得注意的是进入阴阳极气体压力差过大会损坏脆弱的质子交换膜,需要控制阴阳极气体供给压差在合理值之内^[3],而阳极减压过程相较于阴极气体升压过程产生的寄生功率较小,所以一般控制阳极压力跟随阴极压力。电堆未反应完全的氢气需要再循环到阳极入口时,其压力会低于需求值,所以需要通过循环泵对再循环氢气二次增压。

值得注意的是循环泵加压时会产生流量扰动,从而影响比例阀开度,而比例阀开度变化同样也会产生压力扰动影响循环泵出口氢气压力,所以比例流量阀和循环泵的出口流量与压力存在着强耦合关系^[4-5],导致比例流量阀的开度以及循环泵转速难以调节。Zhan等^[6]通过设计模糊控制器不断计算PI控制器最优参数,从而调节氢气流量,Ye等^[7]则通过模糊控制调节氢气压力,缓解了负载急剧变化导致的氢气压力波动,Souissi等^[8]通过设计自适应滑模控制器调节氢气压力并实现电堆最大功率点跟踪。然而,上述研究忽略了氢气流量和压力的耦合情况,极易出现局部氢饥饿现象。

在解耦控制方面,学者的研究重心集中于阴极

侧^[9],忽略了阳极解耦控制的重要性。张辉等^[10]通过设计解耦矩阵理论上实现了流量和压力解耦,但是矩阵解耦对参数误差敏感性较高,且需要模型有较高精度,对于复杂的燃料电池系统设计起来较为复杂。而滑模控制对系统参数的不确定性、外部扰动及非线性因素具有很强的鲁棒性,并且其响应速度快,收敛性强,能够很好地适用于燃料电池系统^[11-12]。故本文将流量和压力互相视为扰动,设计了扰动观测器观测此扰动,并针对此扰动设计了滑模面及趋近率,推导出解耦滑模控制率完成解耦,并通过李雅普诺夫理论完成稳定性分析。

此外,定常调优参数的滑模控制器无法适应电堆实际使用中复杂多变的工况,鲁棒性较差,而滑模控制又存在动态响应速度和抖振相矛盾的问题,故Yin等^[13]设计了自适应滑模调优参数,在缓解抖振的同时提高了响应速度,但是其自适应调优参数推导极为困难,且自适应增益普适性较低。对此,本文通过随机梯度下降方法自适应寻优滑模控制器调优参数。

最后,基于反馈的控制器在扰动较大时容易造成控制系统失真,且在变载阶段,反馈控制律的响应速度较慢易造成压力瞬态波动较大,而前馈控制器对系统扰动不敏感,能够在扰动较大时继续保持系统的稳态运行,提高整车安全性能。传统Map前馈需要复杂的标定工作,而Zeng等^[14]使用两个独立的PID进行前馈补偿,虽然无须标定Map,但仍须调节PID参数。

综上,本文基于Matlab-Simulink平台对燃料电池氢气系统进行建模,针对扰动问题设计了静态前馈控制律,针对电堆变载阶段压力波动问题,设计了动态前馈控制律,针对氢气系统流量和压力的耦合问题设计了解耦滑模控制器,同时进行了稳定性分析;通过随机梯度下降方法自适应优化控制器参数,采用Map参数自学习的方式避免了优化算法带来的延时问题,并通过逻辑优化避免了优化算法带来的不稳定性影响。最后验证了此控制器在实现解耦的同时能够供给稳定的氢气流量及压力,具有良好的鲁棒性。

1 氢气系统架构

本文研究的氢气系统架构如图1所示,减压阀用于将储氢瓶的高压氢气压力降低到燃料电池所需值,比例流量阀用于调节氢气系统入堆流量,循环泵用于加压再循环氢气。气水分离器用于将电堆阳极出口的氢气与夹带出来的水分离,并通过排水阀排出,吹扫阀用于排除阴极腔体渗透积累的氮气。

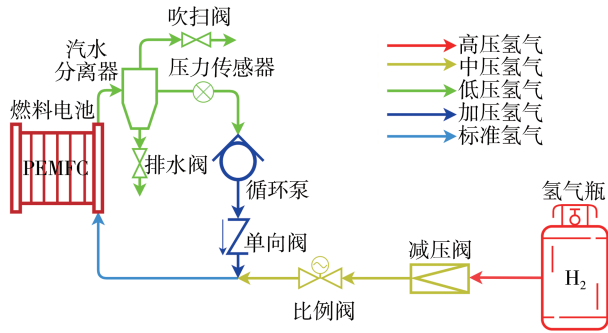


图1 燃料电池氢气系统结构拓扑图

本文主要针对循环泵压力和比例阀流量进行解耦控制,故作如下模型假设:

- (1)认为氢气系统为绝热模型,其温度恒定。
- (2)忽略氮气渗透、氢气跨膜渗透现象,并假设氢气为理想气体。
- (3)认为水蒸气分压为固定值,忽略其影响。
- (4)认为吹扫阀、排水阀处于常闭状态。
- (5)忽略歧管内部气体分布不均匀的影响。

2 氢气系统建模

本文基于Matlab-Simulink仿真平台对所述氢气系统进行建模与仿真,并通过Delay模块模拟出子部件的迟滞响应。模型原理图如图2所示。

2.1 比例阀建模

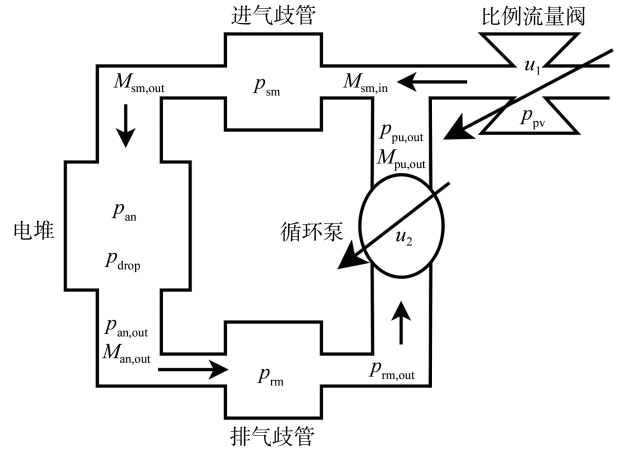
本文比例阀通过调节PWM的占空比来控制其流量,进而调整入堆流量,其出口流量如下^[15]:

$$M_{pv,out} = \frac{c_1 P_{pv}}{\sqrt{T_{air} \rho_{H_2}}} (c_2 u_1 - c_3) \quad (1)$$

式中: p_{pv} 为比例流量阀前端压力; T_{air} 为大气温度; ρ_{H_2} 为氢气密度; c_{1-3} 为常数; u_1 为比例流量阀的控制输入。

2.2 进气歧管建模

进气歧管模型由理想气体定律推导而来,其公



式如下:

$$\dot{p}_{sm} = \frac{RT_{air}}{V_{sm}} (M_{sm,in} - M_{sm,out}) = \frac{RT_{air}}{V_{sm}} (M_{pv,out} + M_{pu,out} - M_{an,in}) \quad (2)$$

式中: V_{sm} 为进气歧管容积; $M_{pv,out}$ 为比例流量阀出口流量; $M_{pu,out}$ 为循环泵出口流量; $M_{an,in}$ 为电堆阳极入口流量; R 为摩尔气体常数; $M_{sm,in}$ 为进气歧管入口流量; $M_{sm,out}$ 为进气歧管出口流量。

2.3 电堆建模

本文电堆建模参考的是明天氢能MTSYS115型号电堆数据,并通过电堆台架实验数据标定仿真模型。由于电堆忽略了内部氮气渗透和氢气渗透现象,并且忽略水对阳极压力和流量的影响,故电堆微分方程如下:

$$\dot{p}_{an} = \frac{RT_{st}}{V_{an}} (M_{an,in} - M_{react} - M_{an,out}) \quad (3)$$

$$\Delta p_{st} = \frac{k_{\Delta p_{st}} T_{st}^{c_5} (c_6 M_{H_2} / N_{cell} - 0.5 I_{req})}{(p_{an} - c_7 T_{st}^3 + c_8 T_{st}^2 - c_9 T_{st} + c_{10})} \quad (4)$$

$$k_{\Delta p_{st}} = \frac{c_4 (C_w + C_d)^2 L}{n (C_w + C_d)^3} \quad (5)$$

$$p_{an,out} = p_{an} - \Delta p_{st} \quad (6)$$

式中: p_{an} 为阳极腔压力; $M_{an,in}$ 为阳极入口流量; M_{react} 为阳极反应的氢气流量; $M_{an,out}$ 为阳极出口氢气流量; Δp_{st} 为氢气反应造成的出口压力下降^[16]; C_w 为阳极流场宽度; C_d 为阳极流场深度; L 为阳极流场长度; M_{H_2} 为氢气摩尔质量; N_{cell} 为电堆单体数量; I_{req} 为电堆需求电流; n 为阳极流场通道数量; c_{4-10} 为常数。

2.4 回气歧管建模

根据理想气体定律推导回气歧管模型,如下式所示:

$$\dot{p}_{rm} = \frac{RT_{st}}{V_{rm}} (M_{rm,in} - M_{rm,out}) = \frac{RT_{st}}{V_{rm}} (M_{an,out} - M_{rm,out}) \quad (7)$$

式中： p_{rm} 为回气歧管压力； $M_{rm,in}$ 为回气歧管入口流量； $M_{rm,out}$ 为回气歧管出口流量； V_{rm} 为回气歧管体积； T_{st} 为电堆温度。

2.5 循环泵建模

循环泵的出口压力可以通过其等熵效率和机械效率来计算,计算较为复杂,一般通过实验测出其进出口压力及功率,本文采用杰锋C08A型号循环泵压力数据,如图3所示,同时标定流量模型。循环泵流量计算如式(8)所示^[17]:

$$M_{pu,out} = \frac{4c_{11}M_{pu,in}}{d_{pu}^2\pi}u_2 = \frac{4c_{11}M_{rm,out}}{d_{pu}^2\pi}u_2 \quad (8)$$

式中： c_{11} 为循环泵转速和循环泵叶尖速度的比例参数； d_{pu} 为循环泵叶片直径； u_2 为循环泵的控制输入。 c_{11}

为常数,为了便于控制器设计,将循环泵出口压力设为 $k_{pu}u_2$,其中 k_{pu} 为和循环泵入口压力有关的变量。

基于Matlab-Simulink建立的模型及台架如图4所示,模型参数具体值如表1所示。

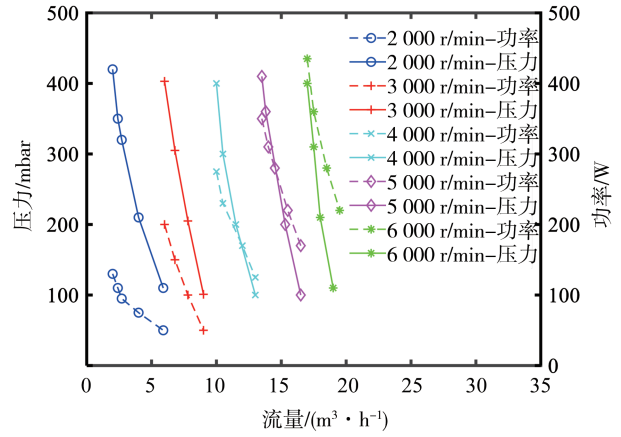


图3 循环泵流量-压力-功耗 Map

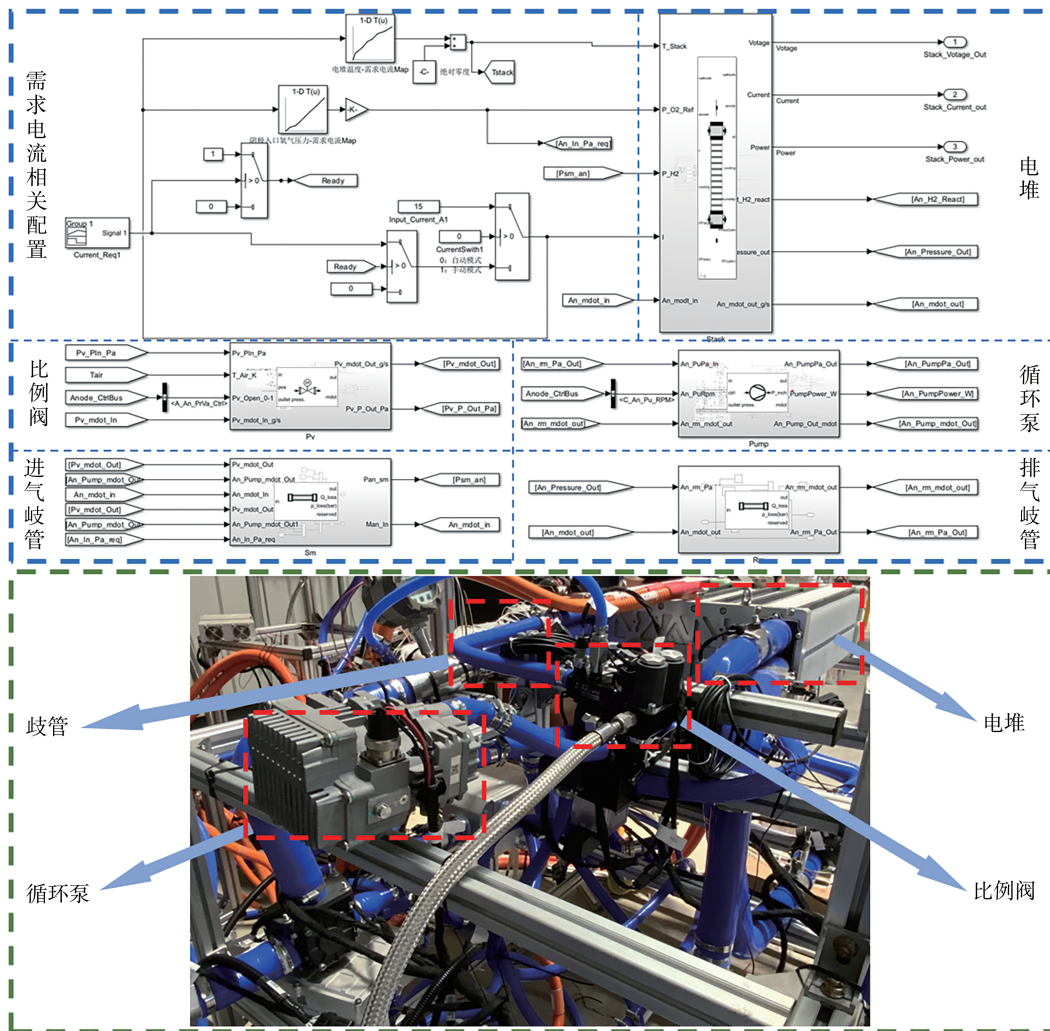


图4 仿真模型及台架

表1 模型参数

c_1	c_2	c_3	c_4	c_5	c_6
257	0.18	0.015	6.32e-14	1.683 5	9.55e7
c_7	c_8	c_9	c_{10}	c_{11}	n
1.55e-4	0.134 8	39.157	3 799.3	0.471	136
L	C_w	C_d	N_{cell}		
0.468	0.002	7.8e-4	400		

3 自适应滑模解耦控制器设计

基于反馈的控制器在扰动较大时容易造成控制系统失真,而前馈控制器抗干扰性较强,能够在干扰较大时保持系统的稳定运行,提高整车安全性能。

故本文设计了静态前馈控制律,旨在消除系统扰动较大时带来的不稳定性影响。

此外在车辆启动阶段,由于各子部件的迟滞响应,氢气系统极易产生压力瞬态波动,从而恶化电堆工作条件。故本文设计了动态前馈控制器,旨在解决电堆启动阶段及变载工况下的压力波动问题。

本文设计的控制框图如图5所示。

3.1 静态前馈控制器设计

静态前馈控制器旨在车辆扰动较大时稳定控制系统并避免基于Map的前馈带来的复杂的标定工作。考虑到系统状态量需要具有良好的可观测可控性,选择阳极入口压力 $p_{an, in}$ 及循环泵转速 Rpm 作为系统的状态变量:

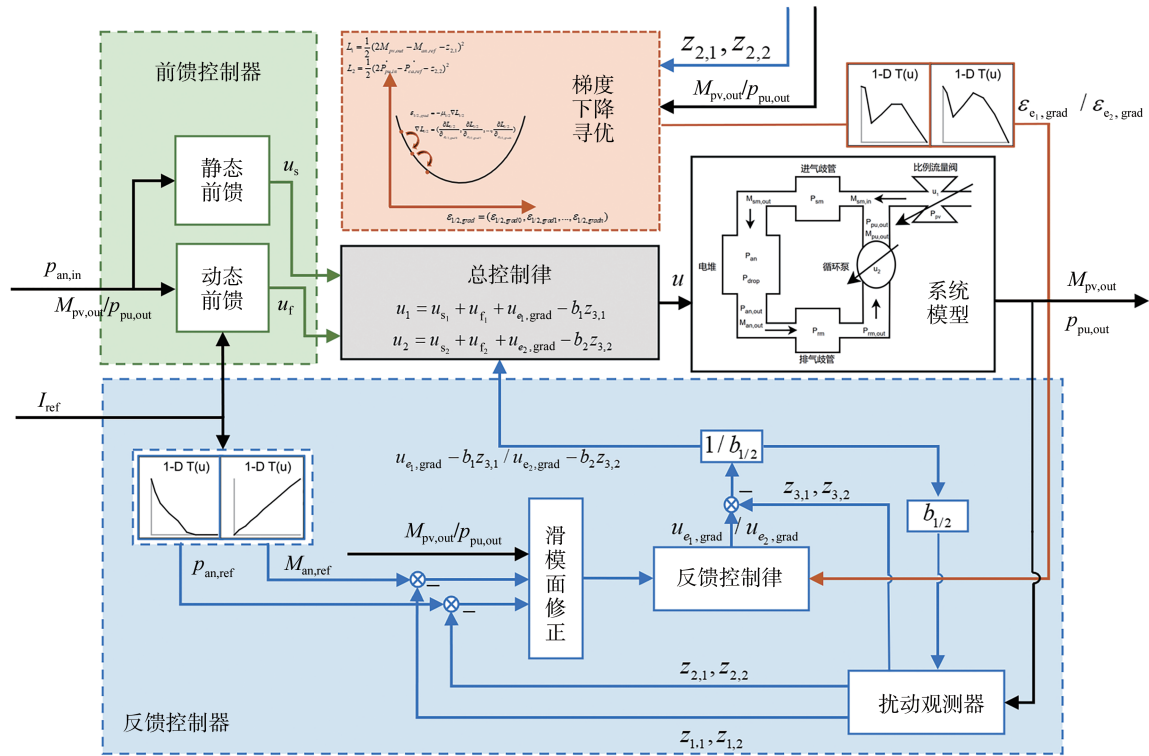


图5 控制框图

$$\mathbf{x} = \begin{bmatrix} x_1 \\ x_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} p_{an, in} \\ Rpm \end{bmatrix} \quad (9)$$

系统输出定义为比例阀出口质量流量 $M_{pv, out}$ 和阳极入口压力:

$$\mathbf{y} = \begin{bmatrix} y_1 \\ y_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} M_{pv, out} \\ x_1 \end{bmatrix} \quad (10)$$

由于本文研究的是比例阀和循环泵的解耦控制,故选择比例流量阀控制输入占空比 k_{pv} 和氢气循环泵电机控制输入电压 U_{pu} 作为控制

输出:

$$\mathbf{u} = \begin{bmatrix} u_1 \\ u_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} k_{pv} \\ U_{pu} \end{bmatrix} \quad (11)$$

本文通过控制比例阀开度来控制氢气流量,并控制循环泵转速来控制再循环氢气入堆压力,故定义两个静态前馈误差,如下:

$$\mathbf{e}_s = \begin{bmatrix} e_{s1} \\ e_{s2} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} M_{pv, out} + M_{pu, out} - M_{an, ref} \\ p_{an, in} - p_{ca, ref} \end{bmatrix} \quad (12)$$

对误差求导可得:

$$\dot{e}_{s1} = \frac{c_1 \dot{p}_{pv}}{\sqrt{T_{pv} \rho_{H_2}}} (c_2 u_1 - c_3) + \frac{4c_{11} \dot{M}_{pu, in}}{d_{pu}^2 \pi} u_2 - \dot{M}_{an, ref} \quad (13)$$

$$\dot{e}_{s2} = \frac{R_{sm} T_{air}}{V_{sm}} \cdot \left(\frac{c_1 p_{pv}}{\sqrt{T_{pv} \rho_{H_2}}} (c_2 u_1 - c_3) + \frac{4c_{11} \dot{M}_{pu, in}}{d_{pu}^2 \pi} u_2 - \dot{M}_{an, ref} \right) - \dot{p}_{ca, ref} \quad (14)$$

在燃料电池启动阶段,由于整个燃料电池系统的迟滞性,经过循环泵加压后的再循环的氢气流量相比于比例流量阀输出的流量可以忽略不记,所以此处忽略来自循环泵流体的影响,此时式(13)简化如下:

$$\dot{e}_{s1} = \frac{c_1 \dot{p}_{pv}}{\sqrt{T_{pv} \rho_{H_2}}} (c_2 u_1 - c_3) - \dot{M}_{an, ref} \quad (15)$$

令 \dot{e}_{s1} 、 \dot{e}_{s2} 等于零,则可推导出静态前馈控制律:

$$\begin{bmatrix} u_{s1} \\ u_{s2} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} (\dot{M}_{an, ref} \cdot \frac{\sqrt{T_{pv} \rho_{H_2}}}{c_1 \dot{p}_{pv}} + c_3) \frac{1}{c_2} \\ \frac{d_{pu}^2 \pi}{4c_{11} \dot{M}_{pu, in}} \left(\frac{V_{sm}}{R_{sm} T_{air}} \dot{p}_{ca, ref} + \dot{M}_{an, ref} - \dot{M}_{an, ref} \right) \end{bmatrix} \quad (16)$$

3.2 动态前馈控制器设计

动态前馈旨在补偿前馈控制中电堆输出功率突变带来的影响,同时为反馈控制器减轻负担。在燃料电池需求功率出现阶跃变化时,会造成氢气流量需求和波动较大,进而造成氢气压力波动较大,导致电堆燃料瞬态供给不足,恶化电堆工作条件。仅仅依靠静态前馈无法满足瞬态时燃料电池流量和压力的需求,故设计了动态前馈控制器。

首先修正控制输入,形式如下:

$$\mathbf{u} = \begin{bmatrix} u_1 \\ u_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} u_{s1} + u_{f1} \\ u_{s2} + u_{f2} \end{bmatrix} \quad (17)$$

对上述前馈误差二次求导,得

$$\begin{cases} \ddot{e}_{s1} = \frac{c_1 \ddot{p}_{pv}}{\sqrt{T_{pv} \rho_{H_2}}} (c_2 u_1 - c_3) - \ddot{M}_{an, ref} \\ \ddot{e}_{s2} = \frac{R_{sm} T_{air}}{V_{sm}} \left[\frac{c_1 \dot{p}_{pv}}{\sqrt{T_{pv} \rho_{H_2}}} (c_2 u_1 - c_3) + \frac{4c_{11} \dot{M}_{pu, in}}{d_{pu}^2 \pi} u_2 - \dot{M}_{an, ref} \right] - \ddot{p}_{ca, ref} \end{cases} \quad (18)$$

将式(16)、式(17)代入式(18)并令其等于零,进而推导出动态前馈控制律,具体公式如下:

$$\begin{bmatrix} u_{f1} \\ u_{f2} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\sqrt{T_{pv} \rho_{H_2}}}{c_1 c_2} \left(\frac{\ddot{M}_{an, ref}}{\dot{p}_{pv}} - \frac{\dot{M}_{an, ref}}{\dot{p}_{pv}} \right) \\ \frac{d_{pu}^2 \pi}{4c_{11} \dot{M}_{pu, in}} \left(\frac{V_{sm}}{R_{sm} T_{air}} \ddot{p}_{ca, ref} - \frac{\dot{p}_{pv}}{\dot{p}_{pv}} \ddot{M}_{an, ref} - \frac{V_{sm}}{R_{sm} T_{air}} \dot{p}_{ca, ref} + \dot{M}_{an, ref} \right) \end{bmatrix} \quad (19)$$

3.3 反馈控制器设计

合理的控制不仅需要前馈,还需要反馈控制来弥补前馈控制中不断积累的误差。而燃料电池由于其复杂的内部结构和反应机理,难以对其进行精确的建模,所以需要在控制上弥补模型不准确性带来的影响,而滑模控制对系统参数的不确定性、外部扰动及非线性因素具有很强的鲁棒性,并且其响应速度快,收敛性强,能够很好地适用于燃料电池系统。

氢气系统的流量和压力存在强耦合的情况,大多研究仅仅考虑了压力,认为流量和压力呈线性关系。然而在实际运行中,压力的波动会对流量产生极强的扰动,同时流量的扰动也会影响压力的控制,所以如何将氢气系统的压力和流量进行解耦控制成为难点。针对上述问题,本文采用滑模控制作为系统的反馈控制律,并通过扰动观测器进行解耦修正。

本文旨在通过控制比例阀来调节氢气系统入堆流量,通过循环泵来调节氢气系统入堆压力,故通过设计扰动观测器将比例阀的压力影响和循环泵的流量影响互相视为扰动,并将此扰动作用在滑模控制上进行扰动消除,从而实现解耦。具体设计过程如下。

3.3.1 比例阀、循环泵扰动观测器设计

比例阀扰动观测器设计如下:

$$\begin{cases} e_{ESO,1} = z_{1,1}(k) - y_1(k) \\ z_{1,1}(k+1) = z_{1,1}(k) + \tau [z_{2,1}(k) - \beta_{1,1} e_{ESO,1}] \\ z_{2,1}(k+1) = z_{2,1}(k) + \tau [z_{3,1}(k) - \beta_{2,1} \text{fal}(e_{ESO,1}, \alpha_1, \delta_1) + b_{1,1} u_{e_1}(k)] \\ z_{3,1}(k+1) = z_{3,1}(k) - \tau \beta_{3,1} \text{fal}(e_{ESO,1}, \alpha_1, \delta_1) \end{cases} \quad (20)$$

式中: $y_1(k)$ 为比例流量阀出口氢气质量; δ 为观测器调优参数; β 为函数线性段区间的长度; α 为0~1之间的常数; $z_{1,1}$ 为比例流量阀出口氢气质量的估计值; $z_{2,1}$ 为比例流量阀出口氢气质量变化率的估计值; $z_{3,1}$ 为循环泵转速变化带来的流量扰动。

循环泵扰动观测器设计如下:

$$\begin{cases} e_{\text{ESO},2} = z_{1,2}(k) - y_2(k) \\ z_{1,2}(k+1) = z_{1,2}(k) + \tau[z_{2,2}(k) - \beta_{1,2}e_{\text{ESO},2}] \\ z_{2,2}(k+1) = z_{2,2}(k) + \tau[z_{3,2}(k) - \\ \beta_{2,2}fal(e_{\text{ESO},2}, \alpha_2, \delta_2) + b_2u_{e_2}(k)] \\ z_{3,2}(k+1) = z_{3,2}(k) - \tau\beta_{3,2}fal(e_{\text{ESO},2}, \alpha_2, \delta_2) \end{cases} \quad (21)$$

式中: $y_2(k)$ 为循环泵出口压力; $z_{1,2}$ 为循环泵出口压力估计值; $z_{2,2}$ 为循环泵出口压力变化率的估计值; $z_{3,2}$ 为比例阀开度变化带来的压力扰动。

3.3.2 滑模解耦控制器设计

设计目标跟踪误差,同时根据观测器输出进行修正:

$$\begin{cases} e_{s1} = 2m_{\text{pv,out}} - m_{\text{an,ref}} - z_{1,1} \\ e_{s2} = 2p_{\text{pu,out}} - p_{\text{ca,ref}} - z_{1,2} \end{cases} \quad (22)$$

设计滑模面,本文取 $n_s = 1$ 。

$$s = 2\left(\frac{de_s}{dt} + \lambda\right)^{n_s-1} e_s - z_1 \quad (23)$$

为了便于后续优化算法设计,本文采用等速趋近率,并用饱和函数替换符号函数来缓解滑模控制固有的抖振问题:

$$\begin{cases} \dot{s}_1 = -\varepsilon_1 \text{sat}(s_1/\varphi_1) \\ \dot{s}_2 = -\varepsilon_2 \text{sat}(s_2/\varphi_2) \end{cases} \quad (24)$$

式中: ε 为滑模控制律调优参数; φ 为调整边界层厚度的参数。

对 s 求导并根据扰动观测器输出进行修正:

$$\begin{cases} \dot{s}_1 = \dot{e}_1 - z_{2,1} = 2M_{\text{pv,out}} - M_{\text{an,ref}} - z_{2,1} \\ \dot{s}_2 = \dot{e}_2 - z_{2,2} = 2\dot{p}_{\text{pu,out}} - \dot{p}_{\text{ca,ref}} - z_{2,2} \end{cases} \quad (25)$$

联立式(24)、式(25)得到解耦后的滑模反馈控制律:

$$\begin{bmatrix} u_{e1} \\ u_{e2} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \sqrt{T_{\text{air}}\rho_{\text{H}_2}} [M_{\text{an,ref}} + z_{2,1} - \\ \varepsilon_1 \text{sat}(s_1/\varphi_1)] / 2c_1c_2P_{\text{pv}} + c_3/c_2 \\ [p_{\text{ca,ref}} + z_{2,2} - \varepsilon_2 \text{sat}(s_2/\varphi_2)] / 2\dot{k}_{\text{pu}} \end{bmatrix} \quad (26)$$

修正反馈控制率输出,得到最终反馈控制率:

$$\begin{bmatrix} u_{e1} \\ u_{e2} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} u_{e1} - b_1z_{3,1} \\ u_{e2} - b_2z_{3,2} \end{bmatrix} \quad (27)$$

对推导的控制率进行稳定性分析,设计了如式(28)所示的李雅普诺夫函数:

$$V(t) = \frac{1}{2}e(\varepsilon_1)^2 + \frac{1}{2}e(\varepsilon_2)^2 \quad (28)$$

对设计的李雅普诺夫函数求导,得

$$\begin{aligned} \dot{V}(t) &= e(\varepsilon_1)e(\dot{\varepsilon}_1) + e(\varepsilon_2)e(\dot{\varepsilon}_2) = \\ &-\varepsilon_1e_1\text{sat}(e_1/\varphi_1) - \varepsilon_2e_2\text{sat}(e_2/\varphi_2) \end{aligned} \quad (29)$$

显然,当 $\varepsilon_1, \varepsilon_2$ 均大于零时控制率稳定。

3.3.3 自适应滑模解耦控制器设计

滑模控制调优参数 ε 仅仅适用于一个相对固定的系统,对于复杂多变的燃料电池氢气供应子系统,定常调优参数的滑模控制律难以满足系统要求,且由于工况的多样性,难以通过标定的方式枚举出所有的调优参数。

梯度下降作为一种优化方法简单直观,适用于大规模数据,实用性强,能够很好地满足系统的参数寻优需求,故本文通过随机梯度下降寻优方法获取滑模控制律调优参数。具体设计如下。

建立比例阀和循环泵的代价函数:

$$\begin{cases} L_1(\varepsilon_{1,\text{grad}}) = \frac{1}{2}e(\varepsilon_{1,\text{grad}})^2 = \frac{1}{2}(2M_{\text{pv,out}} - M_{\text{an,ref}} - z_{2,1})^2 \\ L_2(\varepsilon_{2,\text{grad}}) = \frac{1}{2}e(\varepsilon_{2,\text{grad}})^2 = \frac{1}{2}(2\dot{p}_{\text{pu,in}} - \dot{p}_{\text{ca,ref}} - z_{2,2})^2 \end{cases} \quad (30)$$

式中: $L_1(\varepsilon_{1,\text{grad}})$ 为比例阀代价函数; $L_2(\varepsilon_{2,\text{grad}})$ 为循环泵的代价函数。

迭代推导出对应的调优参数:

$$\begin{aligned} \dot{\varepsilon}_{1,\text{grad}} &= -\mu_1 \frac{\partial L_1(\varepsilon_1)}{\partial \varepsilon_1} = \\ &-\mu_1 \frac{\partial L_1(\varepsilon_1)}{\partial u_{e1}} \cdot \frac{\partial u_{e1}}{\partial \varepsilon_1} = \\ &-\mu_1 \frac{\partial(2M_{\text{pv,out}} - M_{\text{an,ref}} - z_{2,1})}{\partial u_{e1}} \cdot \frac{\partial u_{e1}}{\partial \varepsilon_1} = \\ &\mu_1(2M_{\text{pv,out}} - M_{\text{an,ref}} - z_{2,1})\text{sat}(s_1/\varphi_1) \end{aligned} \quad (31)$$

$$\begin{aligned} \dot{\varepsilon}_{2,\text{grad}} &= -\mu_2 \frac{\partial L_2(\varepsilon_2)}{\partial \varepsilon_2} = \\ &-\mu_2 \frac{\partial L_2(\varepsilon_2)}{\partial u_{e2}} \cdot \frac{\partial u_{e2}}{\partial \varepsilon_2} = \\ &-\mu_2 \frac{\partial(2\dot{p}_{\text{pu,in}} - \dot{p}_{\text{ca,ref}} - z_{2,2})}{\partial u_{e2}} \cdot \frac{\partial u_{e2}}{\partial \varepsilon_2} = \\ &\mu_2(2\dot{p}_{\text{pu,in}} - \dot{p}_{\text{ca,ref}} - z_{2,2})\text{sat}(s_2/\varphi_2) \end{aligned} \quad (32)$$

然而,在实际的车载控制器当中,优化算法的迭代运行会有较大的滞后性,车辆的实际运行中会有较多噪声,从而导致优化的结果在某个节点会有较大的波动,进而导致控制失稳,故寻优得到的滑模控制律调优参数并不能直接调用。对此,本文首先对寻优到的5个调优参数取均值,其次根据李雅普诺夫函数推导出的稳定条件对寻优的参数进行筛选,满足条件的作为最终的优化参数,并覆盖预设的调优参数,从而实现调优参数的在线更新,逻辑优化示意图如图6所示,根据经验及二分法求解出一组调优参数,用来预设控制器,如表2所示。

表2 预设的调优参数

负载电流/A	ε_1	ε_2
32.25	0.04	50.3
53.34	0.039	46.9
78.55	0.02	33.5
124.75	0.025	40.0
170.94	0.03	46.9
220.75	0.03	44.0
273.55	0.021	35.2
336.55	0.01	19.8

4 仿真分析

为验证本文仿真模型的有效性,通过明天氢能MTSYS115台架数据标定仿真模型,并对比分析了台架实测阳极稳态工作点氢气入堆压力数据和仿真氢气入堆压力数据,由图7可知,稳态工况点误差最大值为5.8%,最小值为2.2%,满足模型的仿真需求,从而验证了本文模型的有效性。

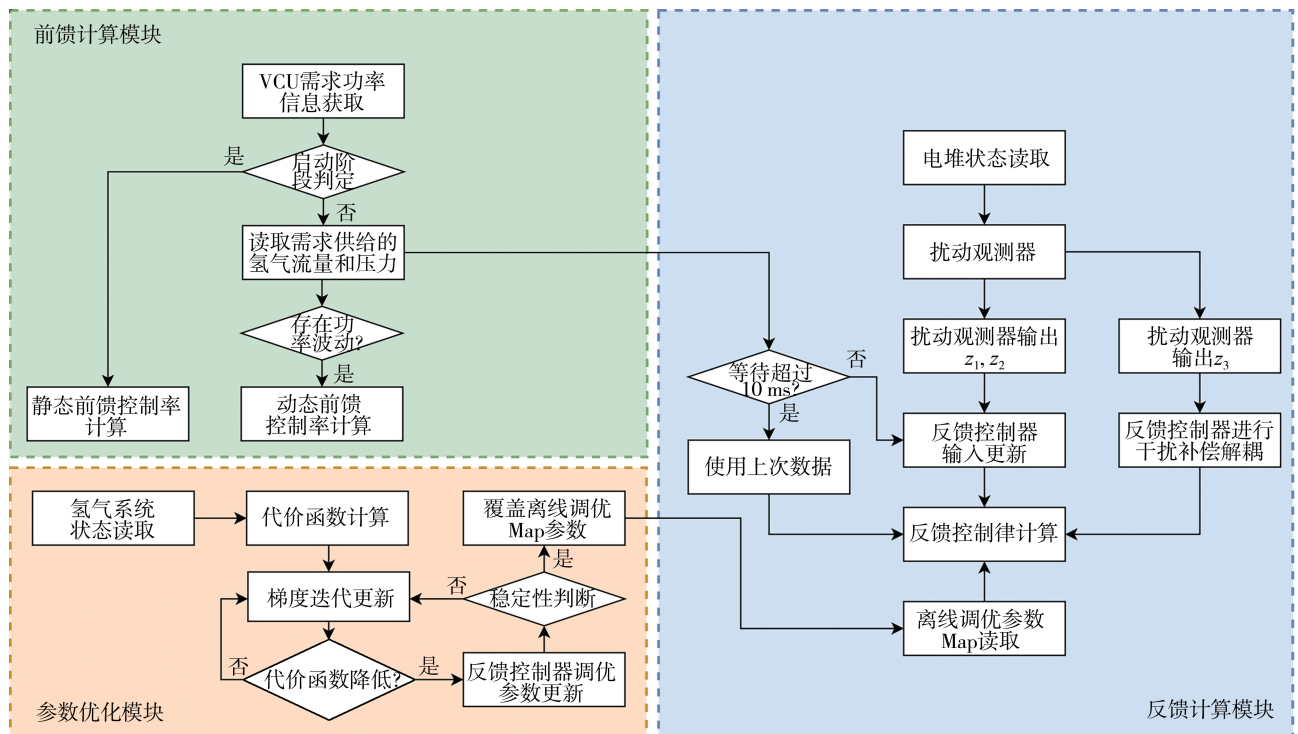


图6 逻辑优化示意图

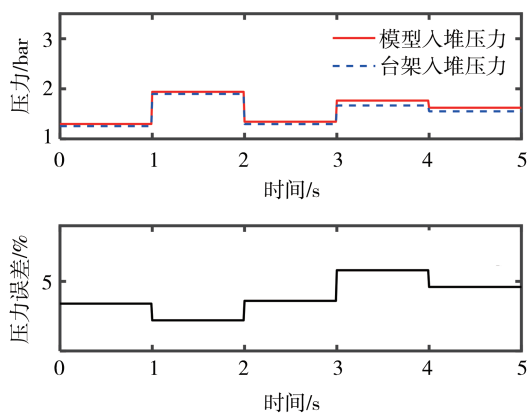


图7 模型与台架数据误差

为验证本文设计的控制器的性能,用阶跃的负载电流模拟实际车辆运行功率变化,比较分析了传

统滑模控制SMC、解耦滑模控制DSMC及解耦自适应滑模控制DASMC的性能,并对DASMC进行扰动分析,同时验证了前馈控制器的有效性。需求流量及压力参考115 kW燃料电池测试数据设置,负载电流、需求流量及压力如图8所示,其中需求流量按照1.2氢过量比设置,防止出现氢饥饿现象。

电堆内部气体分压难以表征,故本文假定电堆内部阴阳极腔压力等于阴阳极入口气体压力。假设阴极压力为已知的理想值,分析控制器对阴极压力的跟随能力,DASMC控制器下的阳极压力跟随效果如图9所示,可以看出,压力控制误差主要存在于变功率处,压差最大值存在于20 s附近,约为0.01 bar,符合电堆设定的需求。

比例阀和氢气循环泵都是燃料电池阳极氢气供

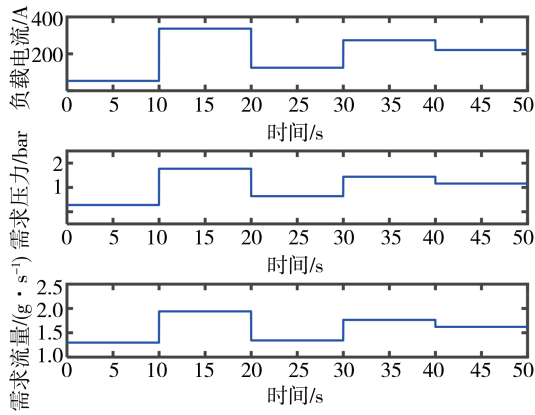


图8 电堆负载电流-需求流量-需求压力

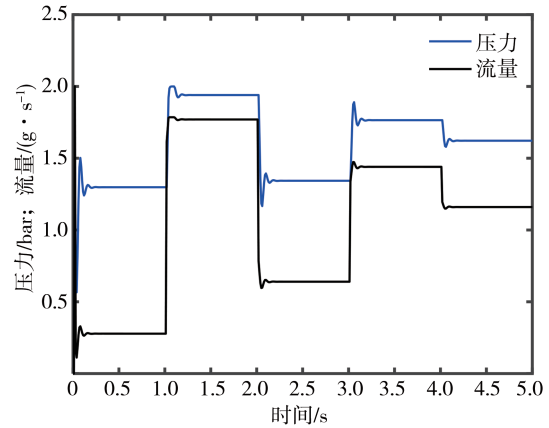


图10 比例阀出口压力及流量

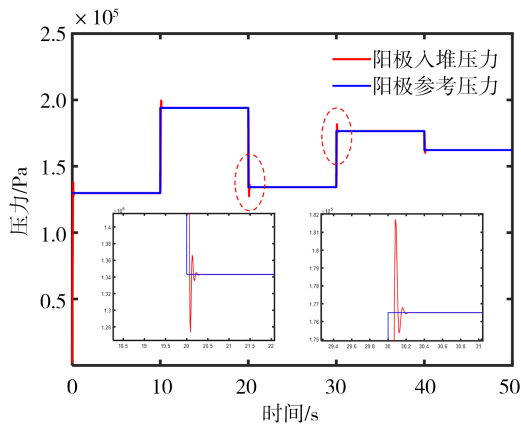


图9 电堆阴阳极入口压差

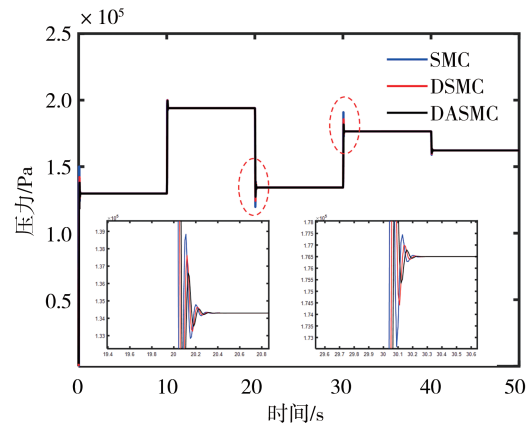


图11 电堆阳极入口压力

应系统中的执行机构,它们共同调节阳极流量和压力。然而,由理想气体动态方程可知,当温度和体积不变时,流量的提高势必会增大氢气压力,而氢气压力增大也同样会提高氢气流量,所以燃料电池氢气系统的流量和压力是一个强耦合的系统,为了进一步显性描述出其压力和流量的耦合情况,对比例阀施加一组阶跃控制信号,观察其流量和压力的变化,如图10所示,可以看出,压力和流量的变化趋势大致相同,从而证明了其压力和流量的耦合性。此外,压力和流量的变化幅度并不完全相同,这是因为循环泵出口的再循环氢气对比例阀出口的氢气产生了干扰。对此,开发了滑模解耦控制器,希望实现氢气系统压力和流量的解耦控制。

为验证控制器在解耦上的可行性,本文对比分析了3种控制器对阳极入口处氢气流量和压力的控制效果,氢气入堆压力如图11所示,可以看出,电流发生阶跃时,解耦后的自适应滑模控制器其超调量得到明显降低。变载下的压力波动相较于SMC和DASMC分别降低了约0.093及0.053 bar。

对于流量的控制,如图12所示,DSMC相较于SMC其流量的超调得到一定程度上的改善,而DASMC相较于DSMC其流量的超调得到进一步改善,能够很好地将流量稳定在理想值附近。变载下的流量波动相较于SMC和DSMC分别降低了约0.038和0.014 g/s。

进一步,虽然优化算法采用的是基于梯度下降的在线调优方式,但是反馈控制器调优参数的选取无须等待优化结果,而是直接读取离线调优参数Map,优化结果不断更新此Map,进而避免了优化算法计算较慢导致的延时问题,所以DASMC在响应时间上并不明显落后于SMC和DSMC。

此外,为避免氢饥饿现象,对过氢比进行仿真分析,DASMC控制下氢气过量比结果如图13所示,开机工况下过氢比在0.2 s左右达到设定值,在电堆变载时,过氢比在0.12 s左右达到设定值,随后稳定在设定值1.2附近,氢气过量比超调值最大出现在2 s左右。分析可知,负载电流瞬时减小量最大时,氢气

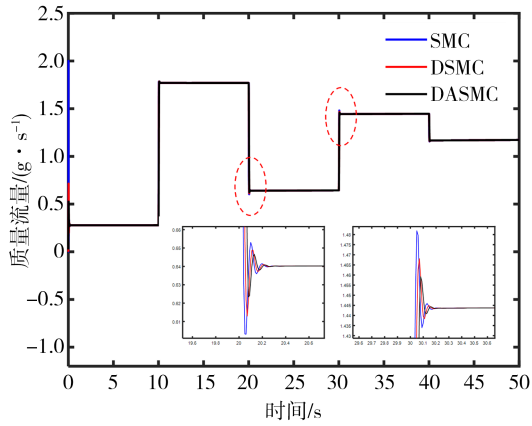


图12 电堆入口处氢气流量

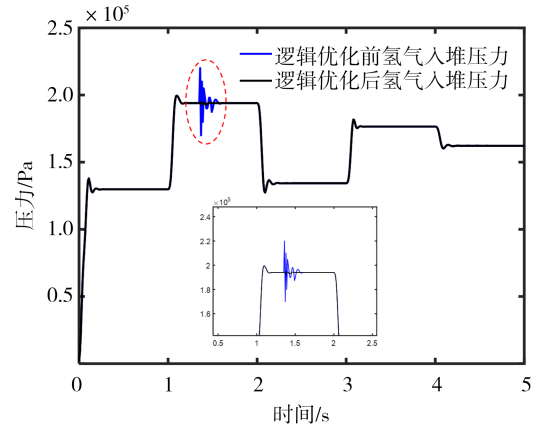


图14 逻辑优化前后氢气入堆压力

过量比超调量最为显著,原因是在前一个工况下供给的氢气流量远超于下一个工况下的需求,所以变载瞬时会导致过氢比显著超调。

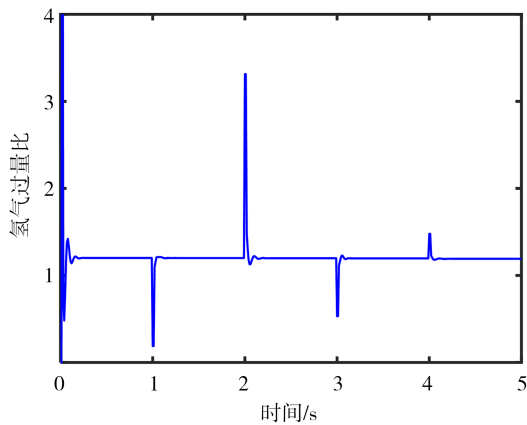


图13 氢气过量比

最优控制器的调优参数,所以在控制精度上稍差,但是控制器能够在车辆扰动较大时保持氢气系统的稳定,最终证明了逻辑优化的合理性。逻辑优化前后控制器调优参数 ε_2 、 ε_1 如图15和图16所示。

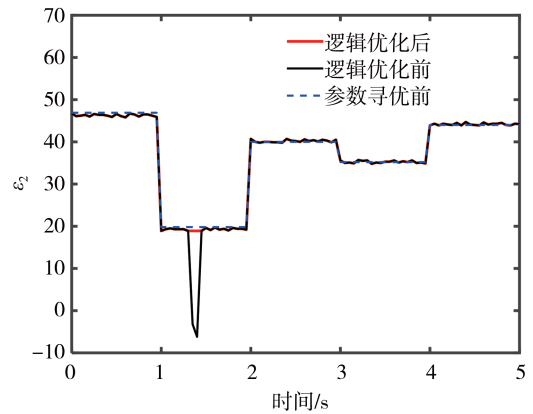


图15 逻辑优化前后 ε_2 对比

上述 DASM 控制器调优参数设定均经过李雅普诺夫判稳后输入,为验证推导的李雅普诺夫判稳条件对梯度下降寻优结果进行逻辑筛选优化的合理性,通过在 1.4 s 处输入持续 0.12 s 的压力噪声,以此来模拟实车当中的扰动较大对控制系统的稳定性造成的影响,进而模拟出梯度优化失真的现象,逻辑优化前后氢气入堆压力效果如图 14 所示。

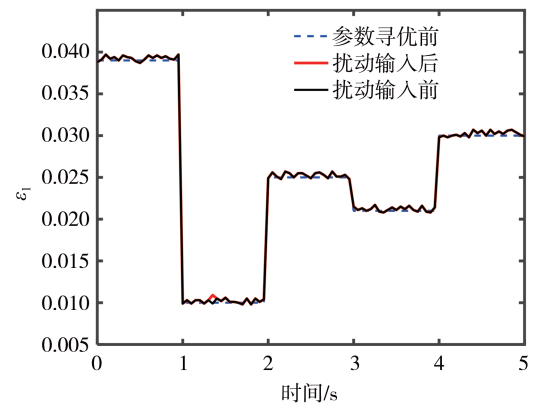


图16 扰动输入前后 ε_1 对比

由图 14 可知,当扰动输入时,未经过逻辑优化的氢气入堆压力出现较大波动,约为 0.5 bar,但是根据仿真结果可知,氢气压力逐渐趋于稳定,从而证明了 DASM 控制器具有良好的鲁棒性。经过逻辑优化后,解决了氢气入堆压力波动的问题,但是加入噪声扰动后在控制精度上要稍差于未加噪声扰动,误差最大处约为 0.01 bar,原因在于此时控制器调优参数值并不是最优状态,而是上一稳定时刻读取

由图 15 可知,梯度下降寻优的 ε_2 在扰动的影响下出现了负值,控制器调优参数此时不满足李雅普

诺夫判稳条件,从而导致控制器失稳,氢气入堆压力产生了极强的波动。经过逻辑优化后,不满足判稳条件的控制器调优参数停止覆盖 Map,此时控制器调优参数读取失稳前最后一次调优参数。此外,对图 16 进行分析可知,在压力扰动输入时,控制器调优参数 ε_1 只存在较小波动,约为 0.000 4,此时循环泵压力控制对比例阀流量控制影响可以忽略不计,从而进一步证明了 DASMC 具有良好解耦性能。

为验证前馈控制器对车辆启动和变载阶段的修正效果,本文对前馈修正前后的氢气入堆压力进行对比分析,如图 17 所示,在启动阶段,经过前馈修正后的入堆压力稳定性得到明显改善,压力波动较未修正之前降低了约 0.122 bar,压力在 0.1 s 内迅速上升到理想值附近,符合电堆的启动需求,响应速度相比于未修正之前快约 20 ms,从而证明了前馈能够有效减小子系统延迟响应带来的影响。

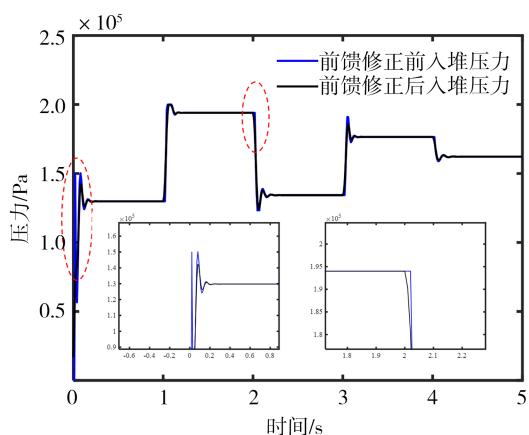


图 17 前馈修正压力对比

5 结论

本文基于 Matlab-Simulink 平台对燃料电池氢气系统进行了建模,针对车辆扰动问题建立了静态前馈控制器;针对启动电堆启动阶段及变载工况下氢气系统各子部件的迟滞响应造成的压力波动问题,设计了动态前馈控制器;针对氢气系统流量和压力的耦合问题设计了自适应解耦滑模控制器 DASMC;通过控制器调优参数 Map 覆盖并读取的方式规避了优化算法迭代计算响应较慢的问题,同时对梯度自适应优化结果进行逻辑判稳,避免了优化算法的不稳定性。

将本文提出的 DASMC 控制器和传统 SMC 及解

耦 SMC 进行了对比,并对 DASMC 控制器进行了扰动分析,证明了基于逻辑判稳的 DASMC 的控制性能,并具有良好的鲁棒性,同时验证了前馈控制器的效果。

仿真结果表明:本文结合前馈的 DASMC 控制器超调量较小,响应时间较短,鲁棒性较高。在降低阴阳极压差的同时稳定氢气供给流量,阴阳极压差最大值约为 0.01 bar,流量供给误差最大为 0.015 g/s;电堆启动工况下,相比于前馈修正之前,子部件延时响应造成的压力波动降低了 0.122 bar;电堆变载运行时,能够在 0.02 s 内迅速响应压力和流量的变化需求;在扰动影响下,能够保持控制稳定性,氢气压力波动最大为 0.01 bar。

参考文献

- [1] SILAA M Y, BENCHERIF A, BARAMBONES O. A novel robust adaptive sliding mode control using stochastic gradient descent for PEMFC power system [J]. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2023, 48(45): 17277-17292.
- [2] 韩济泉,孔祥程,冯健美,等. 大功率燃料电池汽车氢循环系统性能分析[J]. *汽车工程*, 2022, 44(1): 1-7.
- [3] HAN J Q, KONG X C, FENG J M, et al. Performance analysis of hydrogen recirculation system of high power fuel cell vehicles [J]. *Automotive Engineering*, 2022, 44(1): 1-7.
- [4] 常九健,王晓林,方建平,等. 质子交换膜燃料电池阴阳极压力控制策略研究[J]. *汽车工程*, 2021, 43(10): 1466-1471.
- [5] CHANG J J, WANG X L, FANG J P, et al. Research on anode and cathode pressure control strategy of proton exchange membrane fuel cell [J]. *Automotive Engineering*, 2021, 43(10): 1466-1471.
- [6] ZENG T, XIAO L, CHEN J, et al. Feedforward-based decoupling control of air supply for vehicular fuel cell system: methodology and experimental validation [J]. *Applied Energy*, 2023, 335: 120756.
- [7] QIU Y, ZHANG C, HAMETNER C, et al. Coupling mechanism analysis and decoupling control of the air supply system for fuel cell engine in fuel cell vehicle [J]. *IEEE Transactions on Transportation Electrification*, 2024.
- [8] ZHAN Y, ZHU J, GUO Y, et al. Control of proton exchange membrane fuel cell based on fuzzy logic [C]. 26th Chinese Control Conference. Beijing Univ Aeronautics & Astronautics Press, 2007.
- [9] YE X, ZHANG T, CHEN H, et al. Fuzzy control of hydrogen pressure in fuel cell system [J]. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2019, 44(16): 8460-8466.
- [10] SOUISSI A. Adaptive sliding mode control of a PEM fuel cell system based on the super twisting algorithm [J]. *Energy Reports*, 2021, 7: 3390-3399.

(下转第 126 页)

- croscopic damage [J]. *Energy*, 2019, 185: 202–212.
- [9] ZHU L, XIA Y, LIU Y, et al. Extending a homogenized model for characterizing multidirectional jellyroll failure in prismatic lithium-ion batteries [J]. *Energies*, 2021, 14(12).
- [10] QU Y, GE Y, XING B, et al. Development of detailed model and simplified model of lithium-ion battery module under mechanical abuse [C]. SAE Paper 2022-01-7120.
- [11] XIA Y, WIERZBICKI T, SAHRAEI E, et al. Damage of cells and battery packs due to ground impact [J]. *Journal of Power Sources*, 2014, 267: 78–97.
- [12] 兰凤崇, 刘金, 陈吉清, 等. 电动汽车电池包箱体及内部结构碰撞变形与响应分析[J]. *华南理工大学学报(自然科学版)*, 2017, 45(2): 1–8.
- LAN F, LIU J, CHEN J, et al. Deformation and response analysis of pack and internal structure of electrical vehicle battery in collision[J]. *Journal of South China University of Technology (Natural Science Edition)*, 2017, 45(2): 1–8.
- [13] LI R, PAN Y, ZHANG X, et al. Mechanical safety prediction of a battery-pack system under low speed frontal impact via machine learning [J]. *Engineering Analysis with Boundary Elements*, 2024, 160: 65–75.
- [14] XU D, PAN Y, ZHANG X, et al. Data-driven modelling and evaluation of a battery-pack system's mechanical safety against bottom cone impact [J]. *Energy*, 2024, 290: 130–145.
- [15] 王月, 辛鹏程, 周大永, 等. 基于交通事故统计的电池包底部碰撞研究[J]. *汽车工程*, 2021, 43(11): 1730–1735.
- WANG Y, XIN P, ZHOU D, et al. Study on the collision of battery pack bottom based on traffic accident statistics [J]. *Automotive Engineering*, 2021, 43(11): 1730–1735.
- [16] MA C, HOU J, LAN F, et al. Structural analysis of battery pack box for new energy vehicles based on the application of basic foam aluminum materials [J]. *Journal of Physics: Conference Series*, 2022, 2355(1).
- [17] 中国汽车技术研究中心. C-NCAP管理规则(2024版)征求意见稿[R]. 天津: 2023, 5.
- China Automotive Technology and Research Center. Draft for public comment: C-NCAP management rules (2024 edition) [R]. Tianjin: May 2023.
- [18] 全国汽车标准化技术委员会. 汽车侧面柱碰撞的乘员保护: GB/T 37337—2019[S]. 北京: 中国标准出版社, 2019.
- National Technical Committee of Auto Standardization. Protection of the occupants in the event of a lateral pole collision: GB/T 37337—2019[S]. Beijing: Standards Press of China, 2019.
- [19] 全国汽车标准化技术委员. 电动汽车用动力蓄电池安全要求: GB/T 38031—2020[S]. 北京: 中国标准出版社, 2020.
- National Technical Committee of Auto Standardization. Electric vehicles traction battery safety requirements: GB/T 38031—2020 [S]. Beijing: Standards Press of China, 2020.
- [20] 余同希, 卢国兴, 张雄. 能量吸收: 结构与材料的力学行为和塑性分析[M]. 北京: 科学出版社, 2019.
- YU Tongxi, LU Guoxing, ZHANG Xiong. Energy absorption: mechanical behavior and plastic analysis of structures and materials [M]. Beijing: Science Press, 2019.

(上接第95页)

- [9] 胡宾飞, 周雅夫, 连静, 等. 车用燃料电池空气系统供气协同控制策略研究[J]. *汽车工程*, 2024, 46(5): 842–851.
- HU B F, ZHOU Y F, LIAN J, et al. Research on collaborative control strategy for air supply of vehicle fuel cell air system [J]. *Automotive Engineering*, 2024, 46(5): 842–851.
- [10] 张辉, 梁满志, 张思龙, 等. 质子交换膜燃料电池阳极氢气解耦控制方法、系统及装置: CN112421083A[P]. 2021-02-26.
- ZHANG H, LIANG M Z, ZHANG S L, et al. Method, system, and device for decoupling control of anode hydrogen gas in proton exchange membrane fuel cells: CN112421083A [P]. 2021-02-26.
- [11] KUNUSCH C, PULESTON P, MAYOSKY M. Sliding-mode control of PEM fuel cells [M]. Springer Science & Business Media, 2012.
- [12] LI Q, YANG W, YIN L, et al. Real-time implementation of maximum net power strategy based on sliding mode variable structure control for proton-exchange membrane fuel cell system [J]. *IEEE Transactions on Transportation Electrification*, 2020, 6(1): 288–297.
- [13] YIN X, WANG X, WANG L, et al. Cooperative control of air and fuel feeding for PEM fuel cell with ejector-driven recirculation [J]. *Applied Thermal Engineering*, 2021, 199: 117590.
- [14] ZENG T, XIAO L, CHEN J, et al. Feedforward-based decoupling control of air supply for vehicular fuel cell system: methodology and experimental validation [J]. *Applied Energy*, 2023, 335: 120756.
- [15] 刘华洋. 质子交换膜燃料电池氢气进气系统建模与控制[D]. 长春: 吉林大学, 2022.
- LIU H Y. Modeling and control of hydrogen intake system for proton exchange membrane fuel cells [D]. Changchun: Jilin University, 2022.
- [16] PEI P, OUYANG M, FENG W, et al. Hydrogen pressure drop characteristics in a fuel cell stack [J]. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2006, 31(3): 371–377.
- [17] 李岱泽. 质子交换膜燃料电池氢气供应系统建模与控制策略研究 [D]. 杭州: 浙江大学, 2024. DOI: 10.27461/d.cnki.gzjdx.2024.000052.
- LI D Z. Research on modeling and control strategy of hydrogen supply system for proton exchange membrane fuel cell [D]. Hangzhou: Zhejiang University, 2024. DOI: 10.27461/d.cnki.gzjdx.2024.000052.