

# 基于热应力分析的固体氧化物燃料电池结构优化

熊星宇<sup>1,2</sup>, 马桂良<sup>3</sup>, 吴云飞<sup>4</sup>, 王晓艾<sup>4</sup>, 梁 考<sup>3</sup>, 彭苏萍<sup>4</sup>

(1. 中国矿业大学(北京) 机械与电气工程学院, 北京 100013; 2. 怀柔实验室山西研究院, 山西 太原 030000; 3. 华北电力大学 能源动力与机械工程学院, 北京 100013; 4. 中国矿业大学(北京) 煤炭精细勘探与智能开发全国重点实验室, 北京 100013)

**摘要:** 固体氧化物燃料电池 (Solid Oxide Fuel Cell, SOFC) 是一种高效的发电装置, 其通过高温电化学反应直接将燃料中的化学能通过电化学反应转化为电能, 具有极高的理论转换效率, 但其内部运行温度高 (超过 700 °C)、温差大, 各结构组件在运行过程中易产生较大热应力, 从而致使其内部微宏观结构发生形变, 导致电催化反应性能衰退, 严重情况下甚至会造成电堆结构损坏。改善电堆内的热应力分布可以提升电堆可靠性, 降低结构损坏风险, 延长电堆使用寿命。建立了 5 层平板式电堆的三维多物理场耦合数值模型, 在保持阴极有效反应面积相同的情况下, 分析了一系列应用不同长宽比单电池时其电堆的热应力变化。结果表明: 调整单电池的长宽比对电堆内温度分布及各组件的热应力分布有显著影响, 增加单电池长宽比能够改善电堆温度分布, 有效降低电堆内热应力, 改善堆内应力分布。当长宽比增加到 2.8 : 1 时, 与最常见的 1 : 1 正方形单电池相比, 电堆的最高温度从 1 128 K 降低至 1 106 K, 最大温差由 107 K 减小至 81 K, 除温度分布改善显著, 应力分布的幅度可以减小 40% 以上, 电解质内最大主应力由 81.5 MPa 降至 46.8 MPa, 阳极、阴极及密封胶内的最大主应力由 46.3、31.3、21.1 MPa 降低至 21.1、11.3、9.7 MPa。因此, 合理增大单电池长宽比是降低电堆热应力的有效途径。

**关键词:** 固体氧化物燃料电池 (SOFC); 多物理场仿真; 热管理; 热应力; 长宽比

**中图分类号:** TM911 **文献标志码:** A **文章编号:** 1006-6772(2025)01-0099-12

## Thermal stress of solid oxide fuel cell stack via length to width ratio structural optimization

XIONG Xingyu<sup>1,2</sup>, MA Guiliang<sup>3</sup>, WU Yunfei<sup>4</sup>, Wang Xiaoi<sup>4</sup>, LIANG Kao<sup>3</sup>, PENG Suping<sup>4</sup>

(1. School of Mechanical and Electrical Engineering, China University of Mining and Technology-Beijing, Beijing 100083, China; 2. Shanxi Research Institute of Huairou Laboratory, Taiyuan 030000; 3. School of Energy, Power and Mechanical Engineering, North China Electric Power University, Beijing 100083, China; 4. State Key Laboratory Coal Resources and Safe Mining, China University of Mining and Technology-Beijing, Beijing 100083, China)

**Abstract:** The Solid Oxide Fuel Cell (SOFC) is a highly efficient power generation device that directly converts the chemical energy in fuel into electrical energy through high-temperature electrochemical reactions, boasting exceptionally high theoretical conversion efficiency. However, its internal operating temperature is high (exceeding 700 °C) and has a large temperature gradient, which results in significant thermal stress on various structural components during operation. This, in turn, causes deformation of the internal micro and macro structures, leading to a decline in electrochemical catalytic performance and, in severe cases, can result in damage to the fuel cell stack structure. Improving the thermal stress distribution within the stack can increase stack reliability, reduce the risk of structural damage, and extend the lifespan of the stack. A three-dimensional multi-physics coupled numerical model for a 5-layer planar fuel cell stack was established. While maintaining the same effective reaction area of the cathode, a series of thermal stress changes in the stack were analyzed when applying single cells with different length to width ratios. The results show that adjusting the length to width ratio of the single cells significantly affects the temperature distribution within the stack and the thermal stress distribution of each component. Increasing the length to width ratio of the single cells can improve the temperature distribution of the stack, effectively reduce thermal

收稿日期: 2024-03-05; 策划编辑: 常明然; 责任编辑: 宫在芹 DOI: 10.13226/j.issn.1006-6772.24030502

基金项目: 国家重点研发计划资助项目 (2017YFB0601900); 青年学者培育计划资助项目 (2023SY3006)

作者简介: 熊星宇 (1985—), 男, 重庆人, 副教授。E-mail: xiongxingyu1@hotmail.com

引用格式: 熊星宇, 马桂良, 吴云飞, 等. 基于热应力分析的固体氧化物燃料电池结构优化 [J]. 洁净煤技术, 2025, 31(1): 99-110.

XIONG Xingyu, MA Guiliang, WU Yunfei, et al. Thermal stress of solid oxide fuel cell stack via length to width ratio structural optimization [J]. Clean Coal Technology, 2025, 31(1): 99-110.



stress within the stack, and improve the stress distribution. When the length to width ratio is increased to 2.8 : 1, compared to the most common 1 : 1 square single cell, the highest temperature of the stack decreases from 1 128 K to 1 106 K, and the maximum temperature difference decreases from 107 K to 81 K. Besides the significant improvement in temperature distribution, the magnitude of stress distribution can be reduced by more than 40%. The maximum principal stress in the electrolyte decreases from 81.5 MPa to 46.8 MPa, and the maximum principal stress values in the anode, cathode, and sealant decrease from 46.3 MPa, 31.3 MPa, and 21.1 MPa to 21.1 MPa, 11.3 MPa, and 9.7 MPa, respectively. Therefore, reasonably increasing the length to width ratio of the single cells is an effective way to reduce thermal stress in the stack.

**Key words:** solid oxide fuel cell(SOFC); multi-physics simulation; thermal management; thermal stress; length to width ratio

## 0 引言

固体氧化物燃料电池(Solid Oxide Fuel Cell, SOFC)是一种在高温(700~900℃)下直接将燃料中的化学能转化为电能的发电装置,由于其不受卡诺循环的限制,理论发电效率可达80%<sup>[1]</sup>。此外,SOFC可以直接使用现有的各种含碳燃料,例如煤气、合成气、天然气、液化石油气等,与现有能源供应系统兼容,并且其利用方式更加清洁高效,因此SOFC已经成为当下研究的热点<sup>[2-3]</sup>。

平板式SOFC单元电池一般是由三明治结构的陶瓷基单电池(包含阴极、阳极、电解质等)、连接体、密封层和支撑框架组成<sup>[4]</sup>。之后将多个单元电池串联堆叠组成SOFC的电池堆,堆中任何一个单元电池出现问题,都会导致整堆的性能退化,因此如何使SOFC电堆持久稳定的运行是有重要意义的研究方向<sup>[5]</sup>。然而SOFC电堆工作温度较高,以及严格的气体密封要求使得电堆内部各种物理场分布情况难以通过试验开展测量,所以采用仿真软件进行数值模拟成为了当下研究SOFC堆中多物理场分布的重要途径<sup>[6]</sup>。

目前,针对单流道、小单元或堆内某部件进行应力分析的文章较多<sup>[7-9]</sup>,但对于包含内部歧管且几何结构完整的SOFC电堆开展应力分析的研究文献有限。WANG等<sup>[10]</sup>采用埋置热电偶的方法,测出5层SOFC电池的温度。并在此基础上,进行了5层电堆的三维仿真,得出影响热应力大小的主要因素是部件之间的热膨胀系数不同。AL MASRI等<sup>[11]</sup>对2层金属支撑的SOFC电池进行了数值分析和试验研究,对金属框架进行了详细的应力仿真分析,且与试验中的金属框架进行了对比。LIN等<sup>[12-13]</sup>采用有限元方法对3层电堆进行了应力仿真,并对不同类型的玻璃密封胶和云母密封胶进行了综合分析。然而,其研究将阳极-电解质-阴极(PEN)视为一个整体,忽略了阴极、阳极和电解质之间的相互影响。YUAN等<sup>[14]</sup>建立了20层交错流电堆的模型,比较了不同进气方式和阴极气体速度对电流密度、温度和热应力的影响。然而,整个电堆的几何

结构并不完整,简化了进出口和歧管。PEKSEN等<sup>[15]</sup>以热源的形式生成了36层电堆的温度场,并用该温度场对密封层和连接体进行了应力分析,但此法得到的温度场不够精确。同时,PEKSEN等采用了简化的结构,减少了其他部件对PEN部件的影响,但忽略了阴极、阳极和电解质之间的相互作用。WANG等<sup>[16]</sup>对3层电堆进行了应力模拟,虽然给出了阴极、阳极和电解质的不同物理性质,但应力分析时仍然将阴极、电解质和阳极视为一个整体来考虑。GUO等<sup>[17-18]</sup>首先对以甲烷为燃料的单电池进行了10 000 h的蠕变分析,然后建立了15层的电堆模型,模拟了甲烷内、外重整的不同比例对热应力的影响。之后,GUO等<sup>[19]</sup>分析了不同连接体结构对电性能和机械稳定性的影响,但此模型较小,只有几个流道,并省略了歧管结构。MIAO等<sup>[20]</sup>用均质化方法对100层电堆进行力学性能失效分析,实现了大型模型平均应力的快速计算,建立了平均应力与局部断裂的映射关系来确定电堆的安全性。然而电堆的内部组件无法分离,进行单独分析。

在大多数文献中,对电堆的几何结构特别是PEN的结构进行了简化。笔者着重探讨改变电堆整体形状对应力分布的影响,以达到结构优化的目的。在保持相同的阴极面积的情况下,对长宽比从1:2至2.8:1的5层平板式电堆的完整结构进行了仿真分析。该模型综合考虑了阳极、阴极、电解质、连接体和密封层等各部件,并在试验电堆的基础上确定了它们之间的合理尺寸、接触关系和边界条件。电化学性能和温度分布是基于BP神经网络的全耦合三维多物理模型<sup>[21-22]</sup>仿真计算得到的。

## 1 SOFC建模

### 1.1 多物理场仿真

首先在Comsol建立全耦合的小单元,导出各特征及相应的质量源项和能量源项。之后利用BP神经网络非线性拟合能力,将质量源项和能量源项的数据导入BP神经网络模型进行训练,此模型设置为一个输入层(5个特征:氢气质量分数、氧

气质量分数、温度、电压和坐标), 3 个隐藏层 (16-13-12), 以及 1 个输出层。最后一步利用 Fluent 自带的 UDF 功能编辑子程序, 实现定位单元位置、数据采集与更新, 以及源项计算。相关控制方程、材料性质和边界条件可以在之前的论文找到<sup>[21-23]</sup>, 其主要方程及参数见表 1—表 4。之后将 Fluent 多物理模型中的温度数据导入 ABAQUS 中进行力学分析, 实现了单向热力耦合过程, 如图 1 所示。本文所用的边界条件为辐射换热 (辐射系数 0.8) 加  $10 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$  的对流换热<sup>[23-26]</sup>。

表 1 BP 神经网络模型

Table 1 BP Neural network model

BP 神经网络函数	$y = f(\sum wx + b)$
激活函数	Tansig: $f(x) = \frac{2}{1 + e^{-2x}} - 1$ (隐藏层) Purelin: $f(x) = x$ (输出层)

注:  $w$  与  $b$  分别为相邻层神经元之间连接权重与阈值。

表 2 材料的主要参数

Table 2 Main parameters of materials

部件	密度/ ( $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$ )	比热容/ ( $\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$ )	导热系数/ ( $\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$ )	孔隙率/ %
阳极	6 870	595	6	30 ~ 40
电解质	5 900	606	2	
阴极	6 570	573	4	30 ~ 40
连接体	7 700	800	13	
密封	2 300	740	1.1	

图 2a 为 5 层电堆的试验装置, 基于试验数据设置了仿真参数。图 2b 为多物理场仿真结果与试验结果之间的 I-V 曲线的比较。仿真结果与试验数据吻合较好, 最大相对误差为 2.3%。试验堆中单电池的有效反应面积为  $84 \text{ cm}^2$ , 长宽比为 2 : 1。后续仿真中单电池的有效面积扩大到  $144 \text{ cm}^2$ 。为了减少变量, 所有新模型的环境温度均为  $1023.15 \text{ K}$ , 阳极气体体积比为 9 : 1 的氢气与水蒸气, 氢气利用率设置为 60%, 阴极为空气 (氮气与氧气体积比为 79 : 21), 氧气利用率设置为 20%, 电堆的电流设置为 50 A。

## 1.2 模型几何参数

本文的几何结构仿照试验电堆实物结构建模, 并针对不同长宽比建立了不同模型, “长宽比”指在保证单电池阴极的有效面积不变的情况下, 阴极长度和宽度的比值 (长度方向: X 轴, 宽度方向:

表 3 电化学模型

Table 3 Electrochemical model

模型名称	计算公式
实际输出电压	$V_{\text{out}} = E_{\text{nernst}} - \eta_{\text{act,a}} - \eta_{\text{act,c}} - \eta_{\text{conc,a}} - \eta_{\text{conc,c}} - \eta_{\text{ohmic}}$
能斯特方程	$E_{\text{nernst}} = E_0 + \frac{RT}{2F} \ln \frac{p_{\text{H}_2,\text{a}} p_{\text{O}_2,\text{c}}^{1/2}}{p_{\text{H}_2,\text{O,a}}}$ $= \frac{-\Delta G^0}{zF} + \frac{RT}{2F} \ln \frac{p_{\text{H}_2,\text{a}} p_{\text{O}_2,\text{c}}^{1/2}}{p_{\text{H}_2,\text{O,a}}}$
活化极化 (BV 方程)	$i = i_{0,\text{a}} \left[ \exp\left(\frac{\alpha_{0,\text{a}} z F \eta_{\text{act,a}}}{RT}\right) - \exp\left(-\frac{\alpha_{1,\text{a}} z F \eta_{\text{act,a}}}{RT}\right) \right]$ $i = i_{0,\text{c}} \left[ \exp\left(\frac{\alpha_{0,\text{c}} z F \eta_{\text{act,c}}}{RT}\right) - \exp\left(-\frac{\alpha_{1,\text{c}} z F \eta_{\text{act,c}}}{RT}\right) \right]$
浓差极化	$\eta_{\text{conc,a}} = \frac{RT}{2F} \ln \left( \frac{p_{\text{H}_2,\text{a}} p_{\text{H}_2,\text{O,TPB}}}{p_{\text{H}_2,\text{O,a}} p_{\text{H}_2,\text{TPB}}} \right)$ $\eta_{\text{conc,c}} = \frac{RT}{2F} \ln \left( \frac{p_{\text{O}_2,\text{c}}}{p_{\text{O}_2,\text{TPB}}} \right)^{1/2}$
欧姆极化	$\eta_{\text{ohmic}} = i R_{\text{tot}} = i \left( \frac{t_{\text{a}}}{\sigma_{\text{a,eff}}} + \frac{t_{\text{c}}}{\sigma_{\text{c,eff}}} + \frac{t_{\text{ele}}}{\sigma_{\text{ele,eff}}} \right)$

注:  $V_{\text{out}}$  为电池输出电压, V;  $E_{\text{nernst}}$  为电池理论能斯特电压, V;  $\eta_{\text{act,a}}$  与  $\eta_{\text{act,c}}$  为电池阳极与阴极运行中的活化极化, V;  $\eta_{\text{conc,a}}$  与  $\eta_{\text{conc,c}}$  为阳极侧与阴极侧由于物质扩散阻力导致的浓差极化, V;  $\eta_{\text{ohmic}}$  为电池欧姆极化, V;  $\Delta G^0$  为标准吉布斯自由能变, kJ/mol;  $F$  为法拉第常数, 为  $96485 \text{ C/mol}$ ;  $R$  为比气体常数, 为  $8.314 \text{ J}/(\text{mol} \cdot \text{K})$ ;  $T$  为温度, K;  $p_{\text{H}_2,\text{a}}$  与  $p_{\text{H}_2,\text{O,a}}$  及  $p_{\text{O}_2,\text{c}}$  为氢气、水蒸气与氧气分压;  $i$  为局部电流密度,  $\text{A}/\text{m}^2$ ;  $i_{0,\text{a}}$  与  $i_{0,\text{c}}$  为阳极与阴极的交换电流密度,  $\text{A}/\text{m}^2$ ;  $\alpha_{0,\text{a}}$  与  $\alpha_{1,\text{a}}$  为阳极侧 BV 方程传递系数;  $\alpha_{0,\text{c}}$  与  $\alpha_{1,\text{c}}$  为阴极侧 BV 方程传递系数;  $z$  为反应中转移电荷数, 氢气燃料电池为 2;  $R_{\text{tot}}$  为电池总电阻,  $\Omega$ ;  $t_{\text{a}}$ 、 $t_{\text{c}}$  及  $t_{\text{ele}}$  为阳极、阴极与电解质厚度, m;  $\sigma_{\text{a,eff}}$ 、 $\sigma_{\text{c,eff}}$  及  $\sigma_{\text{ele,eff}}$  为阳极、阴极与电解质电导率,  $\text{S}/\text{m}$ 。

Y 轴)。1 : 2.05 的长宽为  $83.72 \text{ mm} \times 172 \text{ mm}$ ; 1 : 1.44 的长宽为  $100 \text{ mm} \times 144 \text{ mm}$ ; 1 : 1 的长宽为  $120 \text{ mm} \times 120 \text{ mm}$ ; 1.44 : 1 的长宽为  $144 \text{ mm} \times 100 \text{ mm}$ ; 2.04 : 1 的长宽为  $171.43 \text{ mm} \times 84 \text{ mm}$ ; 2.78 : 1 的长宽为  $200 \text{ mm} \times 72 \text{ mm}$ 。所有模型的阴极面积均为  $14400 \text{ mm}^2$  左右。

图 3 为长宽比 1 : 1 的几何模型信息。由于结构对称, Fluent 和 ABAQUS 均采用一半的模型进行模拟, 以节约计算资源, 加速计算, 并且可以用后处理得到完整结果。图 3a 为电堆的整体结构和气体流向, 对于顺流电堆, 燃料和空气流向相同; 为了接近试验结构, 将顶板和底板加厚了 3 mm。图 3b 是单层电池的内部结构, 电堆由多个单电池堆叠而成。图 3c 为 PEN, 内部密封和金属框架的结构。阴极比电解质和阳极前后左右各短 5 mm, 这一圈用于放置内部密封, 厚度与阴极相同, 内部密封沿 Y 轴宽 5 mm, 沿 X 轴宽 10 mm。为保证密封的合理性, 金属框架前后两端各有一个宽 5 mm 的凹槽, 深度与阴极相同, 用于安置内部密封。图 3d

表 4 控制方程及源项

Table 4 Control equations and source terms

控制方程	计算公式	域
动量传递	$(\rho u \cdot \nabla) u = -\nabla p + \nabla \cdot \left\{ \mu [\nabla u + (\nabla u)^T] - \frac{2}{3} \mu (\nabla \cdot u) I \right\}$ $\frac{\mu}{B_0} u = -\nabla p + \nabla \cdot \frac{1}{\varepsilon} \left\{ \mu [\nabla u + (\nabla u)^T] - \frac{2}{3} \mu (\nabla \cdot u) I \right\}$	通道 多孔介质
质量传输	$\nabla \cdot (\rho u) = S_m$	流体域
组分传输	$\nabla \cdot (\rho u Y_i) = \nabla \cdot (\rho D_{i,m} \nabla \cdot Y_i) + S_i$	流体域
质量源项	$S_{H_2} = -\frac{i}{2F} M_{H_2}, S_{H_2O} = \frac{i}{2F} M_{H_2O}, S_{O_2} = -\frac{i}{4F} M_{O_2}$	流体域
能量传递	$\nabla \cdot [u(\rho c_p T + p)] = \nabla \cdot \left( k^{eff} \nabla T - \sum_j h_j j + \tau u \right) + S_h$	所有域
能量源项	$S_h = i(\eta_{act} + \eta_{conc} + \eta_{ohmic})$ $S_h = i \eta_{ohmic}$	电极 电解质

注： $\rho$ 为介质密度， $kg/m^3$ ； $v$ 为流动速度， $m/s$ ； $p$ 为压力， $Pa$ ； $I$ 为单位矩阵， $B_0$ 为多孔介质渗透系数， $\varepsilon$ 孔隙率， $\mu$ 为流动介质黏滞系数； $S_m$ 为质量源项， $kg/(m^3 \cdot s)$ ； $Y_i$ 为组分 $i$ 的物质的量分数， $D_{i,m}$ 为二元扩散系数； $S_i$ 为组分 $i$ 的生成源项， $mol/(m^3 \cdot s)$ ； $M_{H_2}$ 、 $M_{H_2O}$ 与 $M_{O_2}$ 为氢气水及氧气的摩尔质量， $kg/mol$ ； $c_p$ 为比热容， $J/(kg \cdot K)$ ； $k^{eff}$ 为有效热导率， $W/(m \cdot K)$ ； $\tau$ 为黏性应力张量， $S_h$ 为能量源项， $W/m^3$ 。

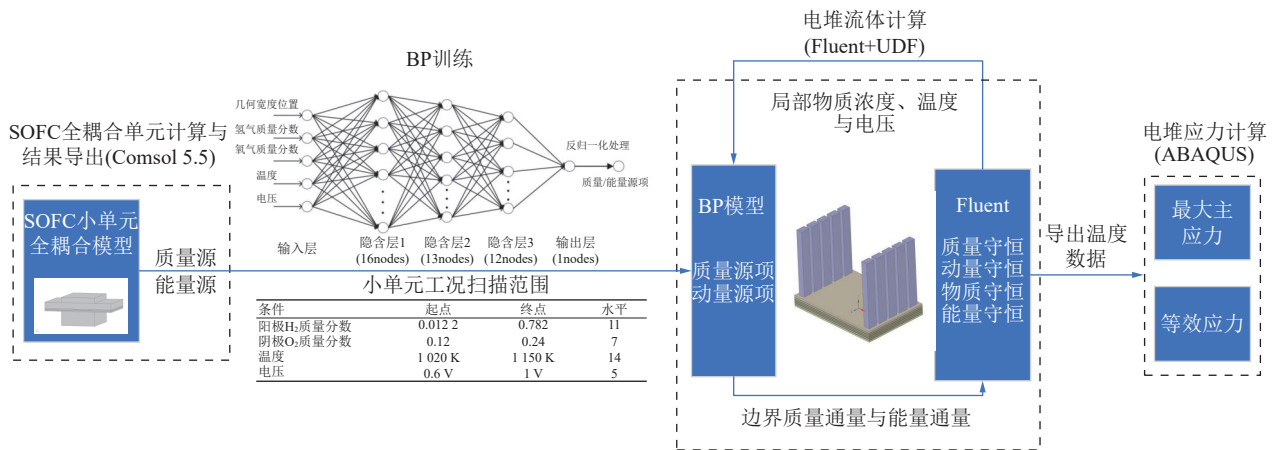
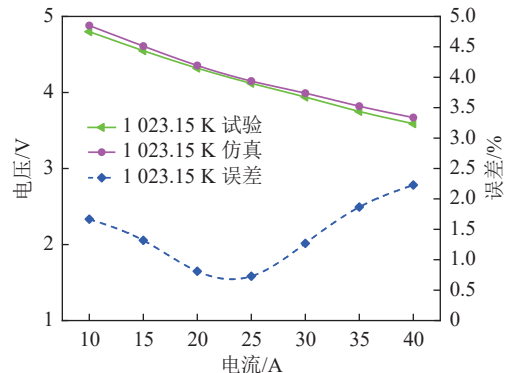


图 1 三维多物理场仿真和应力仿真的流程

Fig. 1 Flowchart of three-dimensional multi physics field simulation and stress simulation



(a) 5层电堆的试验装置



(b) 750 °C下，试验和仿真的I-V曲线

图 2 试验验证

Fig. 2 Experimental verification

显示了连接体的歧道、缓冲区和密封结构，为了控制变量，不管长宽比如何变化，进出口总是 5 进

5 出，各歧道口 X 轴方向维持 15 mm 不变，外部密封的宽度维持 7 mm 不变。另外，无论何种长宽比的

模型, 其阴极厚度为 0.08 mm, 阳极厚度为 0.39 mm, 电解质厚度为 0.03 mm, 阴极流道高度为 0.8 mm, 阳极流道高度为 0.3 mm, 阴极/阳极流道宽度 2 mm,

连接体肋宽为 2 mm, 连集体厚度(无肋)为 1 mm, 阳极/阴极歧道长度为 15mm。其他随着长宽比变化而变化的几何参数见表 5。

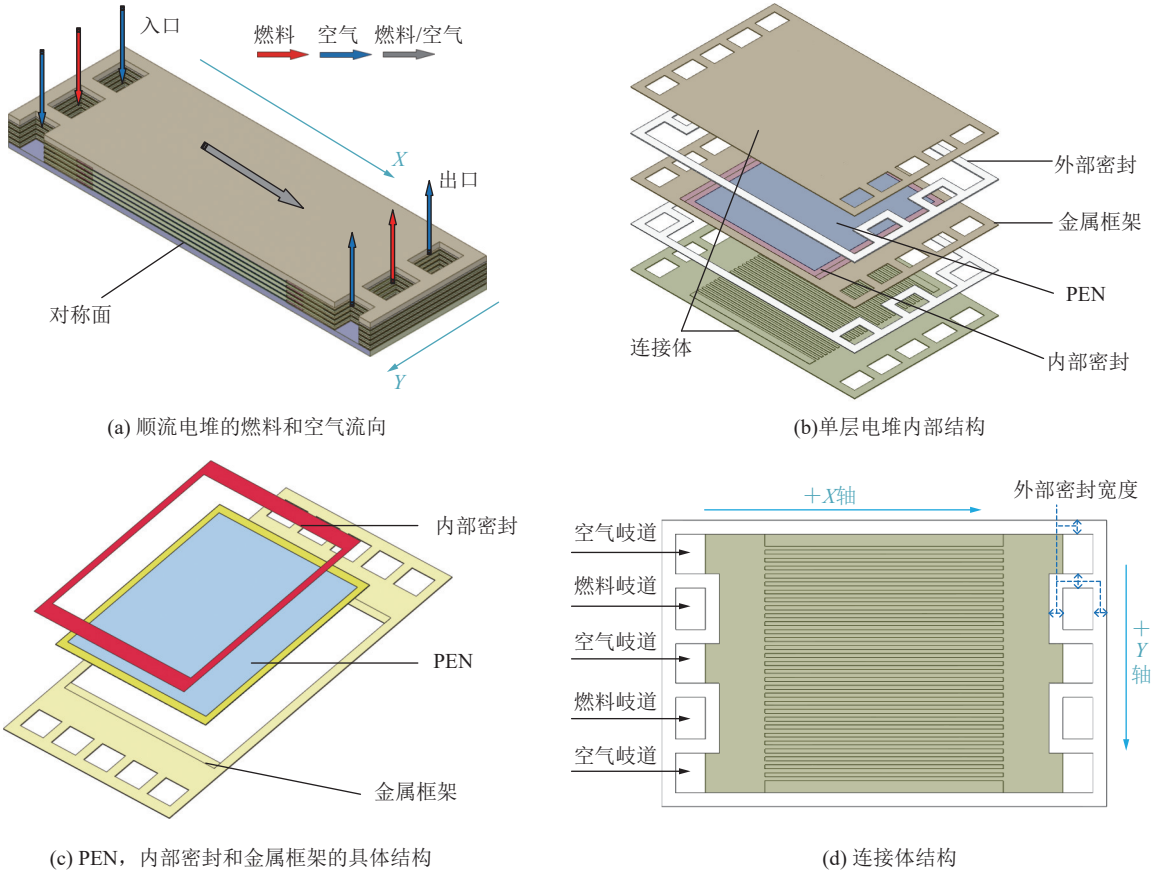


图 3 SOFC 电堆几何结构

Fig. 3 Geometric structure of SOFC stack

表 5 变化的几何结构参数

Table 5 Altered geometric parameters of stacks in simulation

结构	长宽比					
	1 : 2.05	1 : 1.44	1 : 1	1.44 : 1	2.04 : 1	2.78 : 1
阳极/电解质有效面积 (阴极面积) / (mm×mm)	83.72×172	100×144	120×120	144×100	171.43×84	200×72
阳极/电解质面积 / (mm×mm)	93.72×182	110×154	130×130	154×110	181.43×94	210×82
阴极歧道宽度/mm	30	24	20	16	12	10
阳极歧道宽度/mm	32	27	21	17	15	12
流道长度/mm	83.72	100.00	120.00	144.00	171.43	200.00
流道数	43	36	30	25	21	18

### 1.3 应力-应变模型

本文的几何结构阴极材料采用 LSM, 电解质材料采用 YSZ, 阳极材料采用 NiO-YSZ, 密封采用的是玻璃密封, 连接体/金属框架采用的是 Crofer 22 APU。各材料的具体力学性能参数参考文献 [18, 27-29],

具体数值见表 6。

热应力主要是由电堆各组件的热膨胀系数不同, 以及相邻组件之间的约束引起的, 这也是导致电堆失效的主要原因之一。根据前人的研究<sup>[30-31]</sup>, SOFC 电堆的力学性能主要受热应变和弹性应变的

表 6 材料性能参数

Table 6 Material mechanical properties of each component

参数	阳极 <sup>[27]</sup>		电解质 <sup>[29]</sup>		阴极 <sup>[18]</sup>		玻璃密封 <sup>[28]</sup>		连接体 <sup>[27]</sup>	
	20 ℃	800 ℃	20 ℃	800 ℃	20 ℃	800 ℃	20 ℃	800 ℃	20 ℃	800 ℃
弹性模量/GPa	108	103	215	185	95	95	66	16	214	44
泊松比	0.317	0.317	0.317	0.317	0.320	0.320	0.280	0.280	0.290	0.290
热膨胀系数/ $10^{-6} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$	11.7	12.4	10.3	10.3	12.4	12.4	11.1	11.1	9.7	11.9

影响, 因此其公式可简化为

$$\varepsilon = \varepsilon_{\text{el}} + \varepsilon_{\text{th}} \quad (1)$$

其中,  $\varepsilon_{\text{th}}$  为热应变,  $\varepsilon_{\text{el}}$  为弹性应变, 公式如下:

$$\varepsilon_{\text{el}} = \varepsilon_{xx}\varepsilon_{yy}\varepsilon_{zz}\varepsilon_{yz}\varepsilon_{xz}\varepsilon_{xy} \quad (2)$$

$$\varepsilon_{\text{th}} = \int_{T_{\text{ref}}}^T \alpha(T) dT \quad (3)$$

其中,  $\varepsilon_{xx}$ 、 $\varepsilon_{yy}$ 、 $\varepsilon_{zz}$  为 3 个主应变,  $\varepsilon_{yz}$ 、 $\varepsilon_{xz}$ 、 $\varepsilon_{xy}$  为 3 个剪切应变,  $T$  为实际温度,  $T_{\text{ref}}$  为零应力温度,  $\alpha$  为热膨胀系数。电堆通常在 800 ℃ 下完成组装<sup>[32]</sup>, 因此设 800 ℃ 为零应力温度。

根据弹性理论, 应力-应变关系可以表示为

$$\sigma = D(\varepsilon - \varepsilon_{\text{th}}) \quad (4)$$

$$D = \frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)} \times \begin{bmatrix} 1-\nu & \nu & \nu & 0 & 0 & 0 \\ \nu & 1-\nu & \nu & 0 & 0 & 0 \\ \nu & \nu & 1-\nu & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1-\nu}{2} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1-2\nu}{2} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1-2\nu}{2} \end{bmatrix} \quad (5)$$

其中  $\sigma$ 、 $D$ 、 $E$  和  $\nu$  分别为应力、刚度矩阵、弹性模量和泊松比。

由于 PEN 是烧结在一起的, 为了保持每个界面的变形协调, 假设每个界面的位移和应变是连续的, 因此将阴极、电解质和阳极之间的接触设置为绑定<sup>[27]</sup>。高温环境下, 玻璃与其他部件会发生黏接, 因此也设置为绑定。其他的接触面设置为系数为 0.2 的摩擦<sup>[33]</sup>。电堆底部施加限制高度方向位移的约束 ( $U_3=0$ )。顶板施加了 0.1 MPa 的压强。因为结构对称, 对称面设置  $U_2=UR1=UR3=0$ , 对称面位置如图 3a 所示。

## 2 结果与讨论

为了控制变量, 所有模型均采用以下相同的设置: 环境温度均为 1 023.15 K, 阳极气体为体积比为 9 : 1 的氢气: 水蒸气, 氢气利用率设置为 60%,

阴极为空气 (氮气: 氧气体积比为 79 : 21), 氧气利用率设置为 20%, 电堆的电流设置为 50 A。

### 2.1 长宽比对电堆的性能影响

不同长宽比意味着电堆的几何结构、气体分布等会发生变化, 从而导致不同的电性能和温度分布。图 4 显示了相同工况下 6 种不同长宽比的电堆温度分布。图 5 显示了不同长宽比的最高、最低温度及温差。当前大部分研究都以正方形或接近正方形的 PEN 进行试验或仿真。因此, 以长宽比 1 : 1 为基本案例进行对比。当长宽比减小时, 最高温度从 1 : 1 的 1 128 K 增加到 1 : 2.04 的 1 133 K, 温差也从 102 K 增加到 107 K, 两者都略有增加。随着长宽比的增大, 最高温度从 1 : 1 的 1 128 K 减小到 2.78 : 1 的 1 106 K, 温差也从 107 K 减小到 81 K。最高温度和温差都减小, 这是一个有利的变化。同时, 1.44 : 1 ~ 2.04 : 1 温差的降幅与 2.04 : 1 ~ 2.78 : 1 降幅相同, 但后者的长宽比增加幅度更大。因此, 随着长宽比的增加, 为使温差降幅相同, 需更大的长宽比。表 7 为不同长宽比的总电压, 电压差小于 0.01 V, 长宽比变化对电性能影响有限, 主要是因为每种模型的有效反应面积一致, 操作条件相同。如图 6 所示, 随着长宽比的增加, 电堆的最高温度和温差有所下降, 但由于流道数目的减少和流道长度的增加, 阴极流道和阳极流道中的最大流阻也随之增大。尤其是在 2.78 : 1 时, 阳极的最大流动阻力增加到 2 257 Pa, 阴极的最大流动阻力增加到 3 097 Pa, 这可能会增加电堆泄漏和密封损坏的风险。对于长宽比较大的电堆, 应增加通道高度, 以获得更合理的流阻。总体而言, 在相同的有效反应面积下, 适当增大长宽比对电堆的温度有积极的影响。

陶瓷材料的抗压强度要远大于抗拉强度<sup>[34]</sup>, 而金属材料往往会在断裂前先表现出屈服现象, 因此根据材料力学第一和第四强度理论, 主要显示脆性材料的最大主应力和金属框架/连接体的等效力。图 7 显示了 6 种不同长宽比下, 电解质、阳极、阴极、外部密封和内部密封的最大主应力, 以及金属框架和连接体的等效力。从图中可以看出, 不同

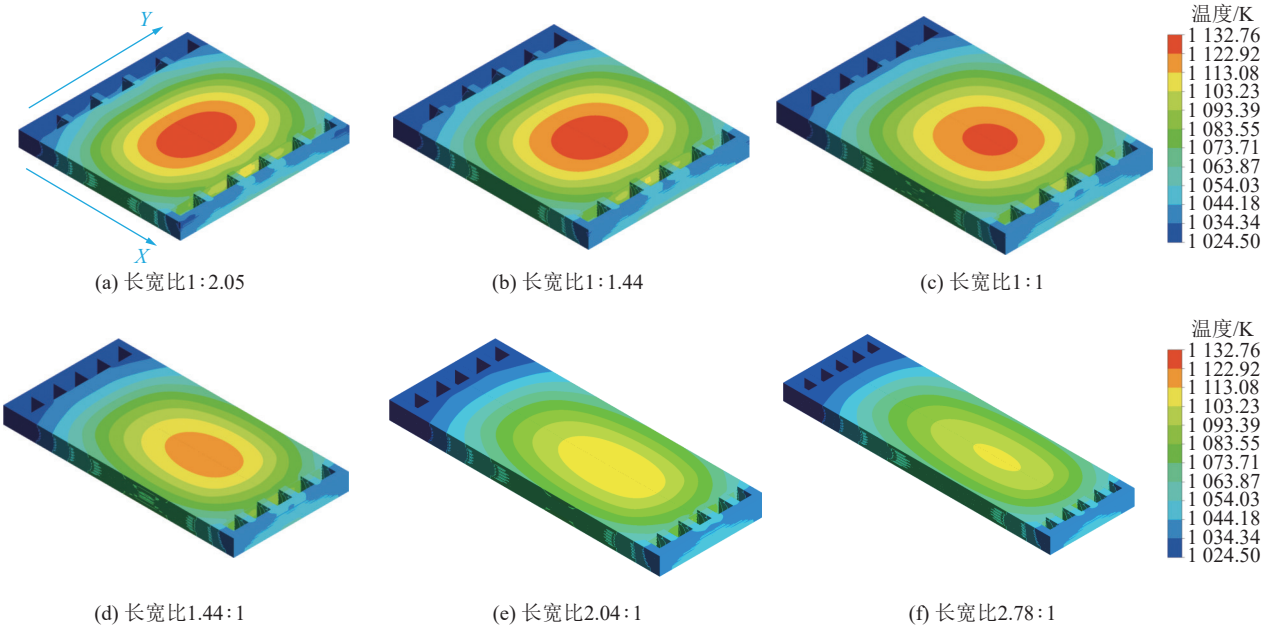


图 4 不同长宽比结构温度分布

Fig. 4 Temperature distribution of structures with different length to width ratios

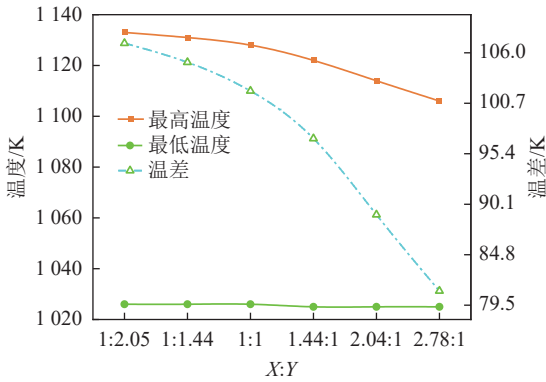


图 5 不同长宽比最高、最低温度及温差

Fig. 5 Maximum and minimum temperatures and temperature differences with different length to width ratios

表 7 不同长宽比的总电压

Table 7 Total voltage with different length to width ratios

X : Y	1 : 2.05	1 : 1.44	1 : 1	1.44 : 1	2.04 : 1	2.78 : 1
总电压/V	3.752	3.755	3.757	3.758	3.761	3.763

长宽比模型的相同部件, 除应力数值大小不同外, 其应力分布的趋势基本相同。其中电解质、阳极、阴极、外部密封和内部密封最大主应力的较大区域均位于两侧的边流道位置。随着长宽比的减小, 流道变短, 进出口边缘附近的最大主应力变大。边缘区域应力分布较大的原因有很多。边缘区域用密封胶填充, 部件之间约束比电堆中心强。此外, 电堆内部的最大温差超过 80 °C, 边缘区域的温度远低于电堆的中心温度, 从而产生拉应力。

基于图 7 对各部件的极值进行汇总绘制了图 8。

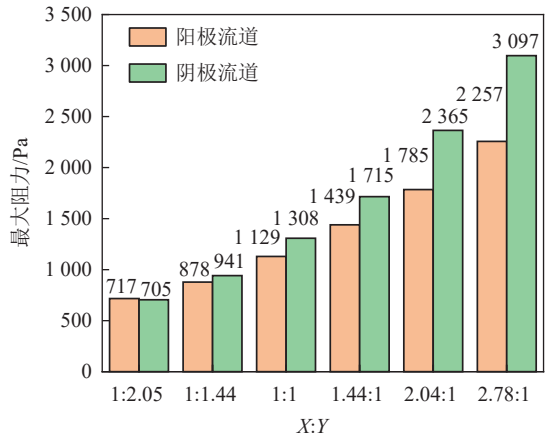


图 6 不同长宽比下阳极和阴极的最大流动阻力

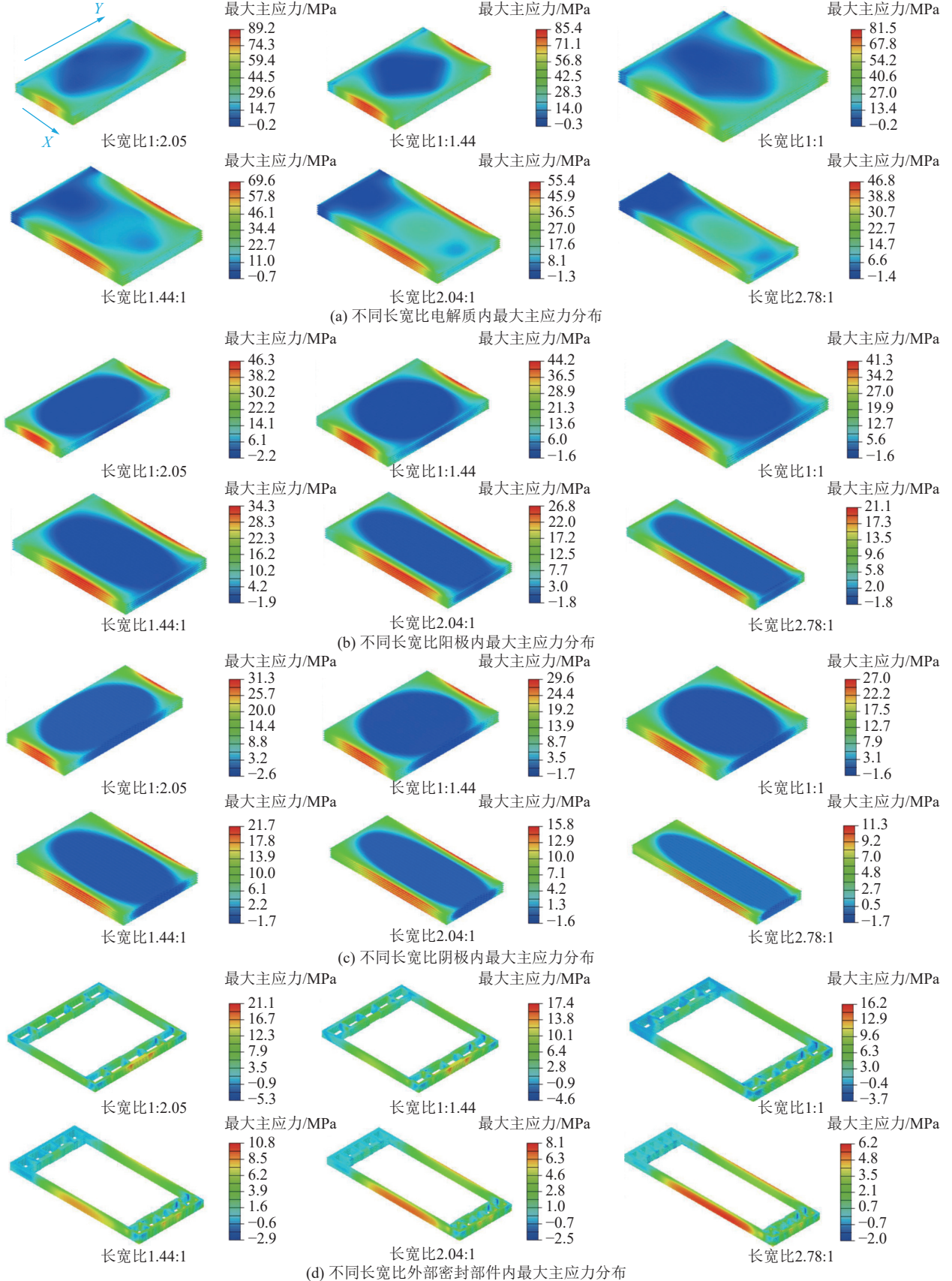
Fig. 6 Maximum flow resistance of anode and cathode under different length to width ratios

如图 8 所示, 对于长宽比为 1 : 1 的电堆, 阴极、阳极和电解质的最大主应力分别为 27、41.3、81.5 MPa。与长宽比 2.04 : 1 的模型相比, 阴极、阳极和电解质的最大主应力分别降至 15.8、29.6、55.4 MPa。电解质的应力变化最为显著, 降低了 26.1 MPa。当长宽比从 1 : 2.05 增加到 2.78 : 1 时, 各部件的应力不断减小。阳极的最大主应力从 46.3 MPa 下降到 21.1 MPa, 降幅为 55.4%。阴极最大主应力从 31.3 MPa 下降到 11.3 MPa, 降幅为 63.9%。电解质的最大主应力由 89.2 MPa 降至 46.8 MPa, 降幅为 47.5%。密封胶的最大主应力由 21.1 MPa 降至 9.7 MPa, 降幅为 54%。阴极应力最小的原因是其面积小于电解质和阳极, 且只有侧面与内密封接触, 因此受约束最小。由于内部密封覆盖在电解质边缘的狭窄边框区

域,并且内部密封与连接体绑定在一起,因此对电解质有额外的约束。此外,电解质的热膨胀系数最小,因此其应力分布最大。

和金属框架的最大应力。由于内外密封的密封胶材料相同,因此在绘制时选择内外密封的最大主应力值,连接体和金属框架的最大等效应力值也采用相同的规则绘制。玻璃的应力最小,因为它在高温下

图8还显示了不同长宽比下,密封层、连接体





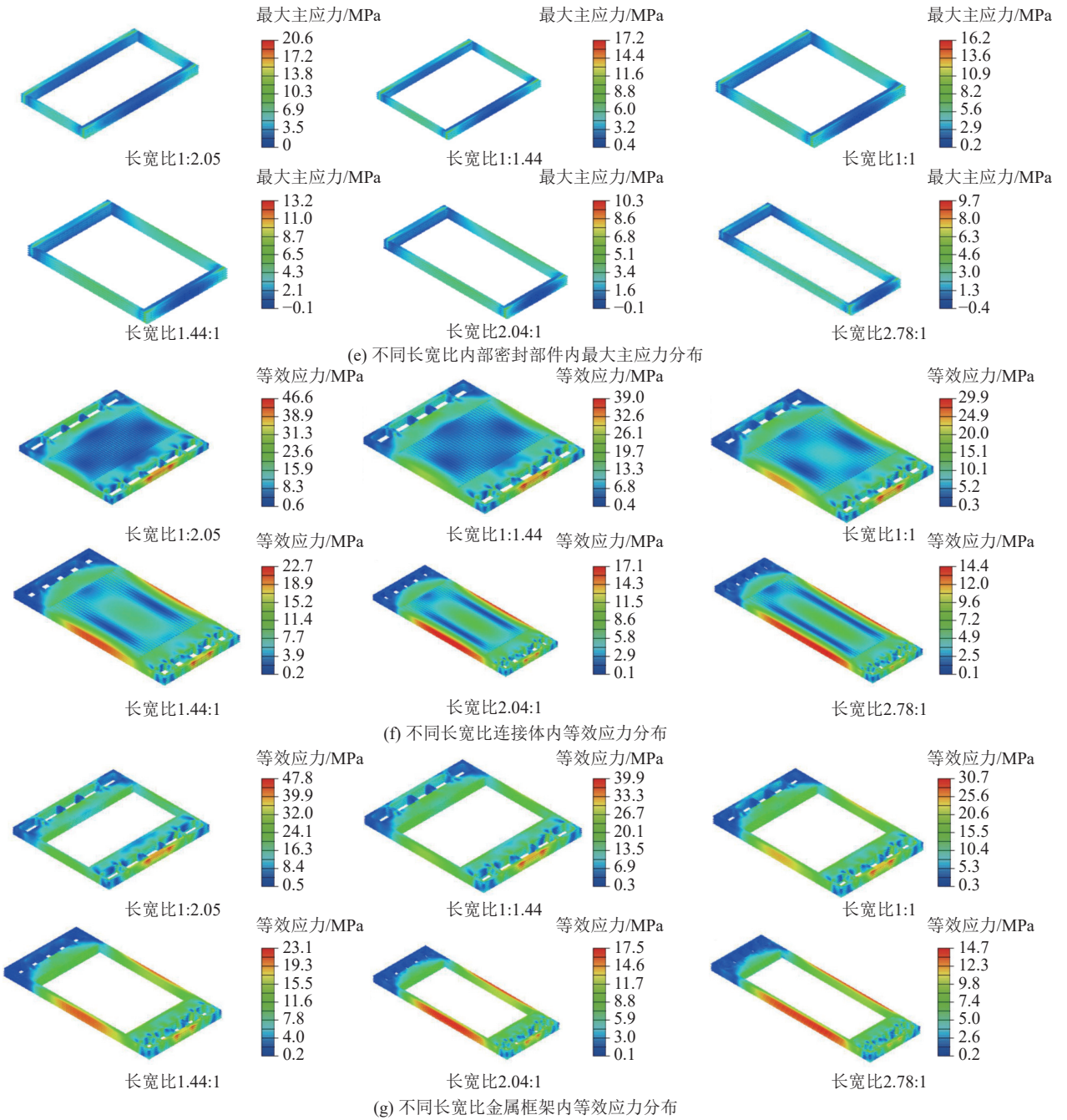


图7 不同长宽比电池内部不同结构部件应力分布情况

Fig. 7 Stress distribution of different structural components in stacks with different length to width ratios

会变软。此外, 连接体和金属框架的应力随着长宽比的增加而迅速降低, 应力降低的幅度甚至超过电解质。因此, 增大长宽比可以减少连接体和金属框架的蠕变和涂层损伤, 是提高电堆寿命的有效方法。

综上所述, 调整长宽比对降低电堆的热应力有显著影响。另外, 当长宽比大于 1:1 时, 增大长宽比各部件应力降幅更大。当长宽比小于 1:1 时, 增大长宽比应力降幅相对较小。此外, 当长宽比超过 2.04:1 时, 应力降幅也有所减缓。因此, 应适当选择 SOFC 电堆的长宽比以降低热应力, 它应大于 1:1, 但应该避免长宽比过大引起的额外问题。

如图 9 所示, 1:2.04 的外部密封为 21.1 MPa, 大于内部密封的 20.6 MPa, 随着长宽比增大到 1:1, 内外密封的最大主应力变为相同的 16.2 MPa, 当长宽比再次增大时, 变为 2.04:1 的内部密封为 10.3 MPa, 大于外部密封的 8.1 MPa, 且 1.44:1 和 2.78:1 也是内部密封的应力值更大。因此, 当长宽比大于 1 时, 内部密封更容易出现问题。

## 2.2 逆流对电堆性能的影响

在保持边界条件一致的前提下, 本节将电堆进气顺流条件变为逆流条件, 此时阴极和阳极进气方向正好相反。表 8 为顺逆流的温度数据和总电

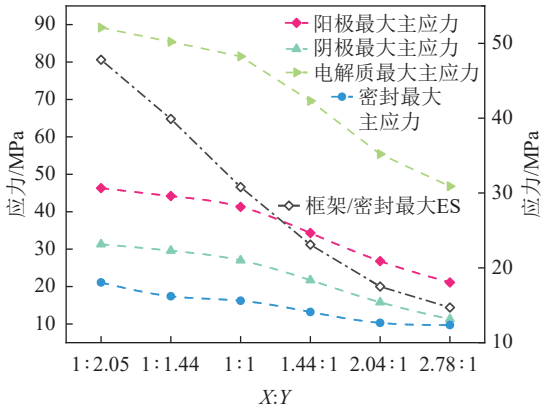


图8 不同长宽比下各部件的最大应力

Fig. 8 Stress values of each component under different length to width ratios

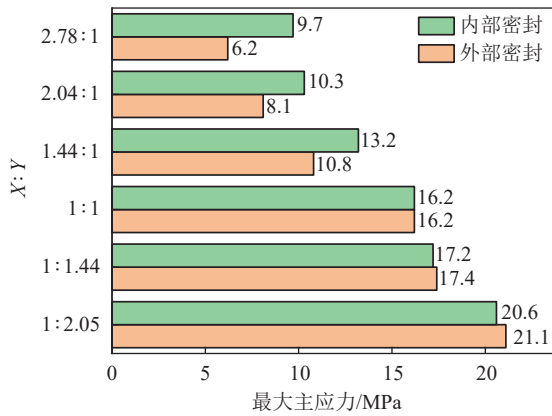
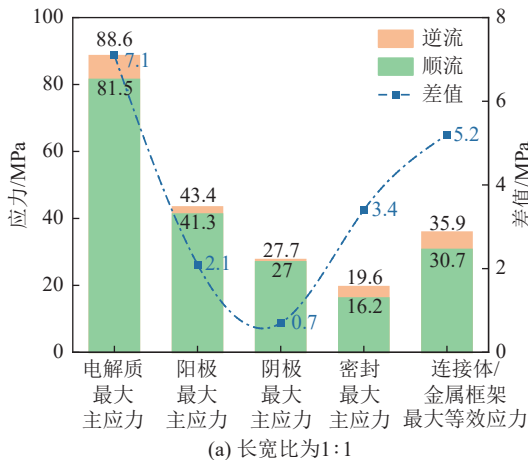


图9 不同长宽比下内外密封最大主应力

Fig. 9 Largest stress of internal and external seals under different length to width ratios

压。由表8可知，无论是1:1还是2.04:1的模型，其电压都是逆流大，最高温度与温差也是逆流



大，这与以前的研究结论一致<sup>[23]</sup>。并且当顺流变逆流时，2.04:1的最高温度升高了15 K，而1:1的只升高了12 K，由此可见，增大长宽比时逆流对温差的影响更大。

表8 顺逆流的温度数据和总电压

Table 8 Temperature data and total voltage for co-flow and counter-flow

计算模型	最高温度/K	最低温度/K	温差/K	总电压/V
1:1顺流	1 128	1 026	102	3.757
1:1逆流	1 140	1 025	115	3.780
2.04:1顺流	1 114	1 025	89	3.761
2.04:1逆流	1 129	1 025	104	3.782

从图10可以看出，当顺流改为逆流时，对于1:1的最大主应力，阳极由41.3 MPa升高到43.4 MPa，阴极由27 MPa升高到27.7 MPa，电解质由81.5 MPa升高到88.6 MPa，密封由16.2 MPa升高到19.6 MPa，连接体/金属框架的最大等效应力也由30.7 MPa升高到35.9 MPa；对于2.04:1的最大主应力，阳极由26.8 MPa升高到32.2 MPa，阴极由15.8 MPa升高到18 MPa，电解质由55.4 MPa升高到70.4 MPa，密封由10.3 MPa升高到14 MPa，连接体/金属框架的最大等效应力也由17.5 MPa升高到21.7 MPa。因此顺流改逆流，各部件应力值都会增大。同时，1:1模型的阳极、阴极和电解质的应力差值分别为7.1、2.1、0.7 MPa，增幅小于2.04:1的15、5.4、2.2 MPa，说明大长宽比时逆流的应力分布更大，与温差变化趋势一致。

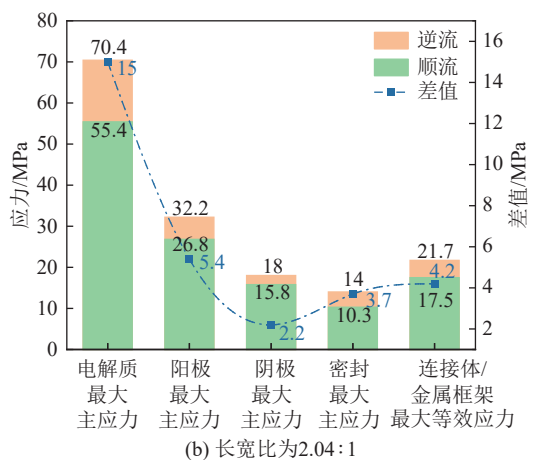


图10 顺逆流各部件的应力值

Fig. 10 Stress values of various components in the co/counter-flow

### 3 结论

1) 在保持边界条件和有效反应面积一致的条件

前提下，电堆中的阳极、阴极、电解质、密封层的最大主应力以及金属框架/连接体的最大等效应力都会随着长宽比的增大而减小，当长宽比超过

2.04 : 1 时, 应力降低的幅度会减缓。因此, 适当增大长宽比是降低应力、提高电堆结构强度和稳定性的有效途径。

2) 在相同的边界条件下, 逆流堆中各部件的应力值均大于顺流堆, 且长宽比较大的逆流堆和顺流堆的 PEN 应力差异更大, 因此大长宽比结构的电堆在逆流条件下应力更大。

3) 由于电解质为致密陶瓷材料, 在高温工作过程中为电池内应力最高区域, 除此之外, 电解质同时作为电池部件内最薄的部件, 其在较大应力条件下存在断裂风险, 采用更大的长宽比能够有效降低电解质内最大主应力, 当长宽比由 1: 2.04 增加到 2.78: 1 时, 其内最大主应力由 89.2 MPa 降低至 46.8 MPa, 降低幅度达到 47.5%, 通过增加电池长宽比, 能够有效提升电解质结构安全性。

### 参考文献 (References):

- [1] 隋依言, 姚辉超, 王秀林, 等. 基于专利的固体氧化物燃料电池技术趋势分析 [J]. 现代化工, 2024, 44(3): 5-9.  
SUI Yiyang, YAO Huichao, WANG Xiulin, et al. Patent-based analysis of the trends in solid oxide fuel cell technology[J]. Modern Chemical Industry, 2024, 44(3): 5-9.
- [2] 葛奔, 祝叶华. 燃料电池驱动未来 [J]. 科技导报, 2017, 35(8): 12-18.  
GE Ben, ZHU Yehua. Fuel cell drives the future[J]. Science & Technology Review, 2017, 35(8): 12-18.
- [3] XIONG X Y, XUE Z Z, WU X, et al. Modelling and flow rate control methods for anode tail gas circulation intake system at SOFC[J]. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2022, 47(36): 16201-16213.
- [4] 熊星宇, 宋中辉, 梁考, 等. 千瓦级交错流 SOFC 电堆多物理场分布特性与性能 [J]. 煤炭学报, 2022, 47(9): 3365-3373.  
XIONG Xingyu, SONG Zhonghui, LIANG Kao, et al. Multi-physics distribution characteristics and performance study of kW-class cross-flow SOFC stack[J]. Journal of China Coal Society, 2022, 47(9): 3365-3373.
- [5] 韩越, 王家堂, 苗鹤, 等. 固体氧化物燃料电池热应力研究进展 [J]. 电源技术, 2020, 44(3): 464-468.  
HAN Yue, WANG Jiatang, MIAO He, et al. Research progress on thermal stress of solid oxide fuel cells[J]. Chinese Journal of Power Sources, 2020, 44(3): 464-468.
- [6] 李强强, 马帅, 李国君, 等. 固体氧化物燃料电池热应力失效研究进展 [J]. 硅酸盐学报, 2023, 51(4): 1066-1077.  
LI Qiangqiang, MA Shuai, LI Guojun, et al. Development on thermal stress failure of solid oxide fuel cells[J]. Journal of the Chinese Ceramic Society, 2023, 51(4): 1066-1077.
- [7] MALZBENDER J, FISCHER W, STEINBRECH R W. Studies of residual stresses in planar solid oxide fuel cells[J]. Journal of Power Sources, 2008, 182(2): 594-598.
- [8] 宋明, 马帅, 杜传胜, 等. 不同流道布置的平板式固体氧化物燃料电池蠕变损伤研究 [J]. 机械工程学报, 2023, 59(10): 76-84.  
SONG Ming, MA Shuai, DU Chuansheng, et al. Creep damage of planar solid oxide fuel cell with different arrangements of flow channels[J]. *Journal of Mechanical Engineering*, 2023, 59(10): 76-84.
- [9] XU M, LI T S, YANG M, et al. Modeling of an anode supported solid oxide fuel cell focusing on thermal stresses[J]. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2016, 41(33): 14927-14940.
- [10] WANG C, YANG J J, HUANG W, et al. Numerical simulation and analysis of thermal stress distributions for a planar solid oxide fuel cell stack with external manifold structure[J]. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2018, 43(45): 20900-20910.
- [11] AL-MASRI A, PEKSEN M, KHANAFER K. 3D multiphysics modeling aided APU development for vehicle applications: A thermo-structural investigation[J]. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2019, 44(23): 12094-12107.
- [12] LIN C K, CHEN T T, CHYOU Y P, et al. Thermal stress analysis of a planar SOFC stack[J]. *Journal of Power Sources*, 2007, 164(1): 238-251.
- [13] LIN C K, HUANG L H, CHIANG L K, et al. Thermal stress analysis of planar solid oxide fuel cell stacks: Effects of sealing design[J]. *Journal of Power Sources*, 2009, 192(2): 515-524.
- [14] YUAN P, LIU S F. Effect of air flow rate distribution and flowing direction on the thermal stress of a solid oxide fuel cell stack with cross-flow configuration[J]. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2022, 47(10): 6799-6810.
- [15] PEKSEN M. A coupled 3D thermofluid-thermomechanical analysis of a planar type production scale SOFC stack[J]. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2011, 36(18): 11914-11928.
- [16] WANG W S, LIU J P, SERBIN S, et al. Thermal stress analysis for a typical planar anode-supported fuel cell stack[J]. *Sustainable Energy Technologies and Assessments*, 2022, 54: 102891.
- [17] GUO M T, LIN Z J. Long-term evolution of mechanical performance of solid oxide fuel cell stack and the underlying mechanism[J]. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2021, 46(47): 24293-24304.
- [18] GUO M T, RU X, YANG L, et al. Effects of methane steam reforming on the mechanical stability of solid oxide fuel cell stack[J]. *Applied Energy*, 2022, 322: 119464.
- [19] GUO M T, ZHAO D Q, XU Q D, et al. New interconnector design optimization to balance electrical and mechanical performance of solid oxide fuel cell stack[J]. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2023, 48(8): 3107-3121.
- [20] MIAO X Y, RIZVANDI O B, NAVASA M, et al. Modelling of local mechanical failures in solid oxide cell stacks[J]. *Applied Energy*, 2021, 293: 116901.
- [21] BA L M, XIONG X Y, YANG Z B, et al. A novel multi-physics and multi-dimensional model for solid oxide fuel cell stacks based on alternative mapping of BP neural networks[J]. *Journal of Power Sources*, 2021, 500: 229784.
- [22] BA L M, XIONG X Y, LEI Z, et al. A study on solid oxide electrolyzer stack and system performance based on alternative mapping models[J]. *International Journal of Hydrogen Energy*,

- 2022, 47(25): 12469–12486.
- [23] XIONG X Y, LIANG K, MA G L, et al. Three-dimensional multi-physics modelling and structural optimization of SOFC large-scale stack and stack tower[J]. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2023, 48(7): 2742–2761.
- [24] LI A, SONG C, LIN Z J. A multiphysics fully coupled modeling tool for the design and operation analysis of planar solid oxide fuel cell stacks[J]. *Applied Energy*, 2017, 190: 1234–1244.
- [25] GUO M T, XIAO G P, WANG J Q, et al. Parametric study of kW-class solid oxide fuel cell stacks fueled by hydrogen and methane with fully multiphysical coupling model[J]. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2021, 46(14): 9488–9502.
- [26] SONG S H, XIONG X Y, WU X, et al. Modeling the SOFC by BP neural network algorithm[J]. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2021, 46(38): 20065–20077.
- [27] MA S, SONG M, SUN Y, et al. Study on creep damage and life prediction of the planar solid oxide fuel cell by modeling of multi-physics coupled[J]. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2024, 51: 1573–1583.
- [28] ZHANG Y C, LU M J, JIANG W C, et al. Effect of the geometrical size on time dependent failure probability of the solid oxide fuel cell[J]. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2019, 44(21): 11033–11046.
- [29] FANG X R, LIN Z J. Numerical study on the mechanical stress and mechanical failure of planar solid oxide fuel cell[J]. *Applied Energy*, 2018, 229: 63–68.
- [30] AREFI M, ZENKOUR A M. Thermal stress and deformation analysis of a size-dependent curved nanobeam based on sinusoidal shear deformation theory[J]. *Alexandria Engineering Journal*, 2018, 57(3): 2177–2185.
- [31] WANG Y, JIANG W C, LUO Y, et al. Evolution of thermal stress and failure probability during reduction and re-oxidation of solid oxide fuel cell[J]. *Journal of Power Sources*, 2017, 371: 65–76.
- [32] ZENG S M, XU M, PARBEY J, et al. Thermal stress analysis of a planar anode-supported solid oxide fuel cell: Effects of anode porosity[J]. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2017, 42(31): 20239–20248.
- [33] NAKAJO A, WUILLEMIN Z, VAN HERLE J, et al. Simulation of thermal stresses in anode-supported solid oxide fuel cell stacks. Part I: Probability of failure of the cells[J]. *Journal of Power Sources*, 2009, 193(1): 203–215.
- [34] LAURENCIN J, DELETTE G, USSEGLIO-VIRETTA F, et al. Creep behaviour of porous SOFC electrodes: Measurement and application to Ni-8YSZ cermets[J]. *Journal of the European Ceramic Society*, 2011, 31(9): 1741–1752.