第 50 卷 第 1 期：169-182 高电压技术 Vol.50, No.1: 169-182
2024 年 1 月 31 日 High Voltage Engineering January 31, 2024
DOI: 10.13336/j.1003-6520.hve.20230053

风电制氢系统阻抗建模及振荡特性分析

余紫薇，孙　丹，刘一鸣，胡　彬，年　珩
（浙江大学电气工程学院，杭州 310027）

摘　要：由于风电机组与主网呈现远距离逆向分布特点，高度电力电子化的风电就地制氢系统与电网互联时将存在振荡失稳的风险。对此，通过建立风电制氢系统的阻抗模型分析了其与电网互联时的振荡特性。首先，建立了考虑电解槽动静态电气特性的阻抗模型，并在此基础上采用双傅里叶变换，建立了包含电力电子变换器在内的电解水制氢设备阻抗模型；随后，结合风电机组的阻抗特性，分析了电网短路比以及制氢设备运行工况对风电制氢系统稳定性的影响。接着，对制氢设备控制参数进行了灵敏度分析，为提升系统稳定性的参数优化方案提供了指导；最后，构建了时域仿真模型，对所得结论进行验证。

关键词：电解水制氢；风力发电；双馈风机；阻抗模型；振荡特性分析；参数灵敏度分析

Impedance Modeling and Oscillation Characteristic Analysis of Hydrogen Production System by Wind Power

YU Ziwei, SUN Dan, LIU Yiming, HU Bin, NIAN Heng
(College of Electrical Engineering, Zhejiang University, Hangzhou 310027, China)

Abstract：Due to the distribution characteristics of long-distance and reverse of the wind turbines, there is a risk of oscillation and instability when the hydrogen production system by wind power is connected to the power grid as a power electronics system. In this paper, the impedance model of hydrogen production system by wind power is developed to analyze the oscillation characteristics when connected to the power grid. Firstly, an impedance model considering the static-dynamic electrical behavior of the electrolytic cell is established, and thereby, a double-Fourier transform is used to establish the impedance model of water electrolytic equipment for hydrogen production including power electronic converter. Then, by combining with the impedance characteristics of the wind turbines, the influence of the grid short circuit ratio (SCR) and operating conditions on the stability of the hydrogen production system by wind power is analyzed. Afterwards, the sensitivity analysis of the control parameters of hydrogen production equipment is carried out, which provides guidance for the parameter optimization to improve the system stability. Finally, the conclusions are verified through a time-domain simulation model.

Key words：hydrogen production; wind power; doubly fed induction generator; impedance model; oscillation characteristic analysis; sensitivity analysis

0　引言

随着能源技术的发展，新能源制氢技术逐步成为国内外研究的热点。近年来，多国相继制定与氢能相关的能源技术革命计划[1]，重点发展新能源制氢技术。该技术一方面可制取作为清洁能源的绿色氢气，为实现低碳能源体系奠定基础；另一方面可实现大规模长时间的能量储存，为日趋严重的弃风弃光问题提供有效解决方案[2-5]。

目前，国内外已陆续建设了多个以风力发电为主的新能源制氢系统示范工程，其中较为典型的包括并网型风电耦合制氢的西班牙 RES2H2 示范项目[6]，通过海上风电制氢的挪威 Utsira 岛示范项目[7]以及我国沽源大规模风电制氢项目[8]等。这些示范工程大多建立在距离主网较远的地区，此时当地电网呈现低短路比的弱电网特性，且风力发电设备以及电解水制氢设备均属电力电子化设备。大规模电力电子化设备接入弱电网会降低电网的稳定裕度，易于引发系统谐振甚至导致系统失稳[9-10]。目前，国内外已发生多起由于大量电力电子化设备的接入导致的次/超同步振荡事故[11]。因此，风电制氢系统

基金资助项目：国家自然科学基金(51977194)。
Project supported by National Natural Science Foundation of China (51977194).

作为高度电力电子化并网装置，与电网的互联振荡机理研究已成为目前值得关注的重要问题[12]。

针对此类振荡问题，文献[13]以沽源双馈-串补振荡事件为原型，采用阻抗分析法建立系统小信号阻抗模型，分析了双馈风场接入弱电网的振荡特性；文献[14]对基于双馈感应发电机的风力发电系统建立了考虑频率耦合的阻抗模型，分析了频率耦合特性下该电力电子设备在弱电网下的稳定性问题。上述研究表明，阻抗稳定性分析是对电力电子化设备与弱电网互联时的振荡机理进行研究的有效方法。然而，目前却鲜有关于风电制氢系统阻抗稳定性的研究。文献[12]以新疆哈密的次同步振荡事件为原型，提出了风电制氢系统的附加阻尼控制方法，以抑制电网次同步振荡；文献[15]对新能源发电设备混合制氢储能系统进行了时域层面的小信号稳定性分析。文献[16]探讨了弱电网阻抗与系统阻抗间的关系对电-氢混合直流微网接入弱电网时稳定性的影响，并采用虚拟电阻的方法增强了互联系统的正阻尼。然而，上述文献均没有对制氢系统进行详细的阻抗建模，进而对其与风电机组耦合时接入弱电网后的振荡机理展开研究。

制氢系统的阻抗建模，不仅需要对具有复杂电化学特性的电解槽进行阻抗准确建模，还要考虑所连接的电力电子变换器及其控制对阻抗特性的影响。对电解槽动态电气行为的分析，涉及到热力学现象、活化现象、双层效应以及欧姆效应。文献[17]提出并验证了能够模拟电解槽动态行为的 RC 等效电路，但由于活化现象的高度非线性，文中模拟该现象的激活电阻及其变化规律仅通过实验测出。此外，目前工业上广泛使用晶闸管整流桥作为电解水制氢设备整流装置以获得低压大电流的输出[18-19]，由于晶闸管复杂的换相过程、高度的非线性特征以及由控制环节引入的频率耦合效应[20]，增加了建立制氢系统阻抗模型的复杂度。

针对风电制氢系统阻抗建模及运行稳定性分析问题，本文在电解槽 RC 等效电路的基础上，利用小信号建模方法对电解槽的活化现象进行线性化分析，得到电解槽阻抗解析模型；随后，采用双傅里叶变换，建立包括晶闸管整流桥及其控制在内的电解水制氢设备阻抗模型，并通过仿真扫频验证所建模型的正确性。在此基础上，分析由双馈风电机组和电解水制氢设备组成的风电制氢系统在弱电网下的振荡机理，并根据所得阻抗模型对制氢设备的控制参数进行灵敏度分析，以便从参数优化的角度，为提升风电制氢系统稳定性提供实施依据。最后，通过仿真对上述研究内容进行验证。

1 电解水制氢设备阻抗建模

1.1 电解水制氢设备电路与控制结构

图 1 为电解水制氢设备电路及其控制结构。电解水制氢设备主要由电解槽堆栈和电力电子变换器两部分组成。考虑经济性和技术成熟度[21]，本文选取碱性水电解槽作为研究对象。电力电子变换器选用制氢工业中常用的六脉冲晶闸管整流装置[18]。图 1 中，6 个晶闸管分别用 S_1，S_2，…，S_6 表示。为了补偿晶闸管产生的谐波电流并提供所需无功，在交流侧并联了无源滤波器 Z_f。直流侧的滤波电路则由滤波电感 L_d 和滤波电容 C_d 组成。

由于电解槽的氢气产能与直流电流大小直接相关，整流装置将采用定直流电流的控制方式[22]。施加于第 L 个晶闸管的触发脉冲 P_L 由触发角 α 和第 L 个电压基准相角 θ_L 通过相位控制模块产生。其中，α 由电流控制所得。电流控制环路中，i_{dc} 和 I_{dc}^* 分别为电解槽工作电流及其参考值；$G_{im}(s)$是用于检测直流电流的一阶低通滤波器；$H_{PI}(s)$是直流电流控制环的 PI 调节器。θ_L 由公共耦合点(point of common coupling, PCC)三相电压 u_a, u_b, u_c 经过锁相环控制所得。其中，$H_{PLL}(s)$为锁相环的传递函数；u_d 和 u_q 为 d 轴和 q 轴电压；ω_1为工频角速度；abc/dq 为坐标变换环节；$\theta_L(0)$为第 L 个晶闸管的滞后相位；mod 为取余运算模块；$1/s$ 为积分环节。

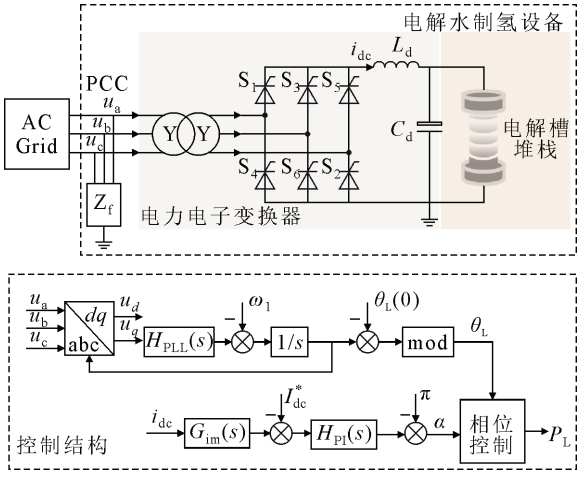


图 1 电解水制氢设备电路与控制结构

Fig.1 Circuit and control structure diagram of eletrolysis water equipment for hydrogen production

1.2　电解槽小信号阻抗模型

通过在电解槽的电极间施加直流电压，可以使得电解质中的离子和电子发生转移，并分别在正负电极上发生氧化还原反应，将水分子分解为氢气和氧气。每个电解槽堆栈由 N 个电解槽单体组成，启动电解槽单体的最小电压为可逆电压。电解槽总可逆电压 u_{rev} 由电解过程的吉布斯能量和电解槽单体个数决定，可表示为：

$$u_{\mathrm{rev}} = N\frac{\Delta G}{zF} = N\frac{\Delta H - T\Delta S}{zF} \tag{1}$$

式中：ΔG 为吉布斯自由能；T 为工作温度；ΔH 为焓变；ΔS 为熵变；z 为产生 1 摩尔氢气所需要转移的电子数；F 为法拉第常数。

相比于温度对可逆电压的影响，压强的影响可以忽略不计[17]。因此，式(1)可以整理成有关于温度的函数如下：

$$\begin{aligned} u_{\mathrm{rev}} = N(u_0 - u_1(T+T_0) + u_2(T+T_0) \\ \ln(T+T_0) + u_3(T+T_0)^2)) \end{aligned} \tag{2}$$

式中：u_0，u_1，u_2，u_3 为电压经验系数；T_0 为绝对温度。

直流电流流经电解质发生化学反应的过程中，将会产生降低电解槽效率的过电压，造成不可逆的能量损耗。因此，电解槽端电压应表示为可逆电压和过电压之和。

$$u_{\mathrm{E}} = u_{\mathrm{rev}} + u_{\mathrm{ohm}} + u_{\mathrm{act,a}} + u_{\mathrm{act,c}} \tag{3}$$

式中：u_{ohm} 为欧姆过电压，对应于电池内的欧姆现象；$u_{\mathrm{act,a}}$ 和 $u_{\mathrm{act,c}}$ 分别是阳极活化过电压和阴极活化过电压，对应于阳极和阴极反应的活化现象。

对上述各部分电压进行小信号建模即可得到电解槽的小信号阻抗模型。

1.2.1　欧姆过电压

电解过程中的欧姆现象主要是由于电解槽组件对电荷流动的阻力引起[17]。根据欧姆定律，u_{ohm} 与流经电解槽的电流成正比，可表示为：

$$u_{\mathrm{ohm}} = \frac{N}{A}(r_1 + r_2T + \frac{r_3}{T} + \frac{r_4}{T^2})i_{\mathrm{E}} \tag{4}$$

式中：i_{E} 为流经电解槽的瞬时电流；A 为电解槽表面积；r_1，r_2，r_3，r_4 为电解槽单体的面积比电阻系数。

由于欧姆过电压会立即响应电流的变化，因此在小信号扰动下的欧姆电阻 R_{ohm} 可计算为：

$$R_{\mathrm{ohm}} = N\frac{\Delta u_{\mathrm{ohm}}}{\Delta i_{\mathrm{E}}} = \frac{N}{A}(r_1 + r_2T + \frac{r_3}{T} + \frac{r_4}{T^2}) \tag{5}$$

1.2.2　活化过电压

在活化现象中，当氧化还原反应速度发生变化时，发生负荷转移的电解质界面将表现为介电介质，导致电极表面出现过电荷，需要由电解质中极性相反的离子的堆积来进行补偿。这两层相反的电荷被称为双层效应，是电解槽存在动态响应的主要原因。双层效应的电特性和活化过程相关的电荷转移可用 RC 网络来表示[17]。

根据修正的塔菲尔方程[23]可知，活化过电压是活化电流的非线性函数，可表示为：

$$u_{\mathrm{act,c}} = Ns_{\mathrm{c}}\ln(\frac{1}{t_{\mathrm{c}}}i_{\mathrm{act,c}} + 1) \tag{6}$$

$$u_{\mathrm{act,a}} = Ns_{\mathrm{a}}\ln(\frac{1}{t_{\mathrm{a}}}i_{\mathrm{act,a}} + 1) \tag{7}$$

式中：s_{c}, s_{a}, t_{a}, t_{c} 为与温度有关的塔菲尔经验系数，计算式见附录式(A1)—(A4)；$u_{\mathrm{act,a}}$ 和 $u_{\mathrm{act,c}}$ 分别是阳极活化过电压和阴极活化过电压；$i_{\mathrm{act,a}}$ 和 $i_{\mathrm{act,c}}$ 分别是参与阳极和阴极活化过程的活化电流。

根据式(6)—(7)，可通过施加小电流扰动 Δi_{act}，计算特定稳态工作点下的激活电阻：

$$R_{\mathrm{act,a}} = \frac{\Delta(Ns_{\mathrm{a}}\ln(\frac{1}{t_{\mathrm{a}}}i_{\mathrm{act,a}} + 1))}{\Delta i_{\mathrm{act,a}}} \approx Ns_{\mathrm{a}}\frac{1}{I_{\mathrm{dc}} + t_{\mathrm{a}}} \tag{8}$$

$$R_{\mathrm{act,c}} = \frac{\Delta(Ns_{\mathrm{c}}\ln(\frac{1}{t_{\mathrm{c}}}i_{\mathrm{act,c}} + 1))}{\Delta i_{\mathrm{act,c}}} \approx Ns_{\mathrm{c}}\frac{1}{I_{\mathrm{dc}} + t_{\mathrm{c}}} \tag{9}$$

式中：I_{dc} 为 i_{dc} 的直流稳态值；$R_{\mathrm{act,a}}$ 和 $R_{\mathrm{act,c}}$ 分别是模拟阳极和阴极活化过程的激活电阻。

结合上式，同时考虑到电解槽阳极和阴极的串联耦合，可以得到碱性电解槽的小信号阻抗模型 $Z_{\mathrm{E}}(s)$，可表示为：

$$Z_{\mathrm{E}}(s) = R_{\mathrm{ohm}} + R_{\mathrm{act,a}} \parallel \frac{1}{sC_{\mathrm{dl,a}}} + R_{\mathrm{act,c}} \parallel \frac{1}{sC_{\mathrm{dl,c}}} \tag{10}$$

式中：$C_{\mathrm{dl,a}}$ 和 $C_{\mathrm{dl,c}}$ 分别是模拟阳极和阴极电荷动态积聚行为双层电容器，其电容取值可被认为与电解槽运行工况无关[17]，此处被设定为恒定值。

在 s=0 时，双层电容可认为开路，直流电压源 u_{rev} 可等效为电阻 $u_{\mathrm{rev}}/I_{\mathrm{dc}}$，激活电阻需通过 u_{act} 与 I_{dc} 相除所得，可表示为：

$$R_{\mathrm{act0,a}} = \frac{Ns_{\mathrm{a}}}{I_{\mathrm{dc}}}\ln(\frac{1}{t_{\mathrm{a}}}I_{\mathrm{dc}} + 1) \tag{11}$$

$$R_{\mathrm{act0,c}} = \frac{Ns_{\mathrm{c}}}{I_{\mathrm{dc}}}\ln(\frac{1}{t_{\mathrm{c}}}I_{\mathrm{dc}} + 1) \tag{12}$$

式中：$R_{\mathrm{act0,a}}$ 和 $R_{\mathrm{act0,c}}$ 分别是直流状态下的阳极激活电阻和阴极激活电阻。

综上所述，结合直流侧滤波电路，可以得到图 2 所示的电解槽等效电路。

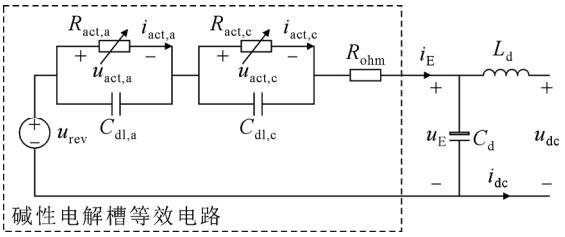


图 2 电解槽等效电路

Fig.2 Equivalent circuit of electrolyzer

其中：u_{dc} 为制氢设备直流侧电压。

根据电解槽等效电路，可以得到制氢设备直流端口阻抗 $Z_{dc}(s)$：

$$Z_{dc}(s)=\begin{cases}sL_d+Z_E(s)\,\|\,(1/sC_d), & s\neq 0\\ R_{ohm}+R_{act0,a}+R_{act0,c}+u_{rev}/I_{dc}, & s=0\end{cases} \tag{13}$$

1.3 整流桥映射函数

晶闸管整流桥的映射函数描述了制氢设备的交流侧和直流侧之间的电路关系。结合图 1，映射函数 $S_x(t)$具体表现形式为：

$$S_x(t)=\begin{cases}1, & x\text{相上桥臂导通}\\ 0, & \text{其他}\\ -1 & x\text{相下桥臂导通}\end{cases},\quad x=\mathrm{a,b,c} \tag{14}$$

根据式(14)，可以得到制氢设备的交流侧和直流侧电压电流关系，

$$\begin{cases}u_{dc}(t)=k_T\sum\limits_{x=\mathrm{a,b,c}}S_x(t)u_x(t)\\ k_T i_x(t)=S_x(t)i_{dc}(t),\quad x=\mathrm{a,b,c}\end{cases} \tag{15}$$

式中：k_T 为三相变压器变比。

为了实现谐波线性化，需要在交流侧加入电网电压扰动分量来进行阻抗建模。以 a 相为例，当加入的小信号扰动分量为正序扰动时，PCC 点处的 $u_a(t)$可以表示为：

$$u_a(t)=U_1\cos(2\pi f_1 t+\varphi_1)+U_p\cos(2\pi f_p t+\varphi_p) \tag{16}$$

式中：U_1、φ_1 为基频 f_1 处的电压幅值和相位；U_p、φ_p 为频率 f_p 处正序电压扰动的幅值和相位。

电压扰动会导致锁相环输出的θ_L和电流环输出的α产生对应的扰动分量，从而导致映射函数也存在扰动分量。通过双傅里叶变换和第一类贝塞尔方程，可以解出映射函数的频域表达式，

$$\begin{cases}S_a(f)=\mathrm{j}\left(\dfrac{mA_p}{2}\right)^{|n|}\dfrac{\sqrt{3}\mathrm{e}^{-\mathrm{j}m\alpha_0}}{m\pi\mathrm{e}^{-\mathrm{j}m\varphi_1}}\mathrm{e}^{\mathrm{j}\left(\frac{\mp5-3n}{6}\right)\pi}\mathrm{e}^{\mathrm{j}n\phi_{Ap}}\\ f=mf_1+n(f_p-f_1)\end{cases} \tag{17}$$

式中：m=6k±1，n= −1,0,1，k 为整数；α_0 表示触发角稳态直流分量；A_p 和ϕ_{Ap} 表示相位控制环节产生的扰动幅值和相位[24]。

1.4 电解水制氢设备交流阻抗模型

根据式(14)可知，u_{dc} 频域表达式可以通过映射函数与变压器副边电压进行卷积计算得到。将所得结果整理如下：

$$U_{dc}(f)=\begin{cases}\dfrac{3\sqrt{3}k_T U_1}{2\pi\mathrm{e}^{\mathrm{j}6k(\alpha_0-\varphi_1)}}\left(\dfrac{\mathrm{e}^{-\mathrm{j}\alpha_1}}{6k+1}+\dfrac{-\mathrm{e}^{\mathrm{j}\alpha_1}}{6k-1}\right),\\ f=6kf_1\\ \dfrac{-3\sqrt{3}k_T U_1}{2\pi\mathrm{e}^{\mathrm{j}6k(\alpha_0-\varphi_1)}}\left(\sin(\alpha_1)A_p\mathrm{e}^{\mathrm{j}\phi_{Ap}}+\dfrac{U_p\mathrm{e}^{\mathrm{j}(\alpha_1+\varphi_p)}}{U_1(6k-1)}\right),\\ f=6kf_1+(f_p-f_1)\\ \dfrac{-3\sqrt{3}k_T U_1}{2\pi\mathrm{e}^{\mathrm{j}6k(\alpha_0-\varphi_1)}}\left(\sin(\alpha_1)A_p\mathrm{e}^{\mathrm{j}\phi_{Ap}}-\dfrac{U_p\mathrm{e}^{-\mathrm{j}(\alpha_1+\varphi_p)}}{U_1(6k+1)}\right),\\ f=6kf_1-(f_p-f_1)\end{cases} \tag{18}$$

式中：α_1=α_0+π/3。

结合式(18)和式(13)，将 $U_{dc}(f)$与 $Z_{dc}(f)$相除可以得到 $I_{dc}(f)$的频域分量，随后再次利用卷积定理计算交流侧电流 i_a 的频域表达式。

$$I_a(f)=k_T\sum_{i=-\infty}^{\infty}(S_a(i)\cdot I_{dc}(f-i)) \tag{19}$$

将 f_p 和 f_p−2f_1 分别代入式(19)，可得到频域内 i_a 的扰动分量 $I_a(f_p)$和频率耦合分量 $I_a(f_p-2f_1)$。然后将 $I_a(f_p)$和 $I_a(f_p-2f_1)$分别与扰动电压的频域表达式 $0.5U_p\mathrm{e}^{\mathrm{j}\varphi_p}$ 相除，可求出电解水制氢设备交流端口的正序导纳 $Y_{11}(s)$及其频率耦合项 $Y_{21}(s)$，表达式如式(20)所示。

由于六脉冲晶闸管整流桥产生的交流谐波电流主要集中在 5、7 次基波频率处，对此，滤波电路采用了两组单调谐滤波器，以分别滤除 5、7 次谐波电流。对于 11 次及以上的高次谐波电流则采用高通滤波器将其滤除，如式(21)中的 $Y_f(s)$所示。其中，R_5、L_5、C_5 分别为 5 次单调谐滤波器电阻、电感和电容；R_7、L_7、C_7 分别为 7 次单调谐滤波器电阻、电感和电容；R_{11}、L_{11} 和 C_{11} 分别为 11 次高通滤波器电阻、电感和电容。

同理，将小信号电压扰动设为负序扰动，重复上述步骤，可求得电解水制氢设备的负序导纳 $Y_{22}(s)$及其频率耦合项 $Y_{12}(s)$，表达式如附录式(A5)所示。

1.5 电解水制氢设备阻抗模型验证

为验证所得电解水制氢设备阻抗模型的正确性，以便后续对风电制氢系统的稳定性进行分析，本文基于 Matlab/Simlink 建立了图 1 所示的制氢设备仿真模型。其中，电解槽的仿真模型及参数同文献[17]的动静态模型保持一致，具体参数如附录表

$$\begin{cases} Y_{11}(s)=\dfrac{9k_{\mathrm{T}}^{2}A_{\mathrm{p}}\mathrm{e}^{\mathrm{j}(\phi_{\mathrm{Ap}}+\varphi_{1})}U_{1}}{\pi^{2}U_{\mathrm{p}}\mathrm{e}^{\mathrm{j}(\alpha_{1}+\varphi_{\mathrm{p}})}}\displaystyle\sum_{k=-\infty}^{\infty}\left(\frac{-6k\sin(\alpha_{1})+\mathrm{j}\cos(\alpha_{1})}{\left(36k^{2}-1\right)Z_{\mathrm{dc}}\left(\mathrm{j}6k\omega_{1}\right)}+\frac{\sin(\alpha_{1})+\dfrac{U_{\mathrm{p}}\mathrm{e}^{\mathrm{j}(\alpha_{1}+\varphi_{\mathrm{p}})}}{(6k-1)A_{\mathrm{p}}\mathrm{e}^{\mathrm{j}(\phi_{\mathrm{Ap}}+\varphi_{1})}U_{1}}}{(6k-1)Z_{\mathrm{dc}}(s+(\mathrm{j}6k-1)\omega_{1})}\right)+Y_{\mathrm{f}}(s) \\ Y_{21}(s)=\dfrac{9k_{\mathrm{T}}^{2}A_{\mathrm{p}}\mathrm{e}^{\mathrm{j}(\phi_{\mathrm{Ap}}-2\varphi_{1})}U_{1}}{\pi^{2}U_{\mathrm{p}}\mathrm{e}^{-\mathrm{j}(\alpha_{1}-\varphi_{\mathrm{p}})}}\displaystyle\sum_{k=-\infty}^{\infty}\left(\frac{6k\sin(\alpha_{1})-\mathrm{j}\cos(\alpha_{1})}{(36k^{2}-1)Z_{\mathrm{dc}}\left(\mathrm{j}6k\omega_{1}\right)}-\frac{\sin(\alpha_{1})-\dfrac{U_{\mathrm{p}}\mathrm{e}^{\mathrm{j}(\alpha_{1}+\varphi_{\mathrm{p}})}}{(6k-1)A_{\mathrm{p}}\mathrm{e}^{\mathrm{j}(\phi_{\mathrm{Ap}}+\varphi_{1})}U_{1}}}{(6k+1)Z_{\mathrm{dc}}\left(s+\mathrm{j}(6k-1)\omega_{1}\right)}\right) \end{cases} \tag{20}$$

$$Y_{\mathrm{f}}(s)=\frac{1}{R_{5}+sL_{5}+1/(sC_{5})}+\frac{1}{R_{7}+sL_{7}+1/(sC_{7})}+\frac{sL_{11}R_{11}}{R_{11}+sL_{11}}+\frac{1}{sC_{11}} \tag{21}$$

A1 所示。通过扫频验证法[25]，即在 PCC 点依次注入各频率的正序和负序扰动电压，随后对并网点对应频率下的电流响应进行检测及处理，实现对制氢设备交流端口阻抗模型的验证。图 3 为制氢设备阻抗解析模型与仿真结果的对比。

可以发现，导纳矩阵与扫频结果的幅频特性和相频特性均相符，验证了阻抗解析模型的正确性。从图中可以看出，低频时(1 Hz~10 Hz)，$Y_{22}(s)$的幅值和 $Y_{12}(s)$的幅值基本接近；中频时(10 Hz~100 Hz)，$Y_{21}(s)$、$Y_{12}(s)$的幅值大于 $Y_{11}(s)$、$Y_{22}(s)$的幅值；高频时(100 Hz 以上)，$Y_{21}(s)$、$Y_{12}(s)$的幅值远小于 $Y_{11}(s)$、$Y_{22}(s)$的幅值，频率耦合效应可忽略不计。因此，在中低频分析风电制氢系统稳定性问题时，需考虑其频率耦合效应。

2　风电制氢系统的稳定性分析

本文采用双馈风机作为风电制氢系统中的风力发电装置。在电压等级为 10 kV 的感性弱电网接

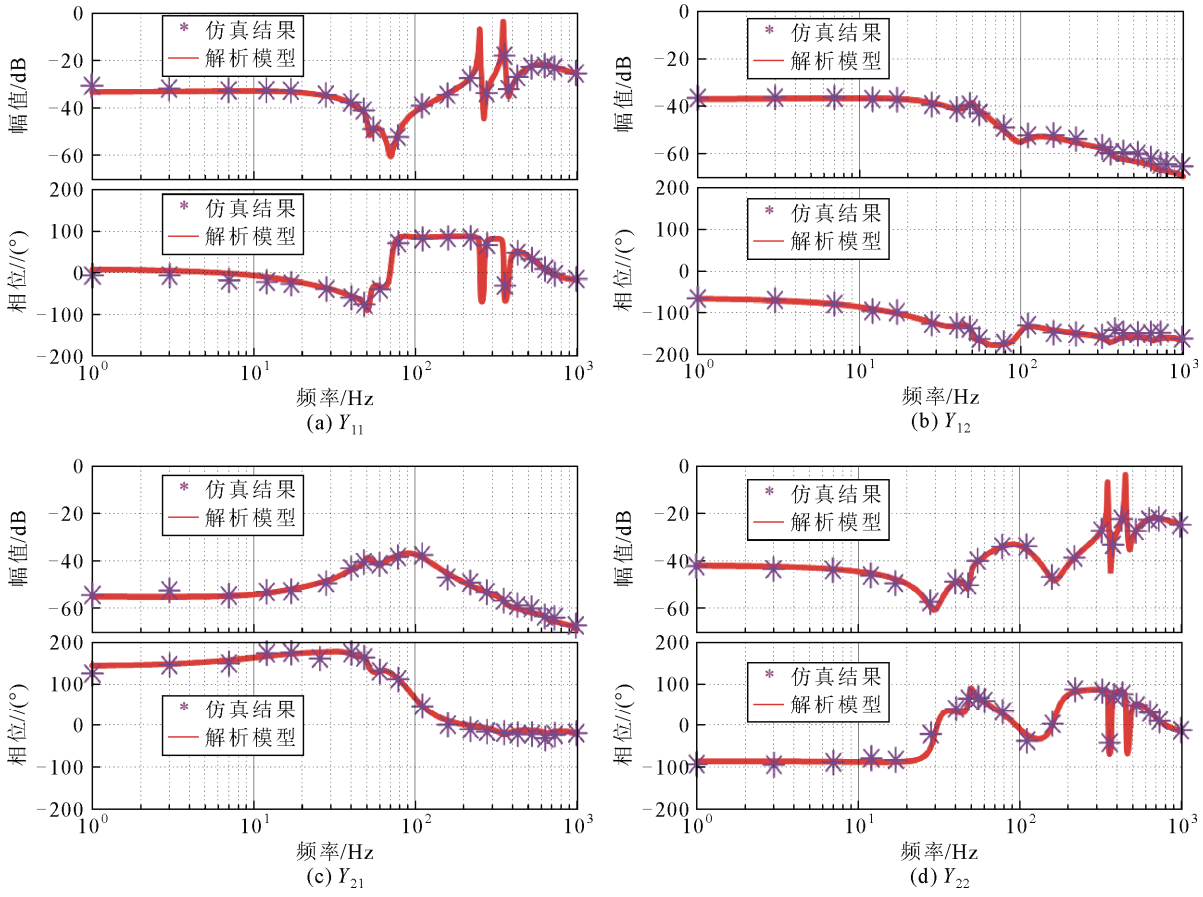


图 3　制氢设备阻抗模型验证

Fig.3　Validation of impedance model for electrolysis water equipment for hydrogen production

入一台额定容量为 1.5 MW 的双馈风机和两台额定容量为 500 kW 的制氢设备，以此作为本文的研究场景[26]，如图 4 所示。图中，L_g 为感性弱电网电感。

将两台制氢设备导纳矩阵合并为 $\boldsymbol{Y}_{HY}$，结合同样需要考虑频率耦合效应的双馈风机阻抗模型 Y_{DFIG}[13]，可以得到风电制氢系统的导纳矩阵 $\boldsymbol{Y}_{RH}$，

$$\boldsymbol{Y}_{RH}=\begin{bmatrix}Y_{R11} & Y_{R12}\\ Y_{R21} & Y_{R22}\end{bmatrix}=\boldsymbol{Y}_{DFIG}+\boldsymbol{Y}_{HY} \tag{22}$$

式中：Y_{R11}、Y_{R21}、Y_{R22}、Y_{R12} 分别代表风电制氢系统阻抗模型的正序导纳、正序导纳耦合项、负序导纳以及负序导纳耦合项；

2.1 等效 SISO 阻抗模型及振荡特性分析

根据式(23)可知，风电制氢系统是一个典型的多输入多输出系统，为了更加直观地分析其并网稳定性，需将其等效为单输入单输出(single-input single-output，SISO)系统。由于频率耦合效应不可忽略，本文采用与广义奈奎斯特判据在判断临界稳定点时具有等效性的 SISO 阻抗模型变换方法，将风电制氢系统导纳矩阵 Y_{RH} 非对角线元素连同电网阻抗一并变换至主对角线上，具体转换过程为[27]：

$$Z_{SISO}=\frac{1+Y_{R22}Z_{gn}}{Y_{R11}+Y_{R11}Z_{gn}Y_{R22}-Y_{R12}Z_{gn}Y_{R21}} \tag{23}$$

式中：$Z_{gn}=(s-2j\omega_1)L_g$，表示电网负序阻抗；Z_{SISO} 为风电制氢系统的等效 SISO 阻抗。

图 5 给出了各机组运行在额定工况下，短路比(short circuit ratio ,SCR)分别为 2 和 5 时风电制氢系统的等效 SISO 阻抗波特图。图中黑线表示电网阻抗波特图。

从图 5 中可以看出，由于有源控制器的加入，风电制氢系统脱离了无源特性[28]，存在明显的负阻频段。当等效 SISO 幅频特性曲线与电网阻抗特性曲线相交于负阻频段，且交点处与电网阻抗的相位差超过 180°时，将会导致振荡失稳现象[29]。可以发现，当 SCR 为 2 时，在 78 Hz 处的交点相位处于负阻区域，且交点处的等效 SISO 阻抗与电网阻抗的相位差达到了 198°，说明此时将会产生 78 Hz 和 22 Hz 的谐振。当 SCR 为 5 时，在 98 Hz 处的交点位于正负 90°之内的无源区域，说明此时风电制氢系统处于稳定状态。因此随着 SCR 的减小，幅频特性曲线在中频段的交点将朝着与电网阻抗相差 180°的负阻区域移动，使得风电制氢装置与感性弱电网构成的互联系统易于发生振荡。

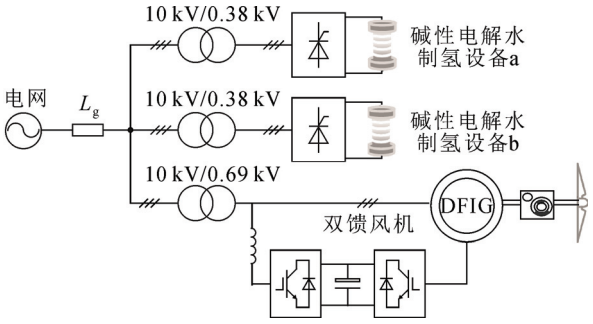


图 4 风电制氢系统拓扑结构

Fig.4 Topological structure of renewable energy system for hydrogen production

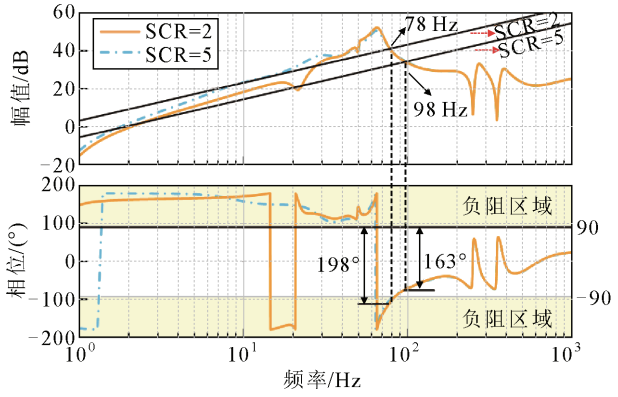


图 5 不同短路比下等效 SISO 阻抗波特图

Fig.5 SISO impedance Bode diagram with different SCR

电解槽工作电流的改变会对整流器的触发角以及电解槽等效电路产生影响，进而影响制氢设备的阻抗特性。图 6 给出了 SCR 为 2 时，两台制氢设备均运行在不同电流指令 $I^*_{dc(a,b)}$ 下的风电制氢系统等效 SISO 阻抗波特图。

从图 6 可以看出，在 $I^*_{dc(a,b)}$ 发生大幅变化时，等效 SISO 阻抗幅频特性曲线与电网阻抗幅频特性曲线可能发生振荡的交点依旧位于 70 Hz~90 Hz 区间。随着 $I^*_{dc(a,b)}$ 的增大，交点集中于 78 Hz 附近，且逐渐由负阻区域转移至无源区域，互联系统趋于稳定。说明制氢系统的低电流工况不仅会降低制氢功率，还会导致风电制氢系统在交点附近呈现更强的负阻性和容性，使得系统易于发生振荡。

电解槽工作温度的改变会引起电解槽等效电路发生变化[30]，也会影响制氢设备的阻抗特性。图 7 给出了 SCR 为 2 时，制氢设备运行在不同工作温度下的风电制氢系统等效 SISO 阻抗波特图。

从图 7 可以看出，随着 T 的降低，等效 SISO 阻抗幅频特性曲线与电网阻抗幅频特性曲线可能发

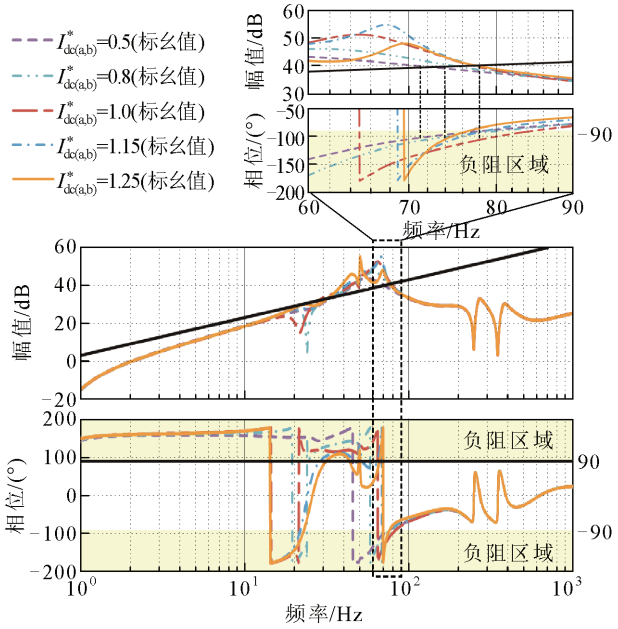


图 6　制氢设备不同工作电流下等效 SISO 阻抗波特图

Fig.6　SISO impedance Bode diagram with different operating current of electrolysis water equipment

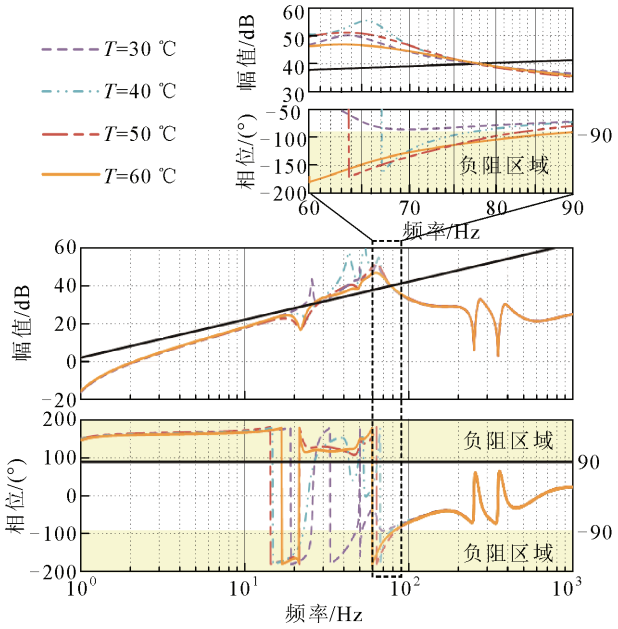


图 7　制氢设备不同工作温度下等效 SISO 阻抗波特图

Fig.7　SISO impedance Bode diagram with different operating temperature of electrolysis water equipment

生振荡的交点逐渐由负阻区转移至无源区域，互联系统趋于稳定。说明当 T 升高时，可逆电压和过电压均得到不同程度的降低，制氢功率随之降低，影响整流器的触发角的同时，削弱电解槽等效阻性，导致风电制氢系统在交点附近呈现更强的负阻性和容性，使得系统易于发生振荡。

综上所述，电网短路比、制氢设备工作电流和工作温度均会对互联系统的稳定性产生影响。当互联系统稳定裕度不足时，可以选择适当增大制氢设备工作电流或降低电解槽工作温度。然而为保证电解槽的高效、经济性以及宽运行范围，电解槽无法在低温状态或单一负荷下长时间运行[30]。对此，可以通过研究制氢设备各个控制参数对阻抗特性的影响规律，从参数优化角度，为提升风电制氢系统的稳定性提供实施依据。

2.2　制氢设备参数灵敏度分析

本文采用对制氢设备各控制参数进行灵敏度分析的方法，研究各参数对风电制氢系统稳定性的影响规律。为了归一化地计算等效 SISO 阻抗模型对可调控制参数的灵敏度大小，采用式(24)—(25)所示的微分运算[31]：

$$\frac{\mathrm{d}R}{\mathrm{d}x}=\mathrm{Re}\left(x\cdot\frac{\mathrm{d}Z_{\mathrm{SISO}}}{\mathrm{d}x}\right) \tag{24}$$

$$\frac{\mathrm{d}X}{\mathrm{d}x}=\mathrm{Im}\left(x\cdot\frac{\mathrm{d}Z_{\mathrm{SISO}}}{\mathrm{d}x}\right) \tag{25}$$

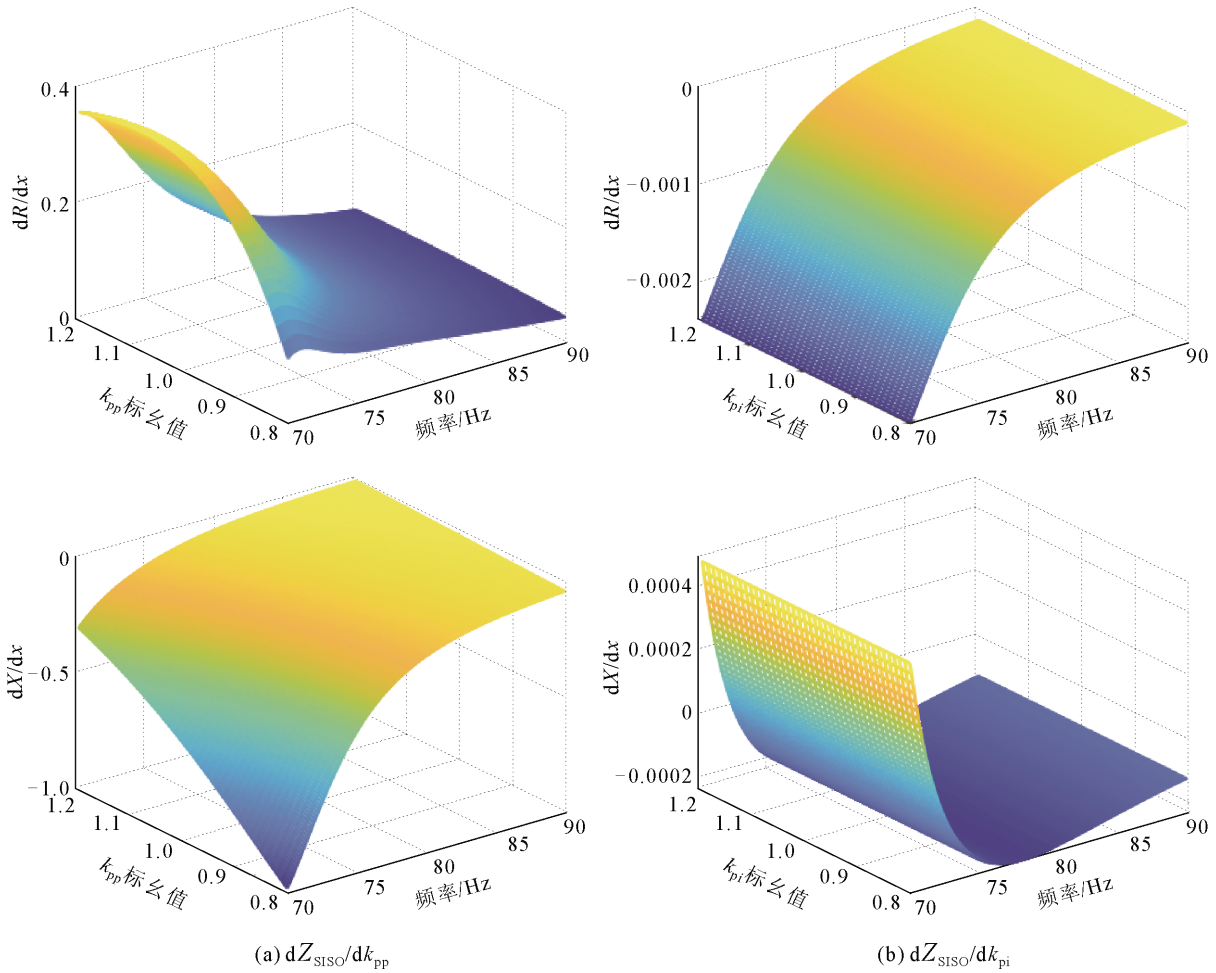
式中：x 表示制氢设备可调控制参数；R、X 分别为等效 SISO 阻抗模型的实部和虚部(标幺值)。

通过对 x 求偏导，分别提取其实部和虚部，即可得到等效 SISO 阻抗模型的实部和虚部对参数 x 的灵敏度大小。$\mathrm{d}R/\mathrm{d}x$ 定义为实部灵敏度(标幺值)，用于分析参数变化对阻抗负阻性的影响，$\mathrm{d}X/\mathrm{d}x$ 定义为虚部灵敏度(标幺值)，用于分析参数变化对阻抗容性的影响。需要指出的是，灵敏度分析所得的结论仅用于定性地指导参数的调节方向[27]。本文选用对削弱阻抗无源特性起主导的锁相环的控制参数和电流环控制参数为灵敏度分析对象。

2.2.1　锁相环控制参数灵敏度分析

根据式(24)—(25)，图 8 给出了制氢设备锁相环控制参数灵敏度分析的结果。为了针对性地分析锁相环控制参数对稳定性的影响，图 8 列出了发生振荡概率较高的频段内(70~90 Hz)的灵敏度分析结果。由于在对某个参数进行微分运算时，其结果代表的有效邻域有限，因此将参数灵敏度分析范围设定为 0.8 倍基准值至 1.2 倍基准值。其中，基准值的选取参考了图 5 所示的失稳场景里的制氢设备锁相环控制参数。

从图 8 中可以看出，锁相环比例参数 k_{pp} 的实部灵敏度整体都大于零，说明随着 k_{pp} 的增大，等



(a) dZ_{SISO}/dk_{pp} (b) dZ_{SISO}/dk_{pi}

图 8 锁相环控制参数灵敏度计算结果

Fig.8 Sensitivity results of PLL control parameters

效 SISO 阻抗的负阻性得到削弱，此时风电制氢系统将趋于稳定；k_{pp} 的虚部灵敏度小于零，说明随着 k_{pp} 的增大，等效 SISO 阻抗的容性得到增强，但由于阻抗负阻性得到削弱，无源特性增强。因此，总体上 k_{pp} 的增大有利于风电制氢系统的稳定。与 k_{pp} 相比，锁相环积分参数 k_{pi} 的灵敏度较小，对系统稳定性的影响可以忽略。

图 9 为额定工况下 SCR 为 2 时，k_{pp} 分别为 0.8，1.4，2 时的风电制氢系统等效 SISO 阻抗特性曲线，以及 k_{pi} 分别为 0.2，1，5 时的风电制氢系统等效 SISO 阻抗特性曲线。

从图 9 可以看出，随着 k_{pp} 的增大，等效 SISO 阻抗幅频特性曲线与电网阻抗幅频特性曲线的交点在 78Hz 附近，交点处的相位由负阻区域转移至无源区域，相位裕度逐渐增大。因此增大 k_{pp} 可使风电制氢系统由不稳定状态转换到稳定状态，该结论与 k_{pp} 的灵敏度分析结果保持一致。而随着 k_{pi} 的增大，等效 SISO 阻抗幅频特性曲线与电网阻抗幅频特性曲线的交点频率基本不变，交点处的相位也基本不变，依旧维持在负阻区域。因此 k_{pi} 的调节对稳定性的影响较小可忽略，该结论与 k_{pi} 的灵敏度分析结果保持一致。

2.2.2 电流环控制参数灵敏度分析

图 10 给出了制氢设备电流环控制参数的灵敏度分析结果。

图 10 中，电流环比例参数 k_{ip} 的实部灵敏度和虚部灵敏度均小于零，说明随着 k_{ip} 的减小，等效 SISO 阻抗的负阻性和容性均得到削弱，风电制氢系统将趋于稳定。与 k_{ip} 相比，电流环积分参数 k_{ii} 的灵敏度较小，对系统稳定性的影响可以忽略。

图 11 给出了额定运行工况下 SCR 为 2 时，k_{ip} 分别为 0.25，0.5，1 以及 k_{ii} 分别为 0.2，1，5 时的等效 SISO 阻抗特性曲线。图中，等效 SISO 阻抗幅频特性曲线与电网阻抗幅频特性曲线的交点依旧在 78 Hz 附近。随着 k_{ip} 的减小，等效 SISO 阻抗的负阻性和容性均得到削弱，此时交点处的相位从负阻

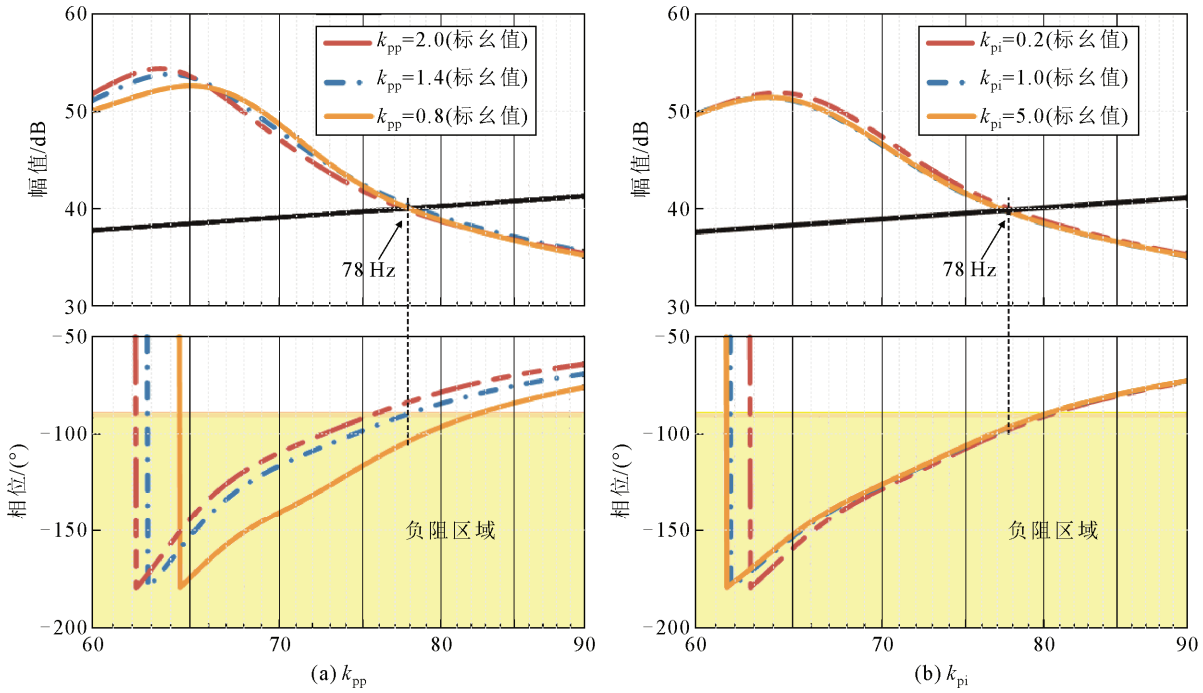


图 9　不同锁相环控制参数下等效 SISO 阻抗特性曲线

Fig.9　SISO impedance Bode diagram with different PLL control parameters

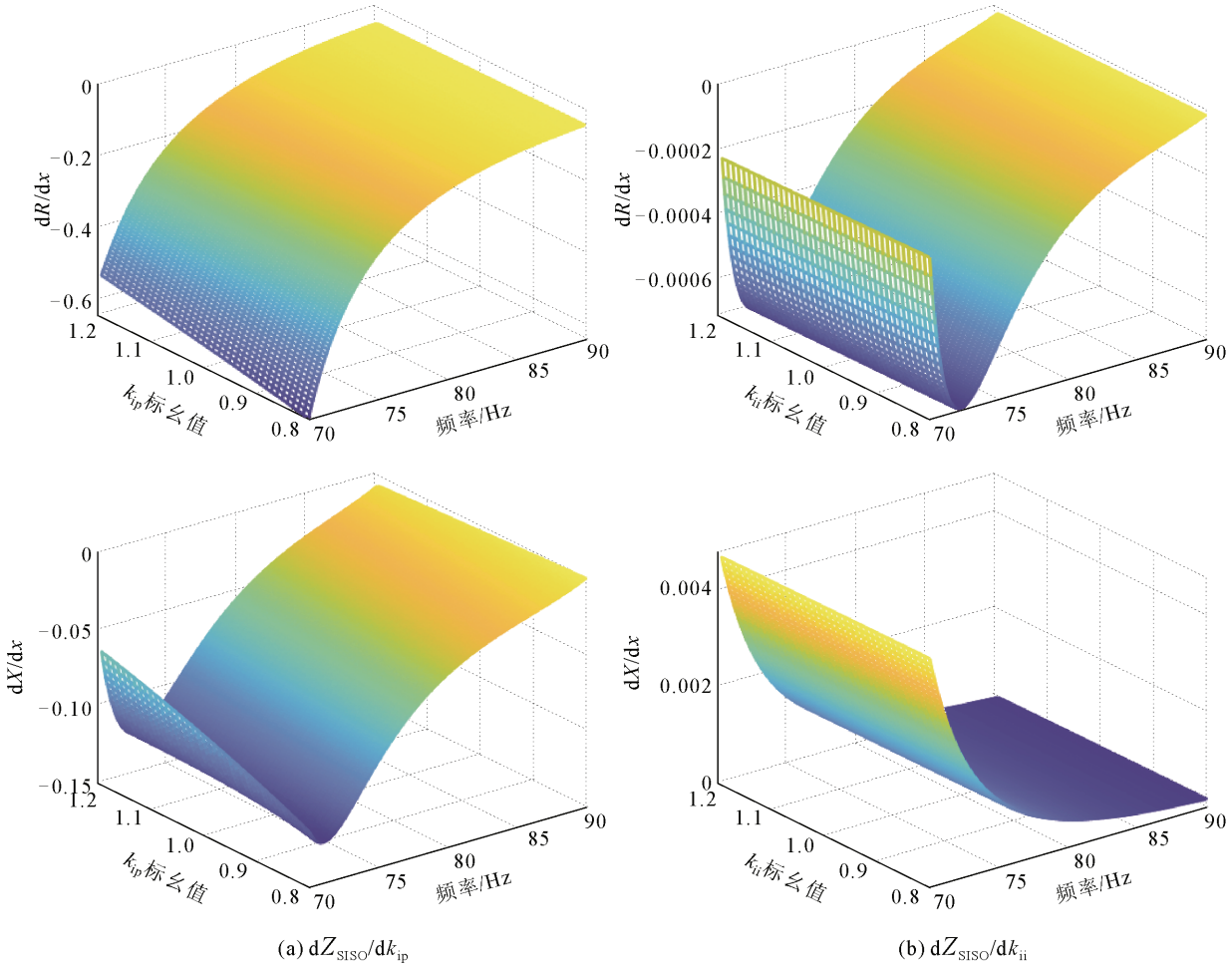


图 10　电流环控制参数灵敏度计算结果

Fig.10　Sensitivity results of current loop control parameters

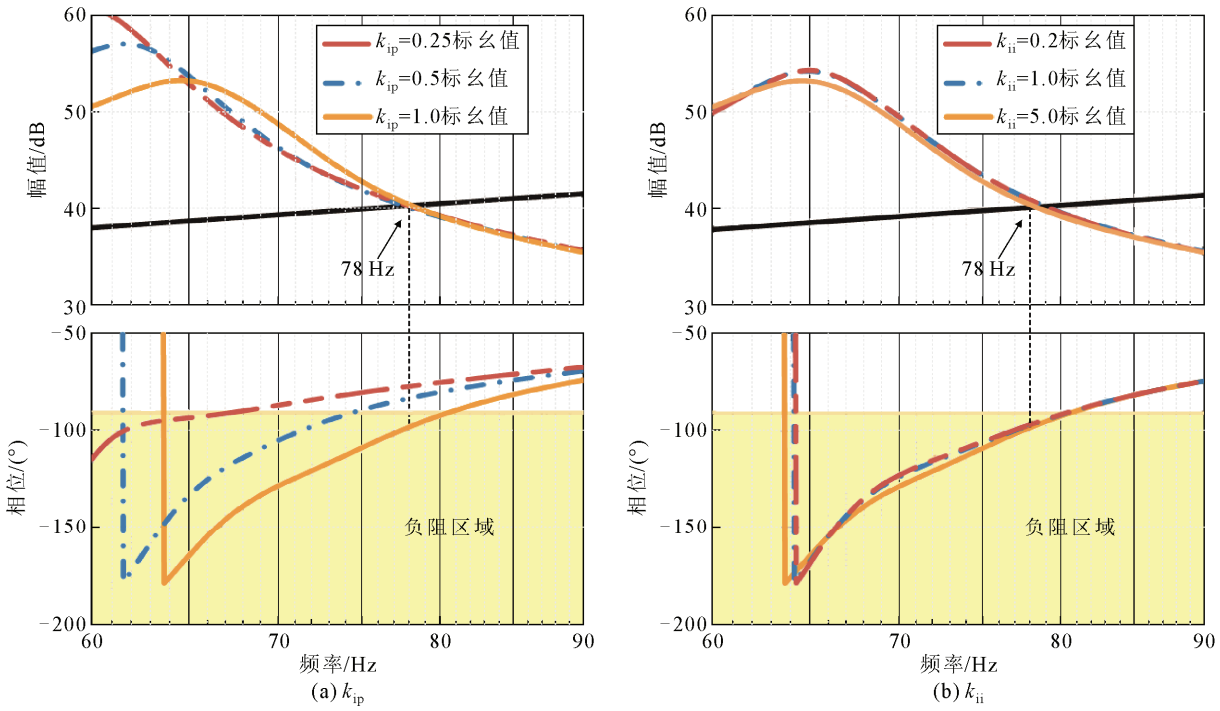


图 11 不同电流环控制参数下等效 SISO 阻抗特性曲线

Fig.11 SISO impedance Bode diagram with different current loop control parameters

区域转移至为无源区域，相位裕度也逐渐增大。因此，减小 k_{ip} 可提升风电制氢系统在弱电网下的适应性，该结论与 k_{ip} 的灵敏度分析结果保持一致。而随着 k_{ii} 的增大，等效 SISO 阻抗幅频特性曲线与电网阻抗幅频特性曲线的交点频率基本不变，交点处的相位也基本不变，依旧维持在负阻区域。因此 k_{ii} 对稳定性的影响较小可忽略，该结论与 k_{ii} 的灵敏度分析结果保持一致。

对比图 8 和图 10 可以得到，k_{ip} 的实部灵敏度大于 k_{pp} 的实部灵敏度，说明 k_{ip} 对稳定性的影响更大。因此当风电制氢系统在弱电网下存在稳定性问题时，可以通过降低电流环比例增益，增加锁相环比例增益为辅的步骤，对参数进行优化，达到系统稳定性提升的效果。

3 仿真验证

为了验证上述讨论的正确性，本文在 Matlab/Simulink 仿真平台中搭建了图 4 所示的风电制氢系统接入感性弱电网的时域仿真模型，并给出了风电制氢系统 PCC 点电压、PCC 点电流以及制氢设备直流电压、直流电流的波形。在仿真模型中，双馈风机的结构与参数同文献[13]保持一致，制氢设备的动静态电气模型及参数同文献[17]保持一致，具体参数如附录表 A1 所示。

为了验证图 5 所示短路比对风电制氢系统稳定性的影响，图 12 给出了不同短路比下的仿真结果。在 2 s 时，SCR 由 5 降至 2，互联系统开始出现振荡。此时，各机组均处于额定运行工况。图 13 给出了图 12 中发生振荡时 PCC 点电压的 FFT 分析结果。结果显示，系统存在较大的 78 Hz 振荡，由于频率耦合效应不可忽略，系统在 22 Hz 频率处也存在振荡现象，该现象与 2.1 节的分析保持一致。

为了验证图 6 所示制氢设备工作电流对风电制氢系统稳定性的影响，图 14 给出了 SCR 为 2 时，制氢设备在不同电流指令下的时域仿真结果。在 2 s 时，$I^*_{dc(a,b)}$ 标幺值由 1.25 降至 1，互联系统开始出现 78 Hz 的振荡，该振荡现象与 2.1 节的分析保持一致。

为了验证图 7 所示电解槽工作温度对风电制氢系统稳定性的影响，图 15 给出了 SCR 为 2 时，电解槽处于不同工作温度时的时域仿真结果。设定 T 由 40 ℃逐步升高至 50 ℃，互联系统则逐渐出现 78 Hz 的振荡，该现象与 2.1 节的分析结果保持一致。

为了验证图 9 和图 11 所示的参数优化效果，图 16 给出了 SCR 为 2 时，调整参数 k_{pp} 和 k_{ip} 对应的仿真结果。此时，各机组均处于额定运行工况。在 2 s 前，k_{pp} 设定为基值的两倍，互联系统在额定工况下稳定运行，与图 9 所得结论相吻合。在 2 s 时

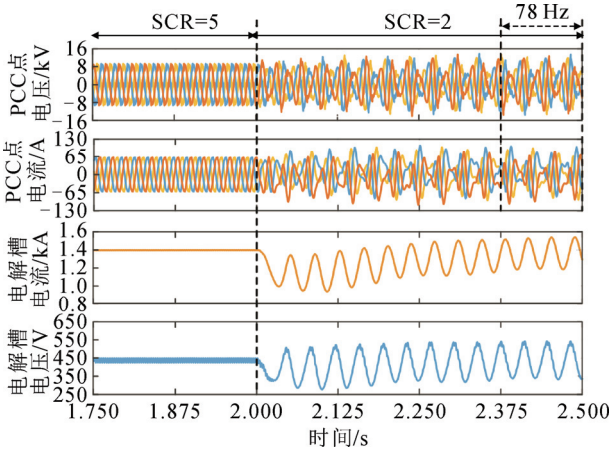


图 12　不同短路比下仿真结果

Fig.12　Simulation results with different SCR

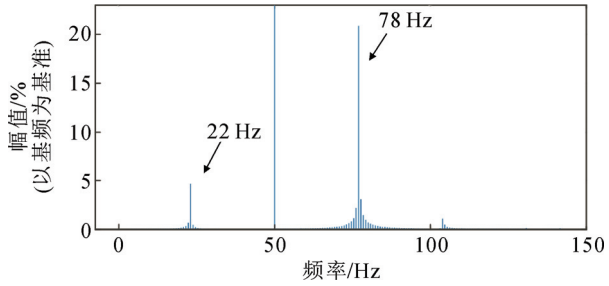


图 13　短路比为 2 时 PCC 点电压的 FFT 分析结果

Fig.13　FFT analysis result of renewable energy system for hydrogen production when SCR=2

减小 k_{pp} 至基值，互联系统发生振荡，该失稳场景与图 12 的失稳场景保持一致。在 3 s 时，降低 k_{ip} 至基值的一半，振荡现象得到抑制，与图 11 所得结论相吻合。该结果验证了前述参数调整方案的正确性,即增大锁相环比例增益和降低电流环比例增益均有利于提升风电制氢系统在感性弱电网下的适应性。

4　结论

本文以风电制氢系统为研究对象，在电解水制氢设备阻抗模型的基础上，分析了风电制氢系统与感性弱电网互联时的振荡机理及稳定性提升方法。主要结论如下：

1）所建阻抗模型能够准确反映电解槽动静态电气特性及其整流控制特性，为风电制氢系统的稳定性分析提供了理论基础。

2）电网强度及制氢系统运行工况均会对风电制氢系统的稳定性产生影响。其中，电网短路比越

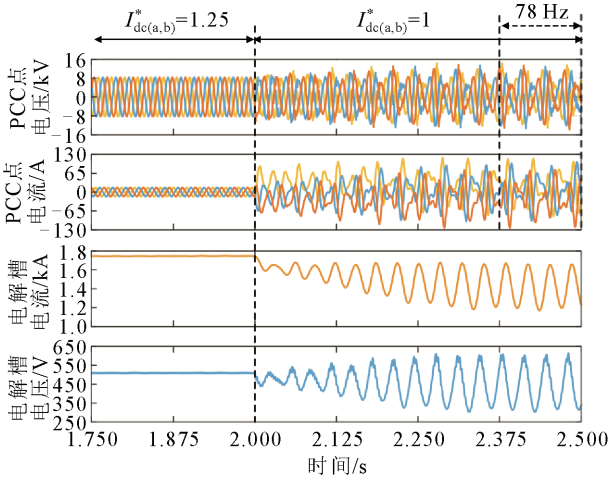


图 14　制氢设备在不同工作电流下对应的仿真结果

Fig.14　Simulation results with different operating current of electrolysis water equipment

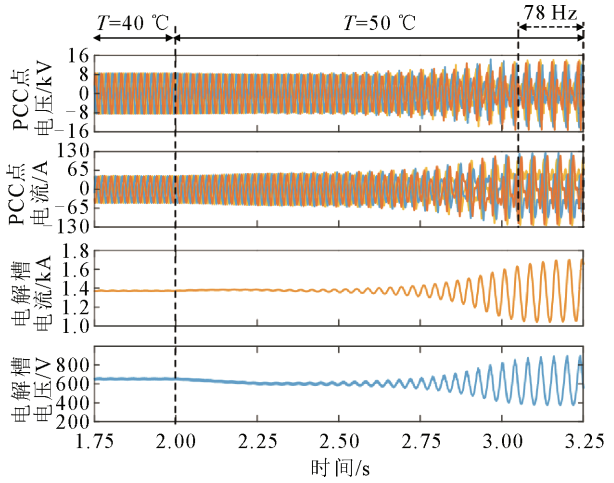


图 15　制氢设备在不同工作温度下对应的仿真结果

Fig.15　Simulation results with different operating temperature of electrolysis water equipment

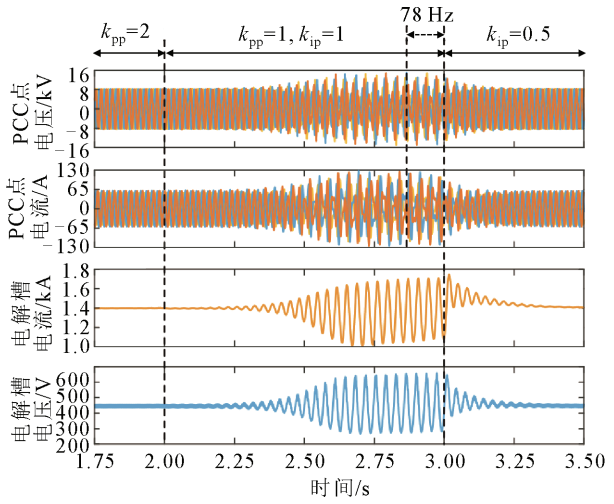


图 16　调整参数 k_{pp} 和 k_{ip} 对应的仿真结果

Fig.16　Simulation results when k_{ip} or k_{pp} changes

低、制氢设备工作电流越小、工作温度越高，互联系统越容易产生谐振。

3）针对上述工况，增大锁相环比例增益或降低电流环比例增益可以有效提升风电制氢系统在感性弱电网下的稳定性和适应性。

附录见本刊网络版(http://hve.epri.sgcc.com.cn)。

参考文献 References

[1] 许世森，张瑞云，程 健，等. 电解制氢与高温燃料电池在电力行业的应用与发展[J]. 中国电机工程学报，2019，39(9)：2531-2536.
XU Shisen, ZHANG Ruiyun, CHENG Jian, et al. Application and development of electrolytic hydrogen production and high temperature fuel cell in electric power industry[J]. Proceedings of the CSEE, 2019, 39(9): 2531-2536.

[2] MOHAMMADI A, MEHRPOOYA M. A comprehensive review on coupling different types of electrolyzer to renewable energy sources[J]. Energy, 2018, 158: 632-655.

[3] 袁铁江，曹继雷. 计及风电−负荷不确定性的风氢低碳能源系统容量优化配置[J]. 高电压技术，2022，48(6)：2037-2044.
YUAN Tiejiang, CAO Jilei. Capacity optimization allocation of wind hydrogen low-carbon energy system considering wind power-load uncertainty[J]. High Voltage Engineering, 2022, 48(6): 2037-2044.

[4] 张长云，黄景光，李振兴，等. 极地环境含风氢储混合微电网容量优化配置[J]. 电力工程技术，2022，41(1)：108-116.
ZHANG Changyun, HUANG Jingguang, LI Zhengxing, et al. Optimal configuration of wind-hydrogen-storage hybrid microgrid capacity in polar environment[J]. Electric Power Engineering Technology, 2022, 41(1): 108-116.

[5] 严思韵，王 晨，周登极. 含氢能气网掺混输运的综合能源系统优化研究[J]. 电力工程技术，2021，40(1)：10-16，49.
YAN Siyun, WANG Chen, ZHOU Dengji. Optimization of integrated electricity and gas system considering hydrogen-natural-gas mixture transportation[J]. Electric Power Engineering Technology, 2021, 40(1): 10-16, 49.

[6] ELAM C C, PADRÓ C E G, SANDROCK G, et al. Realizing the hydrogen future: the International Energy Agency's efforts to advance hydrogen energy technologies[J]. International Journal of Hydrogen Energy, 2003, 28(6): 601-607.

[7] ULLEBERG Ø, NAKKEN T, ETÉ A. The wind/hydrogen demonstration system at Utsira in Norway: evaluation of system performance using operational data and updated hydrogen energy system modeling tools[J]. International Journal of Hydrogen Energy, 2010, 35(5): 1841-1852.

[8] 孙鹤旭，李 争，陈爱兵，等. 风电制氢技术现状及发展趋势[J]. 电工技术学报，2019，34(19)：4071-4083.
SUN Hexu, LI Zheng, CHEN Aibing, et al. Current status and development trend of hydrogen production technology by wind power[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2019, 34(19): 4071-4083.

[9] 刘 芳，刘 威，汪浩东，等. 高比例新能源电力系统振荡机理及其分析方法研究综述[J]. 高电压技术，2022，48(1)：95-113.
LIU Fang, LIU Wei, WANG Haodong, et al. Review on oscillation mechanism and analysis methods of high proportion renewable energy power system[J]. High Voltage Engineering, 2022, 48(1): 95-113.

[10] 樊 陈，姚建国，张琦兵，等. 英国“8·9”大停电事故振荡事件分析及思考[J]. 电力工程技术，2020，39(4)：34-41.
FAN Chen, YAO Jianguo, ZHANG Qibin, et al. Reflection and analysis for oscillation of the blackout event of 9 August 2019 in UK[J]. Electric Power Engineering Technology, 2020, 39(4): 34-41.

[11] 陈露洁，徐式蕴，孙华东，等. 高比例电力电子电力系统宽频带振荡研究综述[J]. 中国电机工程学报，2021，41(7)：2297-2309.
CHEN Lujie, XU Shiyun, SUN Huadong, et al. A survey on wide-frequency oscillation for power systems with high penetration of power electronics[J]. Proceedings of the CSEE, 2021, 41(7): 2297-2309.

[12] 赵 强，张雅洁，谢小荣，等. 基于可再生能源制氢系统附加阻尼控制的电力系统次同步振荡抑制方法[J]. 中国电机工程学报，2019，39(13)：3728-3735.
ZHAO Qiang, ZHANG Yajie, XIE Xiaorong, et al. Mitigation of subsynchronous oscillations based on renewable energy hydrogen production system and its supplementary damping control[J]. Proceedings of the CSEE, 2019, 39(13): 3728-3735.

[13] 尹梦雪，刘 辉，李蕴红，等. 风电-串补输电系统次同步谐振特性与风电机组数量及线路参数关系研究[J]. 太阳能学报，2021，42(1)：174-179.
YIN Mengxue, LIU Hui, LI Yunhong, et al. Research on impact on sub-synchronous resonance risk from DFIG number and grid structure in Guyuan area[J]. Acta Energiae Solaris Sinica, 2021, 42(1): 174-179.

[14] XU Y Y, NIAN H, WANG T, et al. Frequency coupling characteristic modeling and stability analysis of doubly fed induction generator[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2018, 33(3): 1475-1486.

[15] LEE D J, WANG L. Small-signal stability analysis of an autonomous hybrid renewable energy power generation/energy storage system part I: time-domain simulations[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2008, 23(1): 311-320.

[16] LI L Y, CHEN W R, HAN Y, et al. A stability enhancement method based on adaptive virtual resistor for electric-hydrogen hybrid DC microgrid grid-connected inverter under weak grid[J]. Electric Power Systems Research, 2021, 191: 106882.

[17] URSÚA A, SANCHIS P. Static–dynamic modelling of the electrical behaviour of a commercial advanced alkaline water electrolyser[J]. International Journal of Hydrogen Energy, 2012, 37(24): 18598-18614.

[18] 郭小强，魏玉鹏，万燕鸣，等. 新能源制氢电力电子变换器综述[J]. 电力系统自动化，2021，45(20)：185-199.
GUO Xiaoqiang, WEI Yupeng, WAN Yanming, et al. Review on power electronic converters for producing hydrogen from renewable energy sources[J]. Automation of Electric Power Systems, 2021, 45(20): 185-199.

[19] RUUSKANEN V, KOPONEN J, KOSONEN A, et al. Power quality and reactive power of water electrolyzers supplied with thyristor converters[J]. Journal of Power Sources, 2020, 459: 228075.

[20] LIU H C, SUN J. DC terminal impedance modeling of LCC-based HVDC converters[C]// Proceedings of 2013 IEEE 14th Workshop on Control and Modeling for Power Electronics. Salt Lake City, USA: IEEE, 2013.

[21] BRAUNS J, TUREK T. Alkaline water electrolysis powered by renewable energy: a review[J]. Processes, 2020, 8(2): 248.

[22] KOPONEN J, POLUEKTOV A, RUUSKANEN V, et al. Comparison of thyristor and insulated-gate bipolar transistor -based power supply

topologies in industrial water electrolysis applications[J]. Journal of Power Sources, 2021, 491: 229443.

[23] 李　荻，李松梅. 电化学原理[M]. 4 版. 北京：北京航空航天大学出版社，2021.
LI Di, LI Songmei. Electrochemical principle[M]. 4th ed. Beijing, China: Beihang University Press, 2021.

[24] LIU H C, SUN J. Analytical mapping of harmonics and impedance through phase-controlled converters[C]//Proceedings of 2012 IEEE 13th Workshop on Control and Modeling for Power Electronics. Kyoto, Japan: IEEE, 2012: 1-8.

[25] ZHANG H, LIU Z G, WU S Q, et al. Input impedance modeling and verification of single-phase voltage source converters based on harmonic linearization[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2019, 34(9): 8544-8554.

[26] 曹　蕾，郭婷婷，陈坤洋，等. 风电耦合制氢技术进展与发展前景[J]. 中国电机工程学报，2021，41(6)：2187-2200.
CAO Fan, GUO Tingting, CHEN Kunyang, et al. Progress and development prospect of coupled wind and hydrogen systems[J]. Proceedings of the CSEE, 2021, 41(6): 2187-2200.

[27] ZHANG C, CAI X, RYGG A, et al. Sequence domain SISO equivalent models of a grid-tied voltage source converter system for small-signal stability analysis[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2018, 33(2): 741-749.

[28] WANG X H, HE Y Y, PAN D H, et al. Passivity enhancement for *LCL*-filtered inverter with grid current control and capacitor current active damping[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2022, 37(4): 3801-3812.

[29] SUN J. Impedance-based stability criterion for grid-connected inverters[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2011, 26(11): 3075-3078.

[30] JANG D, CHOI W, CHO H S, et al. Numerical modeling and analysis of the temperature effect on the performance of an alkaline water electrolysis system[J]. Journal of Power Sources, 2021, 506: 230106.

[31] XU Y Y, NIAN H, WANG Y M, et al. Impedance modeling and stability analysis of VSG controlled grid-connected converters with cascaded inner control loop[J]. Energies, 2020, 13(19): 5114.



余紫薇
1998—，女，硕士生
主要从事新能源阻抗建模及稳定性分析的研究工作
E-mail: 22010002@zju.edu.cn

YU Ziwei



孙　丹(通信作者)
1975—，女，博士，教授
主要从事新能源发电控制技术的研究工作
E-mail: sundan@zju.edu.cn

SUN Dan
Ph.D., Professor
Corresponding author

收稿日期　2023-01-11　修回日期　2023-04-13　　编辑　陈　蔓

附录 A

$$s_{\mathrm{a}} = s_{\mathrm{a1}} + s_{\mathrm{a2}}T + s_{\mathrm{a3}}T^2 \tag{A1}$$

$$t_{\mathrm{a}} = t_{\mathrm{a1}} + t_{\mathrm{a2}}T + t_{\mathrm{a3}}T^2 \tag{A2}$$

$$s_{\mathrm{c}} = s_{\mathrm{c1}} + s_{\mathrm{c2}}T + s_{\mathrm{c3}}T^2 \tag{A3}$$

$$t_{\mathrm{c}} = t_{\mathrm{c1}} + t_{\mathrm{c2}}T + t_{\mathrm{c3}}T^2 \tag{A4}$$

$$\begin{cases} Y_{22}(s) = \dfrac{9k_{\mathrm{T}}{}^2 A_{\mathrm{n}} \mathrm{e}^{\mathrm{j}(\phi_{\mathrm{An}}+\varphi_{\mathrm{l}})} U_{\mathrm{l}}}{\pi^2 U_{\mathrm{p}} \mathrm{e}^{-\mathrm{j}(\alpha_{\mathrm{l}}-\varphi_{\mathrm{p}})}} \displaystyle\sum_{k=-\infty}^{\infty} \left(\frac{6k\sin(\alpha_{\mathrm{l}}) - \mathrm{j}\cos(\alpha_{\mathrm{l}})}{\left(36k^2-1\right) Z_{\mathrm{dc}}\left(\mathrm{j}6k\omega_{\mathrm{l}}\right)} + \frac{-\sin(\alpha_{\mathrm{l}}) + \dfrac{U_{\mathrm{p}} \mathrm{e}^{-\mathrm{j}(\alpha_{\mathrm{l}}-\varphi_{\mathrm{p}})}}{(6k+1) A_{\mathrm{n}} \mathrm{e}^{\mathrm{j}(\phi_{\mathrm{An}}+\varphi_{\mathrm{l}})} U_{\mathrm{l}}}}{(6k+1) Z_{\mathrm{dc}}\left(s + (\mathrm{j}6k+1)\omega_{\mathrm{l}}\right)} \right) + Y_{\mathrm{f}}(s - 2\mathrm{j}\omega_{\mathrm{l}}) \\ Y_{12}(s) = \dfrac{9k_{\mathrm{T}}{}^2 A_{\mathrm{n}} \mathrm{e}^{\mathrm{j}(\phi_{\mathrm{An}}+\varphi_{\mathrm{l}})} U_{\mathrm{l}}}{\pi^2 U_{\mathrm{p}} \mathrm{e}^{\mathrm{j}(\alpha_{\mathrm{l}}+\varphi_{\mathrm{p}})}} \displaystyle\sum_{k=-\infty}^{\infty} \left(\frac{-6k\sin(\alpha_{\mathrm{l}}) + \mathrm{j}\cos(\alpha_{\mathrm{l}})}{\left(36k^2-1\right) Z_{\mathrm{dc}}\left(\mathrm{j}6k\omega_{\mathrm{l}}\right)} + \frac{\sin(\alpha_{\mathrm{l}}) - \dfrac{U_{\mathrm{p}} \mathrm{e}^{-\mathrm{j}(\alpha_{\mathrm{l}}-\varphi_{\mathrm{p}})}}{(6k+1)\ A_{\mathrm{n}} \mathrm{e}^{\mathrm{j}(\phi_{\mathrm{An}}+\varphi_{\mathrm{l}})} U_{\mathrm{l}}}}{(6k-1) Z_{\mathrm{dc}}\left(s + \mathrm{j}(6k+1)\omega_{\mathrm{l}}\right)} \right) \end{cases} \tag{A5}$$

表 A1　风电制氢系统参数表

Table A1　Parameter of renewable energy system for hydrogen production

参数	数值	参数	数值
U_{l}/kV	10	N	215
f_{l}/Hz	50	T_0/K	273.15
φ_{l}/rad	0	r_1/(Ωm^2)	59.55×10^{-6}
$I_{\mathrm{dc}}{}^*$/A	1400	r_2/(Ωm^2·℃$^{-1}$)	-340.82×10^{-9}
A/m^2	0.25	r_3/(Ωm^2·℃)	-106.97×10^{-6}
k_{T}	0.038	r_4/(Ωm^2·℃^{2})	2.71×10^{-3}
L_{d}/Ω	0.003	s_{a1}/V	25.23×10^{-3}
C_{d}/μF	2.6×10^{-5}	s_{a2}/(V·℃$^{-1}$)	-234.0338×10^{-6}
k_{pp}(基值)	0.018	s_{a3}/(V·℃$^{-2}$)	3.1832×10^{-6}
k_{pi}(基值)	0.99	t_{a1}/A	54.6185×10^{-3}
k_{ip}(基值)	1.89	t_{a2}/(A·℃$^{-1}$)	$-2.460\ 1\times10^{-3}$
k_{ii}(基值)	23.52	t_{a3}/(A·℃$^{-2}$)	52.1217×10^{-6}
R_5/Ω	2.14	s_{c1}/V	110.3623×10^{-3}
L_5/H	0.14	s_{c2}/(V·℃$^{-1}$)	-1.6466×10^{-3}
C_5/μF	2.97	s_{c3}/(V·℃$^{-2}$)	22.8382×10^{-6}
L_7/H	0.068	t_{c1}/A	45.7027
R_7/Ω	1.49	t_{c2}/(A·℃$^{-1}$)	0.7781
C_7/μF	3.03	t_{c3}/(A·℃$^{-2}$)	-10.5743×10^{-3}
R_{11}/Ω	31.28	v_0	1.5184
L_{11}/H	0.006	v_1	1.5421×10^{-3}
C_{11}/μF	13.9	v_2	9.526×10^{-5}
$C_{\mathrm{dl,a}}$/F	0.3892	v_3	9.84×10^{-8}
$C_{\mathrm{dl,c}}$/F	0.0188		