

DOI: 10.19783/j.cnki.pspc.231069

考虑右半平面极点的三相并网变换器小干扰稳定性分析

邢法财^{1,2}, 蒋哲^{1,2}, 武诚³, 张志轩^{1,2}, 田鸣鹤⁴, 赵玉静⁴, 叶华⁴

(1. 国网山东省电力公司电力科学研究院, 山东 济南 250000; 2. 山东省智能电网技术创新中心, 山东 济南 250000;
3. 国网山东省电力公司电力调度控制中心, 山东 济南 250000; 4. 山东大学电气工程学院, 山东 济南 250061)

摘要: 电力电子设备渗透率的不断提高使得电力系统转动惯量和阻尼水平下降, 对新型电力系统安全稳定运行带来不可忽略的影响。目前并网变换器系统判稳方法常采用奈奎斯特判据和广义奈奎斯特判据, 但这两种判据均适用于阻抗比中不含右半平面(right half plane, RHP)极点的场景。针对上述问题, 基于考虑正负序耦合和源荷之间耦合的等效单输入单输出(single-input single-output, SISO)系统阻抗模型, 提出了考虑 RHP 极点的三相变换器并网系统判稳方法。首先, 对研究系统的 RHP 极点个数及奈奎斯特曲线包围点(-1, j0)的次数进行估算。然后, 在奈奎斯特判据的基础上, 利用 SISO 系统阻抗伯德图进行分析, 在系统存在 RHP 极点的情况下对系统的稳定性进行判断。最后, 基于 Matlab/Simulink 中搭建电磁暂态仿真模型, 验证了在有无 RHP 极点的不同场景下, 所提判稳方法均能对三相变换器并网系统的小干扰稳定性进行有效分析。

关键词: 并网变换器; 单输入单输出; 小干扰稳定性; 右半平面极点; 源荷耦合; 阻抗伯德图

Small signal stability analysis of three-phase grid-connected converters with right half plane pole

XING Facai^{1,2}, JIANG Zhe^{1,2}, WU Cheng³, ZHANG Zhixuan^{1,2}, TIAN Minghe⁴, ZHAO Yujing⁴, YE Hua⁴

(1. State Grid Shandong Electric Power Research Institute, Jinan 250000, China; 2. Shandong Smart Grid Technology Innovation Center, Jinan 250000, China; 3. State Grid Shandong Electric Power Dispatching and Control Center, Jinan 250000, China; 4. School of Electrical Engineering, Shandong University, Jinan 250061, China)

Abstract: With the continuous increasing proportion of the converters, the moment of inertia and damping of power systems are reduced, which has a non-negligible impact on the safe and stable operation of the new power system. At present, the Nyquist criterion and the generalized Nyquist criterion are often used to judge the stability of the grid-connected converter system. However, both are based on the premise that no right-half-plane (RHP) pole exists in the impedance ratio. To solve this problem, on the basis of establishing single-input single-output (SISO) impedance model considering coupling between positive and negative sequence, as well as coupling between source and load, a stability analysis method considering the RHP pole is proposed. First, the number of RHP poles and the number of Nyquist curve bounding points (-1, j0) of the research system are estimated. Secondly, combining with the Nyquist criterion, the stability of systems with RHP poles can be accurately judged by using an impedance Bode diagram of the SISO system. Finally, based on the electromagnetic transient simulation model built in Matlab/Simulink, it is verified that the proposed method can effectively analyze the small-signal stability of the system with or without RHP poles.

This work is supported by the Science and Technology Project of State Grid Corporation of China (No. 520626220011).

Key words: grid-connected converter; single-input single-output; small-signal stability; right-half-plane pole; coupling between source and load; impedance Bode diagram

0 引言

在能源转型和科技进步的推动下, 以风电、太

阳能为代表的清洁能源日益普及。并网型变换器(grid-connected converter, GCC)作为可再生能源与电网之间功率交互的接口设备, 在“源-网-荷”各部分中得到广泛应用^[1-2]。随着并网规模的不断扩大, 并网变换器的低惯量、弱阻尼特性也愈加明显,

基金项目: 国家电网公司科技项目资助(520626220011)

给电力系统安全稳定运行带来了新的挑战^[3-7]。

针对变换器并网系统稳定性分析建模方面, 通常通过变换器端口外特性将系统转化为 dq 阻抗^[8] 或正负序阻抗^[9-10] 模型。 dq 阻抗为围绕直流工作点, 通过常规小信号线性化方法获得的 dq 坐标系下等效输出阻抗, 而序阻抗为通过谐波线性化方法获得的序坐标系下等效输出阻抗。在早期进行系统稳定性分析时, 通常直接忽略耦合阻抗, 将阻抗矩阵简化为单输入单输出(single-input single-output, SISO) 模型, 然后选择奈奎斯特判稳方法^[10], 分析系统稳定性。文献[11]证明了由于锁相环的存在, 即使在三相对称系统中, 耦合阻抗也不可忽略。当耦合阻抗不可忽略时, 系统阻抗矩阵为含有非对角元素的 2×2 矩阵, 需要采用广义奈奎斯特方法对系统稳定性进行分析, 但难以给出振荡问题的物理解释和量化系统的稳定裕度^[12]。为此, 国内外学者针对 SISO 阻抗建模方法进行了大量研究。文献[13]证明了 dq 阻抗和序阻抗本质等价, 并在 $\alpha\beta$ 静止坐标系下, 对阻抗进行解耦, 得到降阶序阻抗模型。文献[14]进一步提出 SISO 等效阻抗模型, 但没有考虑到互联系统中源、荷之间耦合特性对系统阻抗带来的影响。

在三相变换器并网系统小干扰稳定性分析方面, 现有研究多采用奈奎斯特判据和广义奈奎斯特判据。文献[15]在基于电压源变换器的高压直流输电(voltage source converter based high voltage direct current transmission, VSC-HVDC) 系统直流侧阻抗模型的基础上, 采用奈奎斯特稳定判据分析含改进虚拟电阻控制器的系统稳定性。文献[16]基于奈奎斯特定理的稳定判据, 通过锁相环与电流环带宽比来量化锁相环与电流环的交互作用, 从而进一步计算稳定域的范围。文献[17]基于奈奎斯特判据, 提出通过在振荡频率点附近将阻抗曲线等效拟合为 RLC 串联电路来判断系统稳定性的分析方法。文献[18]在建立虚拟同步控制下双馈风电系统的 dq 阻抗模型的基础上, 利用广义奈奎斯特判据, 分析控制参数对系统稳定性的影响。然而, 上述文献采用的奈奎斯特判据和广义奈奎斯特均基于假设子系统可以单独稳定运行的前提条件, 对子系统阻抗传递函数不稳定, 即包含右半平面(right half plane, RHP) 极点探讨甚少。此外, 文献[19]虽考虑了 RHP 极点, 但研究系统为单相变换器并网系统, 采用交流比例谐振控制器, 且忽略了锁相环的影响, 建模方式简单, 可以直接写为解耦的正负序阻抗。而要将单相变换器推广至三相变换器, 采用 dq 坐标系下的控制方式, 需锁相环跟踪相位, 外环采用直流比例积分控制器。这导致正负序阻抗间存在耦合, 建模与稳

定性分析难度有所增加。

本文以三相变换器并网系统为研究对象, 首先建立了考虑正、负序耦合和源、荷之间耦合的等效 SISO 阻抗模型; 然后在 SISO 阻抗模型的基础上, 提出考虑 RHP 极点的判稳方法; 最后通过仿真验证了阻抗模型的准确性以及所提考虑 RHP 极点判稳方法的有效性。

1 并网变换器的 SISO 等效阻抗建模

1.1 系统配置

新能源经三相变换器并网系统结构如图 1 所示, 控制环节包括锁相环、电流控制环和功率控制环。图 1 中, U_{tabc} 和 U_{abc} 分别为变换器输出端口和公共耦合点(point of common coupling, PCC)的三相电压, I_{abc} 为变换器输出的三相电流; L_f 、 L_{grid} 和 R_{grid} 分别为滤波电感、网侧电感和网侧电阻; 下标 d 、 q 分别表示电压或电流的 d 、 q 轴分量; D 为电压经脉宽调制(pulse width modulation, PWM)后输入到变换器的占空比向量。

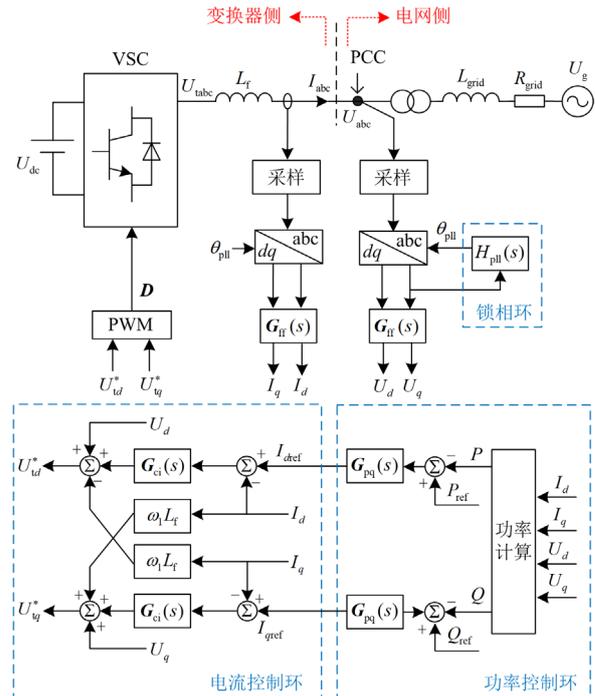


图 1 三相变换器并网系统结构框图

Fig. 1 Block diagram of three-phase converter grid-connected system

1.2 并网变换器 SISO 等效阻抗建模

并网变换器阻抗建模已有较为完善的推导^[20], 考虑锁相环、电流环和功率环的并网变换器的 dq 阻抗矩阵 Z_{dq} 可表示为

$$\mathbf{Z}_{dq} = (-\mathbf{Z}_{out}^{-1} + \mathbf{G}_{id}\mathbf{Z}_1)^{-1}\mathbf{Z}_2 \quad (1)$$

$$\begin{cases} \mathbf{Z}_1 = \mathbf{G}_{PLL}^d + (\mathbf{G}_{dei} - \mathbf{G}_{ci} - \mathbf{G}_{ci}\mathbf{G}_{pq}\mathbf{G}_{PQ}^i)\mathbf{G}_{fr}\mathbf{G}_{PLL}^i + \\ (I - \mathbf{G}_{ci}\mathbf{G}_{pq}\mathbf{G}_{PQ}^u)\mathbf{G}_{fr}\mathbf{G}_{PLL}^u \\ \mathbf{Z}_2 = I - \mathbf{G}_{id}(\mathbf{G}_{dei} - \mathbf{G}_{ci} - \mathbf{G}_{ci}\mathbf{G}_{pq}\mathbf{G}_{PQ}^i)\mathbf{G}_{fr} \end{cases} \quad (2)$$

式中： I 为 2×2 的单位矩阵； \mathbf{Z}_{out} 为并网变换器开环阻抗； \mathbf{G}_{id} 为占空比 D 到变换器侧输出电流的传递函数矩阵； \mathbf{G}_{PLL}^u 、 \mathbf{G}_{PLL}^i 和 \mathbf{G}_{PLL}^d 分别为电压、电流和占空比从电网坐标系到控制器坐标系的变换矩阵； \mathbf{G}_{fr} 为滤波器的传递函数矩阵； \mathbf{G}_{ci} 和 \mathbf{G}_{dei} 分别为电流环中PI控制器的传递函数矩阵和 dq 解耦矩阵； \mathbf{G}_{pq} 为功率环中PI控制器的传递函数矩阵； \mathbf{G}_{PQ}^i 和 \mathbf{G}_{PQ}^u 分别为电流和电压向量计算有功功率 P 和无功功率 Q 的计算矩阵。

相较于 dq 阻抗而言，序阻抗可以直接应用奈奎斯特判据，传统考虑正负序耦合的SISO模型需要大量代数运算，推导复杂；但直接忽略耦合项，会造成误差甚至导致分析结果错误。因此，考虑到序阻抗与 dq 阻抗的线性变换关系，序阻抗可由 dq 阻抗转换得到^[12,21]，即

$$\mathbf{Z}_{pn} = \frac{1}{2} \begin{bmatrix} 1 & j \\ 1 & -j \end{bmatrix} \mathbf{Z}_{dq} \begin{bmatrix} 1 & 1 \\ -j & j \end{bmatrix} \quad (3)$$

以三相并网变换器为例，一般在PCC点处，将并网系统分为变换器侧和电源侧^[22]。两个子系统的多输入、多输出序导纳矩阵和阻抗矩阵分别如式(4)和式(5)所示。

$$\mathbf{Y}_{GCC}^{PN}(s) = \begin{bmatrix} Y_{GCC}^{pp}(s) & Y_{GCC}^{pn}(s) \\ Y_{GCC}^{np}(s) & Y_{GCC}^{nn}(s) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} I_{GCC}^p \\ I_{GCC}^n \end{bmatrix} \begin{bmatrix} U_{GCC}^p & U_{GCC}^n \end{bmatrix}^{-1} \quad (4)$$

式中： Y_{GCC}^{pp} 为变换器正序电流与正序电压之比； Y_{GCC}^{pn} 为变换器正序电流与负序电压之比； Y_{GCC}^{np} 为变换器负序电流与正序电压之比； Y_{GCC}^{nn} 为变换器负序电流与负序电压之比； I_{GCC}^p 、 I_{GCC}^n 分别为变换器侧正、负序电流； U_{GCC}^p 、 U_{GCC}^n 分别为变换器侧正、负序电压。

$$\mathbf{Z}_{grid}^{PN}(s) = \begin{bmatrix} Z_{grid}^{pp}(s) & Z_{grid}^{pn}(s) \\ Z_{grid}^{np}(s) & Z_{grid}^{nn}(s) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} U_{grid}^p \\ U_{grid}^n \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_{grid}^p & I_{grid}^n \end{bmatrix}^{-1} \quad (5)$$

式中： Z_{grid}^{pp} 为电源侧正序电压与正序电流之比； Z_{grid}^{pn} 为电源侧正序电压与负序电流之比； Z_{grid}^{np} 为电源侧负序电压与正序电流之比； Z_{grid}^{nn} 为电源侧负序电压与负序电流之比； U_{grid}^p 、 U_{grid}^n 分别为电源侧正、负

序电压； I_{grid}^p 、 I_{grid}^n 分别为电源侧正、负序电流。

当在PCC点注入正序扰动 U_{ptb}^p 时，序坐标系下变换器并网系统的等效电路如图2所示。其中，注入的正序扰动用串联电压源表示，正序和负序电路之间的耦合通过两个电压控制的电流源表示。

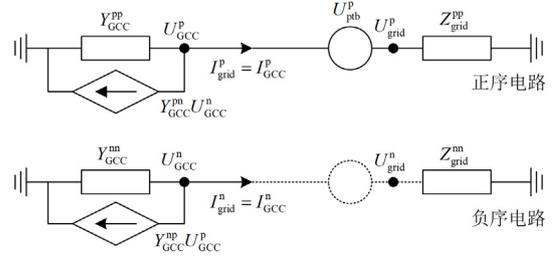


图2 序坐标系下并网系统的等效电路图

Fig. 2 Equivalent circuit of grid-connected system in sequence coordinate

为了得到注入正序扰动电压时的正序阻抗，首先列写图2所示考虑源、荷之间耦合的电路，方程如式(6)所示。

$$\begin{cases} I_{grid}^p = I_{GCC}^p, I_{grid}^n = I_{GCC}^n \\ U_{grid}^p + U_{ptb}^p = U_{GCC}^p, U_{grid}^n = U_{GCC}^n \end{cases} \quad (6)$$

为得到修正后的变换器正负序阻抗，对式(4)求逆得到其多输入、多输出序阻抗矩阵为

$$\mathbf{Z}_{GCC}^{PN}(s) = \mathbf{Y}_{GCC}^{PN}(s)^{-1} = \begin{bmatrix} Z_{GCC}^{pp}(s) & Z_{GCC}^{pn}(s) \\ Z_{GCC}^{np}(s) & Z_{GCC}^{nn}(s) \end{bmatrix} \quad (7)$$

式中： Z_{GCC}^{pp} 为变换器正序电压与正序电流之比； Z_{GCC}^{pn} 为变换器正序电压与负序电流之比； Z_{GCC}^{np} 为变换器负序电压与正序电流之比； Z_{GCC}^{nn} 为变换器负序电压与负序电流之比。

将式(5)和式(7)代入式(6)并求解方程组可得修正后的变换器正序阻抗 Z_{GCC}^p 为

$$Z_{GCC}^p = \frac{U_{GCC}^p}{I_{GCC}^p} = Z_{GCC}^{pp} - \frac{Z_{GCC}^{pn}(Z_{GCC}^{np} + Z_{grid}^{np})}{Z_{grid}^{nn} + Z_{GCC}^{nn}} \quad (8)$$

同理，注入负序扰动电压，修正后的变换器负序阻抗 Z_{GCC}^n 表达式为

$$Z_{GCC}^n = \frac{U_{GCC}^n}{I_{GCC}^n} = Z_{GCC}^{nn} - \frac{Z_{GCC}^{pn}(Z_{GCC}^{np} + Z_{grid}^{pn})}{Z_{grid}^{pp} + Z_{GCC}^{pp}} \quad (9)$$

将式(1)代入式(8)和式(9)中可得考虑正负序耦合和源、荷之间耦合的变换器SISO等效阻抗。该等效序阻抗模型兼顾了降阶简化与阻抗耦合的影响，而且可以直接应用奈奎斯特判据判稳。

由于电源侧正负序阻抗对称，同时 $Z_{grid}^{pn} = Z_{grid}^{np} = 0$ ，因此可以直接写出电源侧SISO等效序阻

抗如式(10)所示。

$$\begin{cases} Z_{\text{grid}}^p(s) = Z_{\text{grid}}^{\text{pp}}(s) = R_{\text{grid}} + sL_{\text{grid}} \\ Z_{\text{grid}}^n(s) = Z_{\text{grid}}^{\text{nn}}(s) = R_{\text{grid}} + sL_{\text{grid}} \end{cases} \quad (10)$$

2 考虑 RHP 极点的判稳方法

文献[23]定义了如式(11)所示的最小环路增益 T_m , 并且提出利用奈奎斯特判据来分析直流系统稳定性的方法。

$$T_m(s) = \frac{Z_i}{Z_o} \quad (11)$$

式中, Z_i 和 Z_o 分别为输入子系统和输出子系统的阻抗。

近年来, 该方法因不依赖子系统类型和系统内部参数而广泛应用于新型电力系统的稳定性分析。但是当参数选取不当时, 式(11)所示的最小环路增益可能会引入 RHP 极点, 与奈奎斯特判据的前提条件相违背。此时, 奈奎斯特判据不能应用于系统小干扰稳定性分析中。本节提出考虑 RHP 极点的奈奎斯特判稳方法。

2.1 RHP 极点个数估算

常用的奈奎斯特判稳方法仅适用于最小环路增益中不含 RHP 极点的工况, 所以估算 RHP 极点个数对稳定性分析方法的选取至关重要。

考虑到实际子系统阻抗往往是未知的, 可能有 RHP 极点或 RHP 零点。如式(11)所示的最小环路增益中 RHP 极点个数为

$$P(Z_i/Z_o) = P(Z_i) + Z(Z_o) \quad (12)$$

式中: $P(\cdot)$ 函数用于求取任意阻抗的 RHP 极点个数; $Z(\cdot)$ 函数用于求取任意阻抗的 RHP 零点个数。

根据子系统伯德图的幅值和相位变化幅度, 可以估算 RHP 开环零极点个数。对于非最小相位系统, 每个 RHP 极点会导致 -20 dB/dec 的幅度斜率变化和 $+90^\circ$ 的相位变化, 而每个 RHP 零点会导致 $+20 \text{ dB/dec}$ 的幅度斜率变化和 -90° 的相位变化^[24], 具体表达式如式(13)、式(14)所示。

$$\frac{Z_{\text{RHP}} + Z_{\text{LHP}} - P_{\text{RHP}} - P_{\text{LHP}}}{20} = \frac{(d|Z|/df)_{\text{high-f}} - (d|Z|/df)_{\text{low-f}}}{90^\circ} \quad (13)$$

$$-Z_{\text{RHP}} + Z_{\text{LHP}} + P_{\text{RHP}} - P_{\text{LHP}} = \frac{\angle Z_{\text{high-f}} - \angle Z_{\text{low-f}}}{90^\circ} \quad (14)$$

式中: Z_{RHP} 和 Z_{LHP} 、 P_{RHP} 和 P_{LHP} 分别表示 RHP 和左半平面(left half plane, LHP)上零点和极点的个数; $(d|Z|/df)_{\text{high-f}}$ 表示高频阻抗幅值的斜率, $(d|Z|/df)_{\text{low-f}}$ 表示低频阻抗幅值的斜率; $\angle Z_{\text{high-f}}$ 表

示高频阻抗相位; $\angle Z_{\text{low-f}}$ 表示低频阻抗相位。

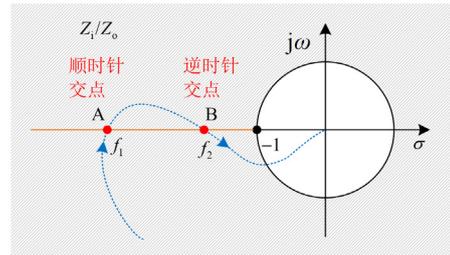
即使 LHP 零点和 LHP 极点数值接近, 只要不同时存在 RHP 零极点, 即满足式(15)时, 也可以根据伯德图估算 RHP 极点和零点的数目。

$$Z_{\text{RHP}} = 0 \text{ 或 } P_{\text{RHP}} = 0 \quad (15)$$

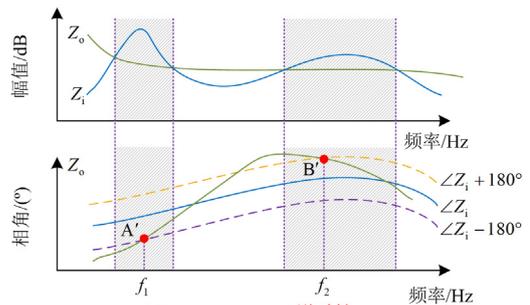
联立式(13)与式(14), 得到 $Z_{\text{RHP}} - P_{\text{RHP}}$, 根据其正负, 考虑式(15), 可以确定 Z_{RHP} 和 P_{RHP} 。然而, 当 RHP 极点和 RHP 零点共存时, 这种估算方法并不适用。因此, 在进行稳定性分析时, 需要避免同时引入 RHP 零极点。由于 RHP 零极点的存在取决于子系统阻抗的性质, 不同控制策略的子系统表现出电压源或电流源外特性(Z 型或 Y 型), 通过该方式可对系统进行恰当的划分^[8]。同时, 考虑到实际的电力系统几乎总是可观和可控的, 此时系统中 RHP 极点和 RHP 零点不会共存^[25]。

2.2 奈奎斯特曲线包围点(-1, j0)的次数估算

本节介绍利用子系统的阻抗伯德图来确定奈奎斯特曲线包围点(-1, j0)圈数的方法。以式(11)所示的最小环路增益为例, 从奈奎斯特曲线到伯德图的映射关系如图 3 所示, 具体解释如下。



(a) 奈奎斯特图



(b) 伯德图

图 3 奈奎斯特图与伯德图的映射关系

Fig. 3 Mapping between Nyquist plot and Bode plot

① 奈奎斯特曲线中单位圆外的区域, 在伯德图中表示为 $Z_i > Z_o$, 即图 3(a)中的阴影区域对应于图 3(b)中的阴影区域。

② 奈奎斯特曲线与横坐标轴的交点 A、B 在伯

德图中表示为 Z_i 的相角曲线平移 $\pm 180^\circ$ 得到的相位辅助线与 Z_o 的交点 A' 、 B' 。

③ 在单位圆外区域中,与横坐标轴的交点可分为两类,一类是顺时针交点(clockwise crossing, CC),另一类是逆时针交点(anticlockwise crossing, ACC),可通过伯德图中交点处相频曲线的斜率来判断交点类型。当伯德图的相频曲线满足 $d\angle Z_i(j\omega)/d\omega < d\angle Z_o(j\omega)/d\omega$ 时,奈奎斯特曲线从实轴下方延伸至实轴上方,与横坐标轴的交点为 CC;同理,当伯德图的相频曲线满足 $d\angle Z_i(j\omega)/d\omega > d\angle Z_o(j\omega)/d\omega$ 时,奈奎斯特曲线从实轴上方延伸至实轴下方,与横坐标轴的交点为 ACC。

由图 3(a)可得,当选择通过奈奎斯特曲线与横坐标轴的交点来表示奈奎斯特曲线逆时针包围点 $(-1, j0)$ 的圈数 N 时,圈数 N 的数学表达式为

$$N(Z_i/Z_o) = N_{ACC}(Z_i/Z_o) - N_{CC}(Z_i/Z_o) \quad (16)$$

式中, N_{ACC} 、 N_{CC} 分别为 ω 在 $(-\infty, +\infty)$ 内奈奎斯特曲线逆时针与顺时针包围点 $(-1, j0)$ 的圈数。

图 3 从奈奎斯特曲线到伯德图的映射关系中, ω 变化范围为 $(0, +\infty)$, 而奈奎斯特判据中 ω 变化范围为从 $(-\infty, +\infty)$ 。因此,根据广义伯德定理(generalized Bode criterion, GBC)^[26],奈奎斯特曲线逆时针包围点 $(-1, j0)$ 的圈数 N 为

$$\begin{cases} N_{ACC}(Z_i/Z_o) = 2\eta_{ACC} + \eta_{ACC0} \\ N_{CC}(Z_i/Z_o) = 2\eta_{CC} + \eta_{CC0} \\ N(Z_i/Z_o) = N_{ACC}(Z_i/Z_o) - N_{CC}(Z_i/Z_o) \end{cases} \quad (17)$$

式中: η_{ACC} 、 η_{CC} 分别为 ω 在 $(0, +\infty)$ 内奈奎斯特曲线与实轴的逆时针交点和顺时针交点个数; η_{ACC0} 、 η_{CC0} 分别为 ω 在 0 处奈奎斯特曲线与实轴的逆时针交点和顺时针交点个数。

2.3 判断并网系统稳定性

若系统开环传递函数的 RHP 极点数和奈奎斯特图包围点 $(-1, j0)$ 圈数已知,当且仅当式(18)成立时,闭环系统稳定。

$$N_{ACC}(Z_i/Z_o) - N_{CC}(Z_i/Z_o) = P(Z_i) + Z(Z_o) \quad (18)$$

综上,考虑 RHP 极点的奈奎斯特判稳方法与常用的奈奎斯特判据对比如表 1 所示。两种方法的主要区别在于步骤 1, 而正是因为本文所提出的判稳方法在步骤 1 中对 RHP 开环极点个数的估算,使得该方法可在子系统存在 RHP 极点时做到准确判稳。

3 仿真实验

3.1 阻抗模型验证

为了验证本文理论分析的正确性,在 Matlab/

Simulink 仿真软件中分别搭建如图 1 所示的变换器并网系统的时域仿真模型,系统参数及控制参数分别如表 2 所示。

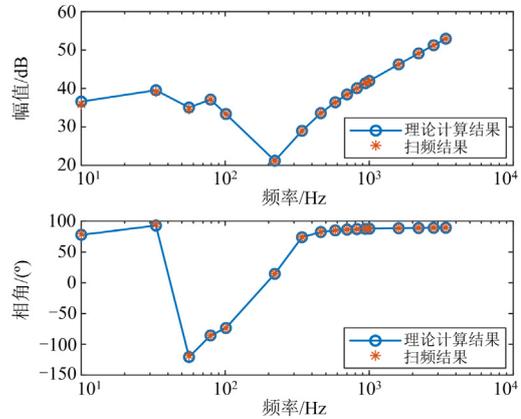
表 1 两种稳定性分析方法对比

步骤	奈奎斯特判据	本文所提方法
Step1: 判断 RHP 极点个数 P	假设子系统可以单独稳定运行,即子系统阻抗传递函数是稳定的,不包含 RHP 极点, $P=0$ 。	基于 RHP 极点对阻抗幅值斜率和相位变化幅度,估算 RHP 开环极点个数 P 。
Step2: 判断绕点 $(-1, j0)$ 的圈数 N	若伯德图中子系统阻抗幅值曲线交点处的相角差值小于 180° ,则表示奈奎斯特曲线不包含点 $(-1, j0)$, $N=0$;若幅值交点处相角差值大于 180° , $N \neq 0$ 。	基于奈奎斯特图与伯德图之间的映射关系,通过伯德图判断奈奎斯特曲线逆时针包含点 $(-1, j0)$ 的圈数 N 。
Step3: 判断系统稳定性	当 $N=0$ 时,系统稳定;当 $N \neq 0$ 时,系统失稳。	当 $P=N$ 时,系统稳定;当 $P \neq N$ 时,系统失稳。

表 2 三相变换器并网系统主电路参数与控制

参数	数值	参数	数值
直流侧电压 U_{dc} / kV	1.1	锁相环积分参数 K_{i_pll}	10
电网电压 U_g / kV	230	电流环比例参数 K_{p_i}	1
电网电阻 R_{grid} / Ω	0.91	电流环积分参数 K_{i_i}	1
电网电抗 L_{grid} / H	0.09	功率环比例参数 K_{p_pq}	1
滤波器电抗 L_f / μ H	0.11	功率环积分参数 K_{i_pq}	10
锁相环比例参数 K_{p_pll}	2.14		

采用频率扫描法,在 PCC 点串联了一个扰动电压,并对 PCC 点的三相电压和三相电流进行采样。在注入扰动 2 s 时, PCC 点电压和电流达到稳定,得到并网变换器阻抗伯德图如图 4 所示。



(a) 正序阻抗

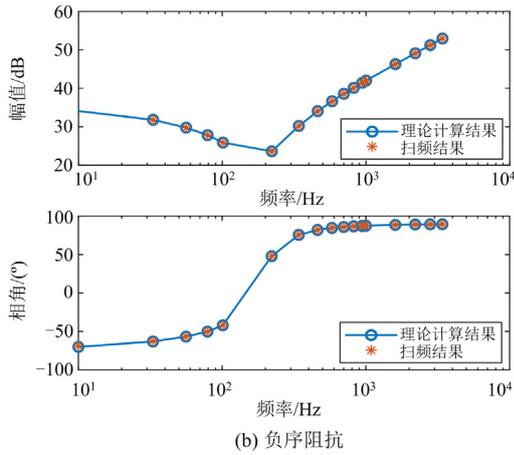


图 4 并网变换器阻抗伯德图

Fig. 4 Bode diagram of grid-connected converter impedance

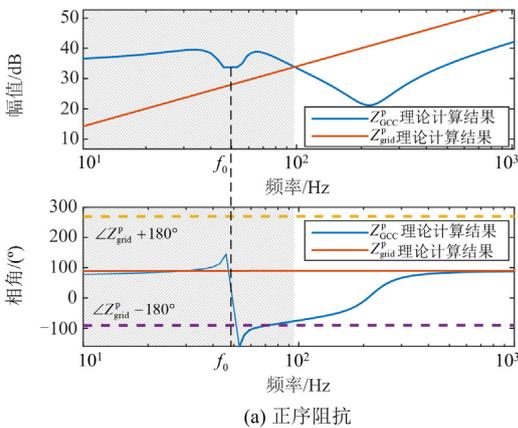
从图 4 中可看出, 并网变换器 SISO 等效阻抗模型与频率扫描结果相吻合, 验证了所建变换器阻抗模型的正确性。

3.2 稳定性分析

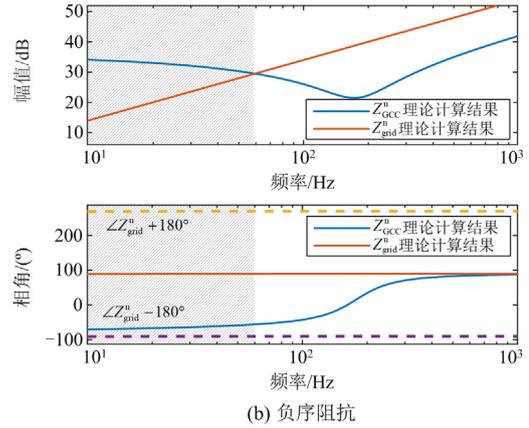
采用式(11)的判据形式对三相并网变换器系统进行稳定性分析, 其中在正序中 Z_{GCC}^p 代表 Z_i , Z_{grid}^p 代表 Z_o , 在负序中 Z_{GCC}^n 代表 Z_i , Z_{grid}^n 代表 Z_o 。本节使用考虑 RHP 极点的判稳方法, 分别对系统的稳定工况与不稳定工况进行分析。此时要求式(18)在正负序下均能成立, 则需满足式(19)。

$$\begin{cases} N_{ACC}(Z_{GCC}^p/Z_{grid}^p) - N_{CC}(Z_{GCC}^p/Z_{grid}^p) = P(Z_{GCC}^p) + Z(Z_{grid}^p) \\ N_{ACC}(Z_{GCC}^n/Z_{grid}^n) - N_{CC}(Z_{GCC}^n/Z_{grid}^n) = P(Z_{GCC}^n) + Z(Z_{grid}^n) \end{cases} \quad (19)$$

1) 当系统参数如表 2 所示时, 变换器阻抗和电网阻抗的伯德图如图 5 所示。由图 5(a)可知, f_0 处 GCC 幅频曲线的斜率变化量小于 20 dB/dec, 而图 5(b)中, 阻抗曲线没有幅值和相角突变点, 此时并网变换器和网侧阻抗均没有 RHP 零极点, 即 $P(Z_{GCC}^p) + Z(Z_{grid}^p) = P(Z_{GCC}^n) + Z(Z_{grid}^n) = 0$ 。



(a) 正序阻抗



(b) 负序阻抗

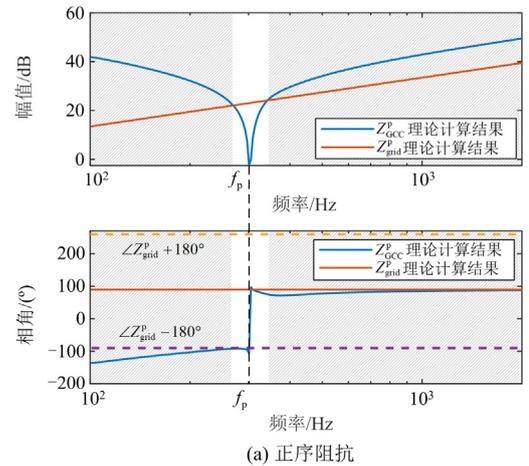
图 5 并网变换器阻抗与电网阻抗伯德图

Fig. 5 Bode diagram of grid-connected converter output impedance and grid impedance

由图 5(a)可知, 在阴影区域内, Z_{grid}^p 的相角辅助线(曲线 $\angle Z_{grid}^p + 180^\circ$ 与曲线 $\angle Z_{grid}^p - 180^\circ$)与 Z_{GCC}^p 的相角曲线有一个 ACC 交点和一个 CC 交点, 即 $N_{ACC}(Z_{GCC}^p/Z_{grid}^p) - N_{CC}(Z_{GCC}^p/Z_{grid}^p) = 0$ 。而图 5(b)中, Z_{grid}^n 的相角辅助线(曲线 $\angle Z_{grid}^n + 180^\circ$ 与曲线 $\angle Z_{grid}^n - 180^\circ$)与 Z_{GCC}^n 的相角曲线无交点, 即 $N_{ACC}(Z_{GCC}^n/Z_{grid}^n) - N_{CC}(Z_{GCC}^n/Z_{grid}^n) = 0$ 。

综上, 两个子系统均没有 RHP 极点, 且奈奎斯特图未包围点 $(-1, j0)$, 即 RHP 极点个数等于奈奎斯特曲线包围圈数, 满足式(19), 系统稳定。

2) 当 $K_{p_pll} = 6.14$, 其余参数取值同表 2 时, 变换器阻抗和电网阻抗的伯德图如图 6 所示。由图 6 可知, 频率 f_p 、 f_n 为并网变换器阻抗谐振点且相角变化 180° , 因此, Z_{GCC}^p 和 Z_{GCC}^n 在频率 f_p 、 f_n 处各有一对共轭 RHP 极点, 而网侧阻抗与 3.2 节第 1)部



(a) 正序阻抗

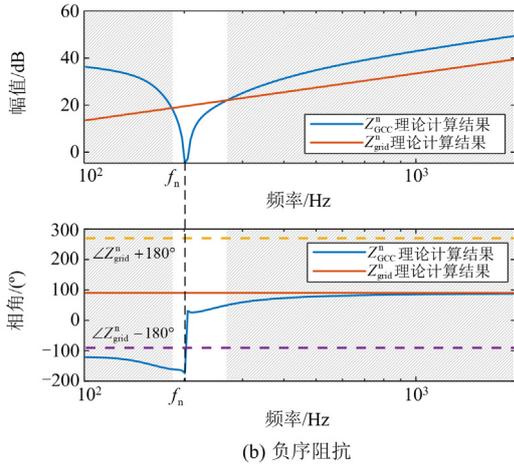


图 6 $K_{p_pll} = 6.14$ 时的并网变换器阻抗与电网阻抗伯德图

Fig. 6 Bode diagram of grid-connected converter output impedance and grid impedance when $K_{p_pll} = 6.14$

的分析相同没有 RHP 零极点，即全系统满足 $P(Z_{GCC}^p) + Z(Z_{grid}^p) = P(Z_{GCC}^n) + Z(Z_{grid}^n) = 2$ 。

由图 6(a)可知，在阴影区域内， Z_{grid}^p 的相角辅助线与 Z_{GCC}^p 的相角曲线没有交点，即 $N_{ACC}(Z_{GCC}^p/Z_{grid}^p) - N_{CC}(Z_{GCC}^p/Z_{grid}^p) = 0$ 。图 6(b)中 Z_{grid}^n 的相角辅助线与 Z_{GCC}^n 的相角曲线也没有交点，即 $N_{ACC}(Z_{GCC}^n/Z_{grid}^n) - N_{CC}(Z_{GCC}^n/Z_{grid}^n) = 0$ 。

综上，变换器子系统有两个 RHP 极点，电源侧子系统没有 RHP 极点，且奈奎斯特图未包围点 $(-1, j0)$ ，即 RHP 极点个数不等于奈奎斯特曲线包围圈数，不满足式(19)，系统失稳。

3.3 判稳方法准确性验证

为验证本文所提考虑 RHP 极点判稳方法的准确性，对 3.2 节中 $K_{p_pll} = 6.14$ 时系统的不稳定工况进行分析。首先求解阻抗比传递函数的零极点；其次绘制其奈奎斯特曲线得到包围点 $(-1, j0)$ 的圈数，通过比较两者是否相等判断系统稳定性；最后进行时域仿真，对输出电流的稳定性进行分析。

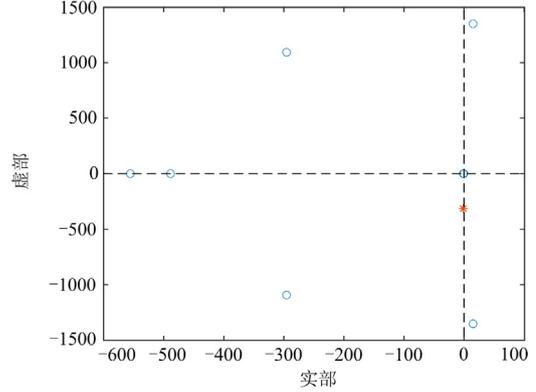
1) 通过阻抗比传递函数，得到传递函数的零极点图和奈奎斯特图分别如图 7、图 8 所示。图 7 中蓝色圆圈表示 Z_{GCC}^p 与 Z_{GCC}^n 的零极点，红色星号表示 Z_{grid}^p 与 Z_{grid}^n 的零极点。

由图 7 可知， Z_{GCC}^p 和 Z_{GCC}^n 有两个 RHP 极点， Z_{grid}^p 和 Z_{grid}^n 没有 RHP 极点，与本文所提方法对 RHP 极点个数的估算结果一致。

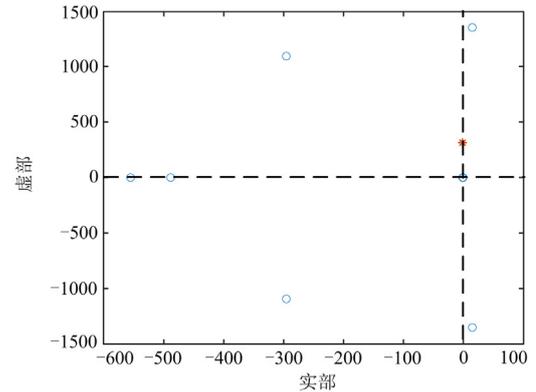
2) 由图 8(a)和图 8(b)可知，序阻抗比的奈奎斯特曲线均未包含点 $(-1, j0)$ ，与本文所提方法对奈奎斯

特曲线包围点 $(-1, j0)$ 圈数的估算结果一致。此时 $P \neq N$ ，系统不稳定，与本文所提方法的判稳结果一致。

3) 当 $t = 2$ s 时，令 K_{p_pll} 从 2.14 变为 6.14，并网变换器输出电流波形如图 9 所示。由图 9 可知，并网变换器输出电流呈现发散趋势，系统失稳，与理论分析结果一致。



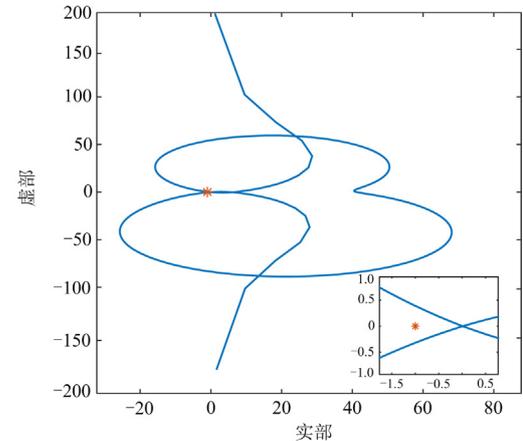
(a) 正序零极点图



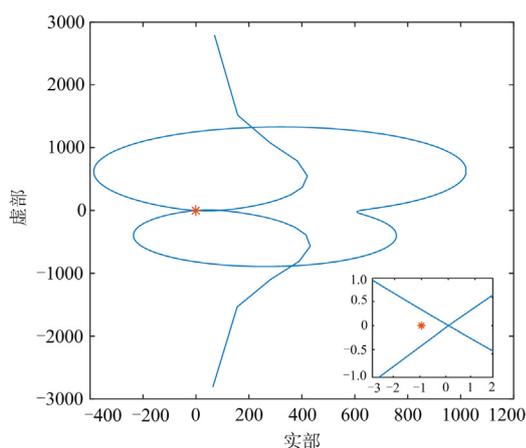
(b) 负序零极点图

图 7 $K_{p_pll} = 6.14$ 时的零极点图

Fig. 7 Pole-zero diagram when $K_{p_pll} = 6.14$



(a) 正序奈奎斯特图



(b) 负序奈奎斯特图

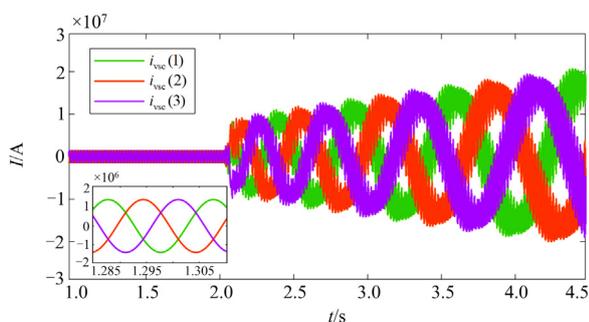
图 8 $K_{p_pll} = 6.14$ 时的奈奎斯特图Fig. 8 Nyquist diagram when $K_{p_pll} = 6.14$ 

图 9 并网变换器输出电流

Fig. 9 Output current of grid-connected converter

4 结语

本文建立了三相变换器并网系统的 SISO 阻抗模型, 并在此基础上, 提出了考虑 RHP 极点的判稳方法, 得到结论如下。

1) 本文建立的 SISO 阻抗模型, 兼顾了降阶简化与正负序耦合的影响, 可直接使用奈奎斯特判据进行判稳, 简化了分析过程。

2) 提出了一种基于 SISO 阻抗伯德图的适用于阻抗比中存在 RHP 极点的判稳方法。所提判稳方法不依赖于子系统类型, 并且能够解决子系统不能单独稳定运行(存在 RHP 极点)的情况。因此, 该方法是一种基于开环传递函数的通用方法, 可以推广到不同类型的并网系统中, 并适用于“黑箱”模型。

参考文献

- [1] 谢小荣, 贺静波, 毛航银, 等. “双高”电力系统稳定性的新问题及分类探讨[J]. 中国电机工程学报, 2021, 41(2): 461-475.
XIE Xiaorong, HE Jingbo, MAO Hangyin, et al. New

issues and classification of power system stability with high shares of renewables and power electronics[J]. Proceedings of the CSEE, 2021, 41(2): 461-475.

- [2] 黎燕, 程馨, 黄祖梁, 等. 高可靠性三相多功能并网变换器研究[J]. 中国电力, 2023, 56(5): 172-181.

LI Yan, CHENG Xin, HUANG Zuliang, et al. Research on high reliability three-phase multi-function grid-connected converter[J]. Electric Power, 2023, 56(5): 172-181.

- [3] 孙伟君, 夏翔, 刘刚, 等. MMC 型级联变换器阻抗建模和稳定性分析[J]. 电力系统保护与控制, 2023, 51(5): 117-127.

SUN Weijun, XIA Xiang, LIU Gang, et al. MMC-based cascaded converter impedance model and stability analysis[J]. Power System Protection and Control, 2023, 51(5): 117-127.

- [4] 王世雨, 李绍令, 郑征, 等. 并网逆变器超高次谐波产生与传播机理分析[J]. 电力工程技术, 2023, 42(5): 80-89.

WANG Shiyu, LI Shaoling, ZHENG Zheng, et al. Analysis of generation and propagation mechanism of supraharmic in grid-connected inverter[J]. Electric Power Engineering Technology, 2023, 42(5): 80-89.

- [5] DASU B, MANGIPUDI S, RAYAPUDI S. Small signal stability enhancement of a large scale power system using a bio-inspired whale optimization algorithm[J]. Protection and Control of Modern Power Systems, 2021, 6(4): 443-459.

- [6] 高子鹏, 肖国春, 田圆媛, 等. 考虑频率耦合的并网逆变器不同域控制的稳定性比较[J]. 电力系统保护与控制, 2023, 51(15): 22-32.

GAO Zipeng, XIAO Guochun, TIAN Yuanyuan, et al. Stability comparison of grid-connected inverters controlled in different domains considering frequency coupling[J]. Power System Protection and Control, 2023, 51(15): 22-32.

- [7] 郑嘉龙, 杨鸽, 陈开宇, 等. LCL 型多逆变器并网系统谐振研究综述[J]. 电力系统保护与控制, 2022, 50(21): 177-186.

ZHENG Jialong, YANG Ge, CHEN Kaiyu, et al. An overview on resonance for a multiple LCL-type inverter grid-connected system[J]. Power System Protection and Control, 2022, 50(21): 177-186.

- [8] LIU H K, XIE X R, LIU W. An oscillatory stability criterion based on the unified DQ-frame impedance network model for power systems with high-penetration renewables[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2018, 33(3): 3472-3485.

- [9] 杨伊茜, 陈杰, 万雨朦, 等. 电网电压前馈控制 VSG 的阻抗建模与并网稳定性分析[J]. 电力工程技术, 2021, 40(6): 52-61.

YANG Yiqian, CHEN Jie, WAN Yumeng, et al. The impedance modelling and stability analysis of VSG with

- grid voltage feedforward control[J]. *Electric Power Engineering Technology*, 2021, 40(6): 52-61.
- [10] WU W H, ZHOU L M, CHEN Y D, et al. Sequence-impedance-based stability comparison between VSGs and traditional grid-connected inverters[J]. *IEEE Transactions on Power Electronics*, 2019, 34(1): 46-52.
- [11] BAKHSHIZADEH M K, WANG X F, BLAABJERG F, et al. Couplings in phase domain impedance modeling of grid-connected converters[J]. *IEEE Transactions on Power Electronics*, 2016, 31(10): 6792-6796.
- [12] FU Q, DU W J, WANG H F. Analysis of harmonic oscillations caused by grid-connected VSCs[J]. *IEEE Transactions on Power Delivery*, 2021, 36(2): 1202-1210.
- [13] WANG X F, HARNEFORS L, BLAABJERG F, et al. Unified impedance model of grid-connected voltage-source converters[J]. *IEEE Transactions on Power Electronics*, 2018, 33(2): 1775-1787.
- [14] RYGG A, MOLINAS M, ZHANG C, et al. A modified sequence-domain impedance definition and its equivalence to the dq-domain impedance definition for the stability analysis of AC power electronic systems[J]. *IEEE Journal of Emerging and Selected Topics in Power Electronics*, 2016, 4(4): 1383-1396.
- [15] 刘开培, 李戎野, 廖小兵, 等. 提高 VSC-HVDC 双向潮流工作模式下稳定性的虚拟电阻控制方法[J]. *高电压技术*, 2020, 46(5): 1659-1669.
LIU Kaipei, LI Yuye, LIAO Xiaobing, et al. Virtual resistor control strategy for improving stability of VSC-HVDC operating in bidirectional power flow mode[J]. *High Voltage Engineering*, 2020, 46(5): 1659-1669.
- [16] 刘芳, 刘威, 徐韞钰, 等. 弱电网条件下并网逆变器控制环路稳定判据及交互作用规律分析[J]. *中国电机工程学报*, 2023, 43(2): 466-482.
LIU Fang, LIU Wei, XU Yunyu, et al. Analysis on stability criterion and interaction law of grid-connected inverter control loop under weak grid condition[J]. *Proceedings of the CSEE*, 2023, 43(2): 466-482.
- [17] 李辉, 王坤, 胡玉, 等. 双馈风电系统虚拟同步控制的阻抗建模及稳定性分析[J]. *中国电机工程学报*, 2019, 39(12): 3434-3443.
LI Hui, WANG Kun, HU Yu, et al. Impedance modeling and stability analysis of virtual synchronous control based on doubly-fed wind generation systems[J]. *Proceedings of the CSEE*, 2019, 39(12): 3434-3443.
- [18] VESTI S, SUNTIO T, OLIVER J, et al. Impedance-based stability and transient-performance assessment applying maximum peak criteria[J]. *IEEE Transactions on Power Electronics*, 2012, 28(5): 2099-2104.
- [19] LIAO Y C, WANG X F. Impedance-based stability analysis for interconnected converter systems with open-loop RHP poles[J]. *IEEE Transactions on Power Electronics*, 2020, 35(4): 4388-4397.
- [20] ZOU Z X, TANG J, WANG X F, et al. Modeling and control of a two-bus system with grid-forming and grid-following converters[J]. *IEEE Journal of Emerging and Selected Topics in Power Electronics*, 2022, 10(6): 7133-7149.
- [21] 杨超然, 辛焕海, 宫泽旭, 等. 变流器并网系统复电路分析与广义阻抗判据适用性探讨[J]. *中国电机工程学报*, 2020, 40(15): 4744-4758.
YANG Chaoran, XIN Huanhai, GONG Zexu, et al. Complex circuit analysis and investigation on applicability of generalized-impedance-based stability criterion for grid-connected converter[J]. *Proceedings of the CSEE*, 2020, 40(15): 4744-4758.
- [22] 高本锋, 符章棋, 王刚, 等. 适用于次同步振荡分析的直驱风电场平衡降阶方法[J]. *电力工程技术*, 2023, 42(3): 112-120.
GAO Benfeng, FU Zhangqi, WANG Gang, et al. Balanced reduction method of direct-drive wind farm for subsynchronous oscillation analysis[J]. *Electric Power Engineering Technology*, 2023, 42(3): 112-120.
- [23] MIDDLEBROOK R D. Input filter considerations in design and application of switching regulators[R]. New York: IAS, 1976.
- [24] 胡寿松. 自动控制原理[M]. 北京: 科学出版社, 2019.
- [25] FENG X G, LIU J J, LEE F C. Impedance specifications for stable DC distributed power systems[J]. *IEEE Transactions on Power Electronics*, 2002, 17(2): 157-162.
- [26] LUMBRERAS D, BARRIOS E L, URTASUN A, et al. On the stability of advanced power electronic converters: the generalized bode criterion[J]. *IEEE Transactions on Power Electronics*, 2019, 34(9): 9247-9262.

收稿日期: 2023-08-19; 修回日期: 2023-10-25

作者简介:

邢法财(1992—), 男, 博士, 工程师, 研究方向为含新能源并网交直流系统稳定性分析; E-mail: xingfacai@zju.edu.cn

蒋哲(1987—), 男, 博士, 高级工程师, 研究方向为电力系统安全稳定分析; E-mail: 1175250418@qq.com

武诚(1982—), 男, 博士, 高级工程师, 研究方向为大电网安全稳定防御技术。E-mail: yizhi1523@163.com

(编辑 张颖)