

高占比换流器电网的电压-功率小扰动谐波潮流 稳定分析理论：数学模型

季柯, 韩民晓, 刘崇茹, 朱永强

(新能源电力系统国家重点实验室(华北电力大学), 北京市 昌平区 102206)

Small-signal Harmonic Voltage-Power Flow Stability Criterion of Converter-based Grid: Mathematic Modelling

Ji Ke, HAN Minxiao, LIU Chongru, ZHU Yongqiang

(State Key Laboratory for Alternate Electrical Power System with Renewable Energy Sources

(North China Electric Power University), Changping District, Beijing 102206, China)

ABSTRACT: The transition to carbon-free targets rapidly increases the proportion of power converters in the power system, which makes the power system more sensitive to the perturbation. This feature not only enhances the power system's ability to handle and control perturbations, but also means that if the control design of the system is improper, the power system is more likely to be affected by disturbances and induce resonance instability. At present, the main method for investigating the anti-perturbation ability of the power system is impedance network/node admittance matrix method, which can identify the system resonance modes by the characteristic values of the node admittance matrix. However, the frequency coupling effect introduced by the power converters will lead to coupling between small-signal perturbations at different frequencies in voltages/currents, which makes it difficult to directly apply the traditional impedance/admittance matrices to fully reveal the power system dynamics. After further research, it was found that the disturbance of the voltage amplitude/phase and active/reactive power at the converter port is always in the same frequency relationship. Therefore, from the perspective of voltage-power relationship, this article first provides the definition and concept of small-signal voltage-power harmonic power flow model by comparing with the traditional power flow model at fundamental frequency. Subsequently, methods for constructing voltage-power harmonic models of lumped circuit components (resistors, inductors, capacitors) and typical power converters are presented. Then, the small-signal voltage-power harmonic power flow model of a high proportion converter-based grid is derived and constructed to reveal the dynamic relationship between system voltage and power. Moreover, an

electromagnetic simulation measurement method for the small-signal voltage-power harmonic flow model is presented, and the proposed model is verified through simulation using the IEEE 9-node system as an example in Matlab/Simulink simulation software.

KEY WORDS: converter-based grid; harmonic power flow; small-signal analysis; harmonic resonance stability; wide-band oscillation

摘要: 随着双碳目标的迅速推进, 电力系统中的换流器占比显著提升并导致系统对扰动的灵敏度增加。该特性一方面使电力系统具备更强的扰动处理和控制能力, 另一方面也意味着如果系统的控制设计不当更加容易被扰动所影响并诱发谐振失稳的问题。目前, 研究电力系统抗(小)扰动能力的主流方法是阻抗网络/节点导纳矩阵法, 通过系统节点导纳矩阵的特征根即可辨识系统的谐振模式。然而, 换流器引入的非线性频率耦合效应导致系统电压/电流在扰动激励下出现非同频分量, 使得传统基于同频电压-电流关系的阻抗/导纳矩阵难以完整揭示系统的动态特性。通过进一步研究发现, 换流器端口电压幅值/相位和有功/无功功率的扰动始终为同频关系。该文从电压-功率关系的视角出发, 首先类比工频潮流给出电网电压-功率小扰动谐波潮流的定义和概念; 接着, 分别给出集总电路元件(电阻、电感、电容)和典型电力电子换流器的电压-功率谐波模型构建方法; 然后, 推导并构建高占比换流器电网电压-功率小扰动谐波潮流模型, 用以揭示系统电压-功率之间的小扰动动力学作用关系; 其次, 给出电网电压-功率谐波潮流模型的电磁仿真测量方法, 并以 IEEE 9 节点系统为例, 在 Matlab/Simulink 仿真软件中对所提模型进行仿真验证。

关键词: 换流器型电网; 电压-谐波潮流; 小扰动分析; 谐振稳定性; 宽频振荡

基金项目: 国家自然科学基金项目(青年科学基金)(52207099)。

Project Supported by National Natural Science Foundation of China (Young Scientific Program)(52207099).

0 引言

随着新能源大量接入, 电力电子装备成为新型

电力系统的重要组成部分, 其中换流器(变流器)是电力电子装备的核心: 风电、光伏等新能源发电机组大部分通过换流器并网^[1-2]; 分布式发电、储能装置、静止同步补偿器(static synchronous compensator, STATCOM)有源滤波器等都需采用电力电子换流器^[3-4]; 适用于新能源并网、远距离输送的柔性直流输电技术采用模块化多电平换流器^[5-6]。随着电力电子换流器在电力系统中的占比不断增加, 以同步发电机为主导的传统电网形态正在呈现出高占比换流器电网的新特征。换流器占比的提升一方面将显著增强电力系统运行的灵活性和控制响应速度, 如: 快速潮流控制、强波动性一次能源并网(如风能、光能)及远距离输电等。但另一方面, 换流器的快响应速度可能导致电网的抗扰特性发生根本性变化, 从而诱发系统出现谐振失稳现象^[7-11]。

基于同步机的传统电网主要由铝、铁、铜等金属材料所构成的机械旋转装备和导体组成, 具有强惯量、低带宽的特点, 对系统中扰动的响应较为迟钝^[12]。因此传统电网可被视为一个天然的低通滤波系统, 即: 系统中的宽频扰动分量进入同步发电机后会被自动滤除, 而同步发电机内电势几乎不受系统中宽频扰动分量的影响。通常而言, 传统电力系统中的振荡主要分为 2 类: 1) 由发电机组控制系统和定功率负荷负阻尼特性诱发的低频振荡(0.1~2.5 Hz)问题^[13]; 2) 由发电机转子固有机械谐振特性诱发的次同步振荡(小于工频但远高于低频振荡频带)问题^[14]。这些振荡现象较为固定, 并且特征和物理诱因明确。对于电力电子换流器, 其内环控制带宽高达数百 Hz, 而等效开关响应频率更是高达数千 Hz。因此随着电力电子换流器占比的增加, 电力系统逐渐呈现弱惯量、高带宽的特性, 并出现大量宽频带、多类型的振荡问题, 比如: 德国 Borwin1 海风柔直工程曾发生 250~350 Hz 振荡^[15]; 渝鄂背靠背柔直在系统调试阶段曾发生 700 和 1800 Hz 振荡^[16]; 新疆哈密大规模风电接入弱系统曾发生 15~85 Hz 振荡^[17]; 河北沽源地区风电基地出现 3~12 Hz 振荡^[18]。

事实上, 上述各类振荡(小扰动稳定)事故本质均是由于系统的抗扰能力不足所致: 即系统无法在小幅度扰动激励下维持稳定运行。目前, 研究上述稳定问题常用的解析方法主要可以分为状态空间法^[19-21]和宽频阻抗/导纳法^[22-24]。状态空间法^[20]通过在工作点附近对电力系统进行小信号线性化建立

系统的状态空间方程, 通过系统状态空间矩阵的特征根即可辨识系统的谐振模态、频率和稳定裕度等信息: 虚部代表谐振频率、实部表示稳定裕度。状态空间法能提供整个系统完整的谐振特性和稳定程度信息, 并且能通过灵敏度分析明确影响系统各谐振模态的关键因子, 是电力系统振荡分析的主要手段之一。但该方法主要有 3 个不足^[22,25]: 1) 建模过程需要获取系统完整的结构和参数信息, 在实际工程中由于商业秘密难以实现; 2) 当系统结构改变时系统状态空间模型的重建难度较大(需要重新选取状态变量), 可拓展性较差, 难以适应运行方式多变的新能源系统; 3) 由于需要建立系统的全阶状态空间方程, 导致模型中的状态变量较多、维度较高, 在高阶电力电子系统应用中容易出现维数灾问题。

阻抗/导纳法是通过对各元件/装备的状态空间模型进行降阶处理, 得到其端口电压-电流之间的小扰动关系(即阻抗/导纳表达)^[26]。在此基础上, 结合网络拓扑构建系统的回路阻抗/节点导纳矩阵^[27-28], 从而获得系统在外加小幅度电流(电压)扰动激励作用下电压(电流)的响应特性模型, 并以此判断系统是否能稳定运行: 如果响应电压(电流)在外加激励的作用下不收敛, 则系统不稳定, 反之系统稳定。而判别系统在外加扰动激励作用下稳定运行能力的一种有效指标是系统节点导纳矩阵的特征根: 虚部代表谐振频率、实部表示稳定裕度。由于各装备端口阻抗/导纳的传递函数通常难以获取(由频率响应曲线取而代之), 因此节点导纳矩阵特征根的特性通常可由系统的回路增益矩阵来评估^[23,29]。相对于状态空间法, 阻抗/导纳法主要有如下几点优势: 1) 只需知道系统中各元件/装备的频率响应数据而无需装备的内部结构和核心参数, 可最大程度做到商业保密, 工程应用更为容易; 2) 系统中的支路由阻抗/导纳形式表示, 当系统运行方式和拓扑结构改变时, 节点导纳矩阵的重构更加容易, 能更好地适应运行方式多变的场景; 3) 系统节点导纳矩阵的模型阶数相较于详细的状态空间矩阵而言大大降阶, 并且通过阻抗/导纳聚合可进一步对模型维度进行分层降阶, 能适应更为庞大的电力电子电力系统。

由于上述优势, 阻抗/导纳矩阵法过去十余年在电力系统谐振分析领域得到了广泛的关注和发展。文献[27,30]提出了通过对无源电力系统网络谐波导纳矩阵进行对角化辨识系统谐振模态和稳定性

的方法;文献[31-34]建立了新能源以及柔性直流换流器等核心电力电子装备交流侧端口的序阻抗模型和 dq 阻抗模型,并基于该模型研究了电力电子装备接入电网的并网稳定性和谐振特性;文献[35]利用文献[34]中推导的新能源装备的 dq 阻抗模型,进一步将文献[27]中的谐振模态分析法扩展至含电力电子装备的高占比新能源电力系统中,提出了新能源系统的谐振模态和稳定性分析方法;文献[27]中的方法之所以能够扩展至电力电子电力系统^[35]的一个重要假设是换流装备的端口特性能够由一个一维阻抗/导纳所表示(满足阻抗/导纳的单输入单输出定义)。文献[31-34]中所推导的阻抗模型通过一定的假设能够满足传统阻抗/导纳的单输入单输出定义:1)假设正序扰动和负序扰动互相解耦,2) d 和 q 轴阻抗具有高度对称性。因此,通过结合文献[27,30]中的理论方法和文献[31-34]中电力电子装备的一维简化等值阻抗/导纳模型,即可得到类似文献[35]中的电力电子电力系统谐振特性和稳定性分析方法。然而,近些年的研究^[36-40]进一步表明,由于锁相环和直流母线电压动态的影响,换流器的交流侧端口特性在中低频段(约200 Hz以内)存在强频率耦合特性:电压/电流中扰动分量的频率并不单一,而是成对出现。这意味着,在具有较强耦合的高占比换流器系统场景下,基于电力电子装备一维阻抗的判稳方法可能会带来较大误差。为弥补上述方法的不足,文献[23,41-42]基于电力电子装备的二阶“阻抗/导纳矩阵”模型,分别在序域和 dq 域构建了系统的“阻抗/导纳矩阵模型”,并提出了基于特征根或回路矩阵法的系统级谐振稳定判据。相较于文献[35],文献[23,41-42]通过二阶“阻抗/导纳矩阵”完整地表示换流器的端口电压-电流之间的小扰动动力学特性,系统的谐振特性和稳定信息因此可以被更完整地揭示。然而,在采用二阶“阻抗/导纳矩阵”表示换流器的端口特性后,阻抗法的优势以及文献[27]中节点导纳矩阵的物理意义就不再清晰,并且修正序阻抗/导纳矩阵中非对角线项所对应的频变特性也违背了传统阻抗/导纳的定义。因此,上述基于频率耦合阻抗矩阵的稳定性分析方法在业内仍存在一定程度的争议^[43-44]。正如文献[43]所阐述的那样,上述基于二阶“阻抗/导纳矩阵”的稳定性方法的确可以准确辨识系统的稳定性,但是物理意义和分析过程的严谨性有待进一步商榷。

事实上,应用上述二阶“阻抗/导纳矩阵”进行

系统稳定性分析时,最大的争议来源是系统电压/电流中存在非同频分量之间的紧密耦合,导致传统阻抗/导纳物理意义的丢失。针对一些关于电力电子装备频率耦合阻抗/导纳模型的研究^[22,40]分析不难发现,换流器端口电压/电流的小扰动中虽然存在非同频分量,但这些非同频分量之间始终存在固定的相序关系^[37]:如果正序扰动的频率为 f_p ,则负序扰动的频率一定为 $f_p - 2f_1$,其中 f_1 为基波频率。上述频率为 f_p 的正序扰动分量与同为正序的工频电压/电流相乘后将表现为频率为 $f_p - f_1$ 的功率波动。相似地,频率为 $f_p - 2f_1$ 的负序扰动分量与同为正序的工频分量相乘也呈现为频率为 $f_p - f_1$ 的功率波动。这意味着,换流器的接入虽然导致电压/电流的扰动存在非同频的耦合特性,但是功率的波动仍是同频的。类似地,如果将电压的正-负序扰动分量转化为幅值和相位的扰动分量,会发现系统中电压幅值和相位的扰动也是同频分量^[45-46]。这意味着,如果建立系统中电压幅值/相位-有功/无功潮流之间的小扰动模型,即可避免阻抗/导纳建模过程中出现的频率耦合问题。同时,上述模型还能够直观揭示系统中电压幅值/相位-有功/无功潮流间的振荡特性和相互作用关系,更符合电力系统的关注点(电压和功率的稳定与否),与工频潮流分析方法互为呼应和补充。此外,随着电力系统中电力电子装备占比的增加,换流器的控制逐渐由电流-电压(矢量电流控制)调制方式转变为功率-电压(功率同步构网型控制)调制方式^[47-50],这也使得电压-功率小扰动谐波潮流模型在指导新一代换流器控制设计方面具有更好的优势。

针对上述问题,本文首先对电网中电压-功率小扰动谐波潮流进行定义,并给出电压-功率小扰动谐波潮流模型的数学表达形式;其次,建立电力系统中3类集总元件(电感、电容和电阻)的端口电压-功率小扰动谐波模型以及基本的串/并联运算关系;然后,以功率同步型构网换流器为例,介绍换流器的电压-功率小扰动谐波模型构建方法和步骤;接着,基于输电线路和换流器端口的集总模型,并结合系统网络拓扑提出高占比换流器电网的电压-功率小扰动谐波潮流模型的构建方法;再次,提出基于电磁暂态仿真的电网电压-功率小扰动谐波潮流模型的测量方法,并将仿真测量结果与理论结果相对比,有效验证了解析模型的准确性;最后,对本文所提模型的优缺点进行论述,并对后续研究重点进

行展望。

1 定义与概念

1.1 电压、电流与功率的小扰动关系

对于三相电力系统中的任意一个断面，其在小扰动作用下的状态量可以完整地由断面电压和流过它的电流表示为

$$\begin{cases} u_a = (U_{m0} + u_{mp}) \cos(\omega_1 t + \varphi_{u0} + \varphi_{up}) \\ u_b = (U_{m0} + u_{mp}) \cos(\omega_1 t + \varphi_{u0} + \varphi_{up} - \frac{2\pi}{3}) \\ u_c = (U_{m0} + u_{mp}) \cos(\omega_1 t + \varphi_{u0} + \varphi_{up} + \frac{2\pi}{3}) \\ i_a = (I_{m0} + i_{mp}) \cos(\omega_1 t + \varphi_{i0} + \varphi_{ip}) \\ i_b = (I_{m0} + i_{mp}) \cos(\omega_1 t + \varphi_{i0} + \varphi_{ip} - \frac{2\pi}{3}) \\ i_c = (I_{m0} + i_{mp}) \cos(\omega_1 t + \varphi_{i0} + \varphi_{ip} + \frac{2\pi}{3}) \end{cases} \quad (1)$$

式中： ω_1 为交流系统基波角频率； φ_{u0} 、 φ_{i0} 分别为工频电压电流的稳态初相角； U_{m0} 、 I_{m0} 分别为工频电压/电流的稳态幅值，这些量在特定的分析工况下均为恒定值，可视为系统的稳态工作点； u_{mp} 、 i_{mp} 分别为电压/电流幅值的小扰动量； φ_{up} 、 φ_{ip} 分别为电压/电流相位的小扰动量，它们是变化量，也是小扰动分析时需要处理的关键信息量。基于系统的对称性，三相交流电压/电流之间的幅值始终相同且相位互差 120° (正序关系)。因此，该断面的小扰动状态信息可由电压幅值扰动 u_{mp} 、电压相位扰动 φ_{up} 、电流幅值扰动 i_{mp} 和电流相位扰动 φ_{ip} 完整表示。进一步地，基于 Clark 变换，该断面的有功/无功功率可表示如下：

$$\begin{cases} p = 1.5(U_{m0} + u_{mp})(I_{m0} + i_{mp}) \cos(\delta\varphi_0 + \varphi_{up} - \varphi_{ip}) \\ q = 1.5(U_{m0} + u_{mp})(I_{m0} + i_{mp}) \sin(\delta\varphi_0 + \varphi_{up} - \varphi_{ip}) \end{cases} \quad (2)$$

式中： p 、 q 分别为断面的有功和无功功率； $\delta\varphi_0 = \varphi_{u0} - \varphi_{i0}$ ，为断面的稳态功率因素角。通过泰勒展开并忽略高阶小量，可得到断面功率的简化表达式如下：

$$\begin{cases} p = p_0 + p_p \\ q = q_0 + q_p \\ p_0 = 1.5U_{m0}I_{m0} \cos \delta\varphi_0 \\ q_0 = 1.5U_{m0}I_{m0} \sin \delta\varphi_0 \\ p_p = 1.5(I_{m0}u_{mp} + U_{m0}i_{mp}) \cos \delta\varphi_0 - 1.5U_{m0}I_{m0} \sin \delta\varphi_0 \cdot (\varphi_{up} - \varphi_{ip}) \\ q_p = 1.5(I_{m0}u_{mp} + U_{m0}i_{mp}) \sin \delta\varphi_0 + 1.5U_{m0}I_{m0} \cos \delta\varphi_0 \cdot (\varphi_{up} - \varphi_{ip}) \end{cases} \quad (3)$$

式中： p_0 、 q_0 分别为稳态有功/无功功率； p_p 、 q_p 分

别为小扰动有功/无功功率。为方便后续表达，分别定义功率、电压和电流的小扰动矢量如下：

$$\begin{cases} \vec{s}_p = \begin{bmatrix} q_p \\ p_p \end{bmatrix} \\ \vec{u}_p = \begin{bmatrix} u_{mp} \\ \varphi_{up} \end{bmatrix} \\ \vec{i}_p = \begin{bmatrix} i_{mp} \\ \varphi_{ip} \end{bmatrix} \end{cases} \quad (4)$$

式中： $\vec{s}_p$ 为有功/无功扰动分量； $\vec{u}_p$ 为电压的幅值和相位扰动分量； $\vec{i}_p$ 为电压的幅值和相位扰动分量。对式(3)、(4)进行合并整理，有功/无功功率与电压幅值/相位和电流幅值/相位之间的小扰动关系可以由如下矩阵关系表示：

$$\begin{cases} \vec{s}_p = \mathbf{A}\vec{u}_p + \mathbf{B}\vec{i}_p \\ \mathbf{A} = \begin{bmatrix} 1.5I_{m0} \sin \delta\varphi_0 & p_0 \\ 1.5I_{m0} \cos \delta\varphi_0 & -q_0 \end{bmatrix} \\ \mathbf{B} = \begin{bmatrix} 1.5U_{m0} \sin \delta\varphi_0 & -p_0 \\ 1.5U_{m0} \cos \delta\varphi_0 & q_0 \end{bmatrix} \end{cases} \quad (5)$$

式中 $\mathbf{A}$ 、 $\mathbf{B}$ 分别为电压/电流扰动与有功/无功扰动之间的关系矩阵。可以发现， $\mathbf{A}$ 、 $\mathbf{B}$ 都是可逆的且在特定运行工作电压均为常量。这意味着功率扰动、电压扰动和电流扰动之间的关系是线性的，其中的任意 2 个小扰动矢量即可完整表示断面的小扰动状态信息。如果 $\vec{s}_p$ 和 $\vec{u}_p$ 是稳定的(在小扰动范围内波动)，则电流 $\vec{i}_p$ 也就一定稳定，整个系统稳定；反之，如果 $\vec{s}_p$ 和 $\vec{u}_p$ 中的任何一个不稳定(超过小扰动波动范畴)，则系统不稳定。

根据上述特性，本文提出基于电压-功率的小扰动稳定判别方法如下：如果一个电力系统在外加小扰动电压(或功率)激励作用下所有断面的电压(和功率)扰动均在小扰动范畴内波动，则可以认为该系统是稳定的，否则系统不稳定。

1.2 电网电压-功率潮流的小扰动关系

如上文所述，判别一个系统稳定性的核心是准确获取系统在外加强迫小扰动激励作用下电压-功率潮流的小扰动响应特性。而为了计算系统整体的小扰动特性，首先需要知道系统中主要元件和装备的特性。通常，交流电力系统包含的元件整体上主要可分为 2 类：并网式元件(末端设备)和串网式元件(传输设备)。前者包括发电机、并网换流器以及负荷等，位于系统末端，对系统的影响只由单个并网

断面体现。因此,其他小扰动特性可以唯一地由其并网端口电压和功率之间的关系表示如下:

$$\begin{cases} \bar{s}_p = \mathbf{g}_{su} \bar{u}_p \\ \bar{u}_p = \mathbf{g}_{us} \bar{s}_p \end{cases} \quad (6)$$

式中: $\bar{s}_p$ 、 $\bar{u}_p$ 分别为并网设备端口功率和电压的扰动矢量,其具体表达与式(4)类似; $\mathbf{g}_{su}$ 为功率型设备的端口特性; $\mathbf{g}_{us}$ 为电压型设备的端口特性。

以并网型设备的端口小扰动特性要分为上述2类,是因为并网设备可能工作在2种模式下:1)控制输出功率;2)控制输出电压。前者可以被视为一个随着外界电压变化而变化的功率源, $\mathbf{g}_{su}$ 是稳定的(无不稳定极点);后者可以被视为一个随外部功率变化的电压源, $\mathbf{g}_{us}$ 是稳定的(无不稳定极点)。

除了并网式设备以外,交流系统中的串网式元件主要分为交流输电线路、变压器等无源元件以及直流输电、潮流控制器等有源电力电子系统。其在交流系统中通常分别接入两个断面。因此,其小扰动特性可以由2个接入断面的电压和功率之间的关系表达如下:

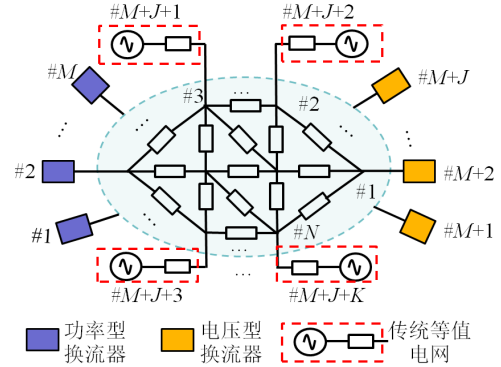
$$\begin{cases} \begin{bmatrix} \bar{s}_{px} \\ \bar{s}_{py} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{g}_{suxx} & \mathbf{g}_{suxy} \\ \mathbf{g}_{suyx} & \mathbf{g}_{suyy} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \bar{u}_{px} \\ \bar{u}_{py} \end{bmatrix} \\ \begin{bmatrix} \bar{u}_{px} \\ \bar{u}_{py} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{g}_{usxx} & \mathbf{g}_{usxy} \\ \mathbf{g}_{usyx} & \mathbf{g}_{usyy} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \bar{s}_{px} \\ \bar{s}_{py} \end{bmatrix} \\ \begin{bmatrix} \bar{s}_{px} \\ \bar{s}_{py} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{g}_{suxx} & \mathbf{g}_{suxy} \\ \mathbf{g}_{suyx} & \mathbf{g}_{suyy} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \bar{u}_{px} \\ \bar{u}_{py} \end{bmatrix} \\ \begin{bmatrix} \bar{u}_{px} \\ \bar{u}_{py} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{g}_{usxx} & \mathbf{g}_{usxy} \\ \mathbf{g}_{usyx} & \mathbf{g}_{usyy} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \bar{s}_{px} \\ \bar{s}_{py} \end{bmatrix} \end{cases} \quad (7)$$

式中: $\mathbf{g}_{suxx}$ 、 $\mathbf{g}_{suxy}$ 、 $\mathbf{g}_{suyx}$ 和 $\mathbf{g}_{suyy}$ 分别为串网式元件端口电压-功率模型; $\bar{s}_{px}$ 、 $\bar{s}_{py}$ 为串联式元件2个接口断面的功率扰动矢量; $\bar{u}_{px}$ 、 $\bar{u}_{py}$ 分别为相应的电压扰动矢量。

上述关系式分别表示了串网式元件外特性的4种可能组合。对于有源的串网式元件,由于控制模式的影响,需要在4类关系式中挑选出合适的一种以确保传递矩阵的稳定(无不稳定极点)。对于无源串网式元件,由于不受控制系统的影响,其外端口特性由上述4种形式表示时,传递矩阵均是稳定的(无不稳定极点)。本文为了简化分析,假设所分析的系统中仅包含变压器和交流线路等无源串网式元件。

为了构建具备一般性的构网型换流器电网电压-功率潮流的小扰动频率模型,图1给出了一个简

化的构网型换流器电网结构图,该系统中共有 N 个节点。



M 个功率控制型并网换流器节点; J 个电压控制型并网换流器节点; K 个传统电网区域节点(用戴维南等值电路表示); F 个内部网络节点。

图1 构网型换流器电网结构图

Fig. 1 Structure of converter-based grid

对于上述系统,其小扰动电压-功率谐波模型可由各节点的扰动电压和功率之间的关系可表示为

$$\begin{cases} \begin{bmatrix} \bar{U}_M \\ \bar{U}_J \\ \bar{U}_K \\ \bar{U}_F \end{bmatrix} = \mathbf{G}_{US} \begin{bmatrix} \bar{S}_M \\ \bar{S}_J \\ \bar{S}_K \\ \bar{S}_F \end{bmatrix} \\ \mathbf{G}_{US} = \begin{bmatrix} \mathbf{G}_{USMM} & \mathbf{G}_{USMJ} & \mathbf{G}_{USMK} & \mathbf{G}_{USMF} \\ \mathbf{G}_{USJM} & \mathbf{G}_{USJJ} & \mathbf{G}_{USJK} & \mathbf{G}_{USJF} \\ \mathbf{G}_{USKM} & \mathbf{G}_{USKJ} & \mathbf{G}_{USKK} & \mathbf{G}_{USKF} \\ \mathbf{G}_{USFM} & \mathbf{G}_{USFJ} & \mathbf{G}_{USFK} & \mathbf{G}_{USFF} \end{bmatrix} \end{cases} \quad (8)$$

式中: $\mathbf{G}_{US}$ 为系统的电压-功率模型矩阵,其中, $\mathbf{G}_{USxy}$ 表示 y 节点电压与 x 节点功率之间的电压功率模型; $\bar{U}_M$ 、 $\bar{U}_J$ 、 $\bar{U}_K$ 和 $\bar{U}_F$ 分别为功率型换流器、电压型换流器、传统等值电网和内部网络节点电压的幅值/相位扰动矢量; $\bar{S}_M$ 、 $\bar{S}_J$ 、 $\bar{S}_K$ 和 $\bar{S}_F$ 分别为相应节点的扰动功率谐波矢量:

$$\begin{cases} \bar{U}_M = [\bar{u}_{p1}^T \ \bar{u}_{p2}^T \ \cdots \ \bar{u}_{pM}^T]^T \\ \bar{U}_J = [\bar{u}_{pM+1}^T \ \bar{u}_{pM+2}^T \ \cdots \ \bar{u}_{pM+J}^T]^T \\ \bar{U}_K = [\bar{u}_{pM+J+1}^T \ \bar{u}_{pM+J+2}^T \ \cdots \ \bar{u}_{pM+J+K}^T]^T \\ \bar{U}_F = [\bar{u}_{pM+J+K+1}^T \ \bar{u}_{pM+J+K+2}^T \ \cdots \ \bar{u}_{pM+J+K+F}^T]^T \\ \bar{S}_M = [\bar{s}_{ps1}^T \ \bar{s}_{ps2}^T \ \cdots \ \bar{s}_{psM}^T]^T \\ \bar{S}_J = [\bar{s}_{psM+1}^T \ \bar{s}_{psM+2}^T \ \cdots \ \bar{s}_{psM+J}^T]^T \\ \bar{S}_K = [\bar{s}_{psM+J+1}^T \ \bar{s}_{psM+J+2}^T \ \cdots \ \bar{s}_{psM+J+K}^T]^T \\ \bar{S}_F = [\bar{s}_{psM+J+K+1}^T \ \bar{s}_{psM+J+K+2}^T \ \cdots \ \bar{s}_{psM+J+K+F}^T]^T \end{cases} \quad (9)$$

根据式(8)得到构网型换流器电网中各个节点电压的扰动谐波矢量后,换流站中各并网式设备输出的谐波功率即可由式(6)计算得到,而各串网式设

备两端的谐波功率可由式(7)计算得到。由此, 可得到整个系统网络中各节点电压和支路潮流之间的谐波扰动关系。因此, 构建系统电压-功率谐波潮流模型的核心要素是确定系统中各设备端口小扰动电压-功率谐波之间的关系(即式(6)、(7)), 并在此基础上构建出系统网络的小扰动电压-功率谐波关系矩阵(式(8))。因此, 本文将分别针对系统中串网式和并网式设备的宽频小扰动电压-功率谐波关系模型, 并在此基础上建立构网型换流器电网的谐波潮流功率模型。

1.3 电压-功率谐波潮流模型与阻抗矩阵模型的关系

如上文所述, 三相电力系统中任意一个断面的小扰动状态信息可由其电压幅值扰动 u_{mp} 、电压相位扰动 ϕ_{up} 、电流幅值扰动 i_{mp} 和电流相位扰动 ϕ_{ip} 完整表示。 ϕ_{up} 为电压相位扰动的幅值, ϕ_{ip} 为电流相位扰动的幅值。断面的功率扰动可由这些量线性表示(式(5))。在某工况下, 假设这些扰动分量的时域表达如下:

$$\begin{cases} u_{mp} = U_{mp} \cos(\omega_p t + \phi_{ump}) \\ \phi_{up} = \phi_{up} \cos(\omega_p t + \phi_{u\phi p}) \\ i_{mp} = I_{mp} \cos(\omega_p t + \phi_{imp}) \\ \phi_{ip} = \phi_{ip} \cos(\omega_p t + \phi_{i\phi p}) \end{cases} \quad (10)$$

式中 ω_p 为扰动分量角频率。

以 a 相为例, 将式(10)代入式(1)并忽略高阶小量, 可得断面处交流电压和电流的表达式如下:

$$\begin{cases} u_a = u_{a0} + u_{ap1} + u_{ap2} \\ i_a = i_{a0} + i_{ap1} + i_{ap2} \\ u_{a0} = U_{m0} \cos(\omega_1 t + \phi_{um0}) \\ i_{a0} = I_{m0} \cos(\omega_1 t + \phi_{im0}) \\ u_{ap1} = 0.5 \{ U_{mp} \cos[(\omega_p + \omega_1)t + \phi_{ump} + \phi_{um0}] + \\ \quad U_{m0} \phi_{up} \cos[(\omega_p + \omega_1)t + \phi_{u\phi p} + \phi_{u\phi 0} + \frac{\pi}{2}] \} \\ i_{ap1} = 0.5 \{ I_{mp} \cos[(\omega_p + \omega_1)t + \phi_{imp} + \phi_{im0}] + \\ \quad I_{m0} \phi_{ip} \cos[(\omega_p + \omega_1)t + \phi_{i\phi p} + \phi_{i\phi 0} + \frac{\pi}{2}] \} \\ u_{ap2} = 0.5 \{ U_{mp} \cos[(\omega_p - \omega_1)t + \phi_{ump} - \phi_{um0}] + \\ \quad U_{m0} \phi_{up} \cos[(\omega_p - \omega_1)t + \phi_{u\phi p} - \phi_{u\phi 0} - \frac{\pi}{2}] \} \\ i_{ap2} = 0.5 \{ I_{mp} \cos[(\omega_p - \omega_1)t + \phi_{imp} - \phi_{im0}] + \\ \quad I_{m0} \phi_{ip} \cos[(\omega_p - \omega_1)t + \phi_{i\phi p} - \phi_{i\phi 0} - \frac{\pi}{2}] \} \end{cases} \quad (11)$$

式中: u_{a0} 、 i_{a0} 分别为角频率为 ω_1 的稳态电压、电流分量; u_{ap1} 、 i_{ap1} 分别为角频率为 $\omega_p + \omega_1$ 的正序电

压、电流扰动分量; u_{ap2} 、 i_{ap2} 分别为角频率为 $\omega_p - \omega_1$ 的负序电压、电流扰动分量。虽然电压/电流幅值和相位中的扰动是同频扰动, 但分解至正负序框架后则变为了非同频的扰动分量之和。

基于相量法将式(10)和(11)转换至频域并结合式(4)中的矢量定义, 可得正/负序扰动与幅值/相位扰动之间的关系如下:

$$\begin{cases} \bar{u}_{p.sd}(s) = T_u \bar{u}_p(s) \\ \bar{i}_{p.sd}(s) = T_i \bar{i}_p(s) \\ \bar{u}_{p.sd}(s) = \begin{bmatrix} u_{ap1}(s + j\omega_1) \\ u_{ap2}(s - j\omega_1) \end{bmatrix} \\ \bar{i}_{p.sd}(s) = \begin{bmatrix} i_{ap1}(s + j\omega_1) \\ i_{ap2}(s - j\omega_1) \end{bmatrix} \\ T_u = 0.5 \begin{bmatrix} e^{j\phi_{um0}} & jU_{m0}e^{j\phi_{u\phi 0}} \\ e^{-j\phi_{um0}} & -jU_{m0}e^{-j\phi_{u\phi 0}} \end{bmatrix} \\ T_i = 0.5 \begin{bmatrix} e^{j\phi_{im0}} & jI_{m0}e^{j\phi_{i\phi 0}} \\ e^{-j\phi_{im0}} & -jI_{m0}e^{-j\phi_{i\phi 0}} \end{bmatrix} \end{cases} \quad (12)$$

式中: T_u 、 T_i 分别为电压和电流的幅值/相位与正/负序扰动之间的变换矩阵; $\bar{u}_{p.sd}$ 、 $\bar{i}_{p.sd}$ 分别为正/负序电压、电流的扰动矢量。

仍以图 1 所示系统为例, 联立式(5)、(8)和(12), 可得系统各节点正/负序电压和电流扰动之间的关系如下:

$$\begin{cases} \begin{bmatrix} \bar{U}_{M.sd} \\ \bar{U}_{J.sd} \\ \bar{U}_{K.sd} \\ \bar{U}_{F.sd} \end{bmatrix} = Z_{sd} \begin{bmatrix} \bar{I}_{M.sd} \\ \bar{I}_{J.sd} \\ \bar{I}_{K.sd} \\ \bar{I}_{F.sd} \end{bmatrix} \\ Z_{sd} = T_{unet} (E_{2N} - G_{US} A_{net})^{-1} G_{US} A_{net} T_{inet}^{-1} \\ T_{unet} = \text{diag}[T_{u1} \quad T_{u2} \quad \cdots \quad T_{uN}] \\ T_{inet} = \text{diag}[T_{i1} \quad T_{i2} \quad \cdots \quad T_{iN}] \\ A_{net} = \text{diag}[A_1 \quad A_2 \quad \cdots \quad A_N] \\ B_{net} = \text{diag}[B_1 \quad B_2 \quad \cdots \quad B_N] \end{cases} \quad (13)$$

式中: $\bar{U}_{M.sd}$ 、 $\bar{U}_{J.sd}$ 、 $\bar{U}_{K.sd}$ 和 $\bar{U}_{F.sd}$ 分别为功率型换流器、电压型换流器、传统等值电网和内部网络电压的正/负序扰动矢量; $\bar{I}_{M.sd}$ 、 $\bar{I}_{J.sd}$ 、 $\bar{I}_{K.sd}$ 和 $\bar{I}_{F.sd}$ 分别为相应节点电流的正/负序扰动矢量; E_{2N} 为 $2N$ 阶单位矩阵。上述各矢量的定义与式(9)类似, 唯一的不是将其中的矢量元素替换为式(12)中的正/负序电压、电流的扰动矢量; Z_{sd} 为该系统修正的序阻抗矩阵^[23], 揭示了系统中各节点正/负序电压和电流扰动之间的关系。

由式(13)可知,系统的电压-功率谐波潮流模型 G_{US} 与其修正序阻抗矩阵模型 Z_{sd} 之间可以相互转换,并且它们之间的转换关系仅取决于系统的稳态工作点。因此,本文所提的电压-功率谐波潮流模型与修正的序阻抗矩阵模型是完全等价的。但电压-功率谐波潮流模型(式(8))中的所有电压、功率元素均为角频率为 ω_p 的同频分量。而广义序阻抗模型中的电压、电流元素同时包含了角频率为 $\omega_p + \omega_1$ 和 $\omega_p - \omega_1$ 的非同频分量。式(13)中修正的序阻抗矩阵 Z_{sd} 中的元素包含了不同频率分量之间的非线性耦合传递函数。可见, Z_{sd} 与传统阻抗/导纳矩阵的定义^[27]具有显著的区别,并且丢失了传统阻抗的物理意义(同频电压电流之间的关系)^[43]。

值得注意的是,在研究系统小信号稳定性时,电压-功率谐波潮流模型与修正序阻抗矩阵^[23]所得到的结论是完全等值。但基于传统阻抗/导纳矩阵^[27]的谐振稳定性分析方法可能由于忽略系统的频率耦合效应而导致较大的误差^[23,25,38]。因此,本文所提的电压-功率谐波潮流模型从电力系统的经典视角(电压-功率视角)出发,重新审视高占比换流器电网的小干扰稳定问题。相较于传统阻抗/导纳矩阵分析^[27]和修正阻抗/导纳矩阵^[23]具备如下优点:1)能消除传统阻抗/导纳矩阵忽略正负序系统间频率耦合导致的分析误差;2)能规避修正的阻抗/导纳矩阵中非线性耦合传递函数导致的物理意义丢失问题;3)能直观揭示系统中各支路有功/无功功率和节点电压幅值/相位的谐振特性,更兼容现有电力系统调度系统。

2 集总元件的电压-功率谐波模型与基本运算关系

2.1 集总元件模型-电感、电容和电阻

电力系统中的集总元件主要包括电感、电容和电阻,是典型的串网式元件,主要用来模拟输电线路的特性。因此,其对系统电压-功率谐波响应特性的影响可由其两端电压和功率之间的关系表示:

$$\begin{bmatrix} \vec{s}_{p1} \\ \vec{s}_{p2} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{g}_{11} & \mathbf{g}_{12} \\ \mathbf{g}_{21} & \mathbf{g}_{22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \vec{u}_{p1} \\ \vec{u}_{p2} \end{bmatrix} \quad (14)$$

式中: $\vec{s}_{p1}$ 、 $\vec{s}_{p2}$ 分别为电感元件两端的功率扰动; $\vec{u}_{p1}$ 、 $\vec{u}_{p2}$ 分别为相应端口的电压扰动; $\mathbf{g}_{11}$ 、 $\mathbf{g}_{12}$ 、 $\mathbf{g}_{21}$ 和 $\mathbf{g}_{22}$ 分别为集总元件端口的电压-功率谐波模型。基于谐波功率平衡原理并结合式(5),可得电感、

电容和电阻的端口电压-功率谐波模型的统一表述如下:

$$\begin{cases} \mathbf{g}_{11}(s) = \mathbf{A}_1 + \mathbf{B}_1 \mathbf{g}_{psi1} \mathbf{Z}_x^{-1}(s) \mathbf{g}_{spu1} \\ \mathbf{g}_{12}(s) = -\mathbf{B}_1 \mathbf{g}_{psi1} \mathbf{Z}_x^{-1}(s) \mathbf{g}_{spu2} \\ \mathbf{g}_{21}(s) = -\mathbf{B}_2 \mathbf{g}_{psi2} \mathbf{Z}_x^{-1}(s) \mathbf{g}_{spu1} \\ \mathbf{g}_{22}(s) = \mathbf{A}_2 + \mathbf{B}_2 \mathbf{g}_{psi2} \mathbf{Z}_x^{-1}(s) \mathbf{g}_{spu2} \end{cases} \quad (15)$$

式中: $\mathbf{A}_1$ 、 $\mathbf{B}_1$ 、 $\mathbf{A}_2$ 和 $\mathbf{B}_2$ 分别为集总元件端口稳态分量矩阵,如式(5)所示; $\mathbf{g}_{psi1}$ 、 $\mathbf{g}_{spu1}$ 、 $\mathbf{g}_{psi2}$ 和 $\mathbf{g}_{spu2}$ 为电流/电压的正/负序坐标系与幅相坐标系之间的变换矩阵^[51]; $\mathbf{Z}_x$ 为电感、电容和电阻的序阻抗矩阵:

$$\begin{cases} \mathbf{Z}_L = \begin{bmatrix} (s + j\omega_1)L & 0 \\ 0 & (s - j\omega_1)L \end{bmatrix} \\ \mathbf{Z}_C = \begin{bmatrix} \frac{1}{(s + j\omega_1)C} & 0 \\ 0 & \frac{1}{(s + j\omega_2)C} \end{bmatrix} \\ \mathbf{Z}_R = \begin{bmatrix} R & 0 \\ 0 & R \end{bmatrix} \end{cases} \quad (16)$$

式中 L 、 C 和 R 分别为电感、电容和电阻值。

电力系统中不同集总元件的电压-功率谐波模型与元件的序阻抗模型之间存在相同的转换关系,并可统一由式(11)所表示。而值得注意的是,这些无源集总元件的电压-功率谐波模型还与系统的稳态工作点密切相关:即当系统稳态工作点发生变化时,电感、电容和电阻的端口电压-功率谐波响应特性也会发生变化。

2.2 串联运算

由单个集总元件的电压-功率谐波特性,可建立串联电路首末端节点电压和功率的小扰动关系模型。根据串联电路电流相同的特点,得到首末端节点的扰动电压和电流之间的关系表达式:

$$\begin{cases} \begin{bmatrix} \vec{u}_{p1} \\ \vec{i}_{p1} \end{bmatrix} = \mathbf{T}_1 \mathbf{T}_2 \begin{bmatrix} \vec{u}_{p3} \\ -\vec{i}_{p3} \end{bmatrix} \\ \mathbf{T}_1 = \begin{bmatrix} \mathbf{g}_{psu1} \mathbf{g}_{spu2} & -\mathbf{g}_{psu1} \mathbf{Z}_{x1} \mathbf{g}_{spi1} \\ \mathbf{O}_2 & \mathbf{E}_2 \end{bmatrix} \\ \mathbf{T}_2 = \begin{bmatrix} \mathbf{g}_{psu2} \mathbf{g}_{spu3} & -\mathbf{g}_{psu2} \mathbf{Z}_{x2} \mathbf{g}_{spi2} \\ \mathbf{O}_2 & \mathbf{E}_2 \end{bmatrix} \\ \mathbf{O}_2 = \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \\ \mathbf{E}_2 = \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ 0 & 1 \end{bmatrix} \end{cases} \quad (17)$$

上述表达式可用于描述各端口之间的电流、功率等关键参数传输特性。将式(5)中扰动电流与扰动电压/功率的关系式代入式(17)，整理得到串联电路两端电压-功率谐波关系如下：

$$\begin{cases} \begin{bmatrix} \bar{u}_{p1} \\ \bar{s}_{p1} \end{bmatrix} = \tau_1 \tau_2 \begin{bmatrix} \bar{u}_{p3} \\ \bar{s}_{p3} \end{bmatrix} \\ \tau_1 = \begin{bmatrix} E_2 & O_2 \\ A_1 & B_1 \end{bmatrix} T_1 \begin{bmatrix} E_2 & O_2 \\ B_2^{-1} A_2 & -B_2^{-1} \end{bmatrix} \\ \tau_2 = \begin{bmatrix} E_2 & O_2 \\ A_2 & -B_2 \end{bmatrix} T_2 \begin{bmatrix} E_2 & O_2 \\ B_3^{-1} A_3 & -B_3^{-1} \end{bmatrix} \end{cases} \quad (18)$$

由式(18)可知，在小扰动激励作用下，串联电路两端电压-功率关系与稳态工况下电压-电流关系具有类似的表达形式。

2.3 并联运算

对于并联支路 a 与 b，令其首末端节点分别为 1 和 2，基于单个集总元件模型以及并联支路两端电压相等的特点，可得到并联元件两端电压-功率谐波模型如下：

$$\begin{cases} \begin{bmatrix} \bar{s}_{p1} \\ \bar{s}_{p2} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} g_{11} & g_{12} \\ g_{21} & g_{22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \bar{u}_{p1} \\ \bar{u}_{p2} \end{bmatrix} \\ g_{11} = g_{11a} + g_{11b} \\ g_{12} = g_{12a} + g_{12b} \\ g_{21} = g_{21a} + g_{21b} \\ g_{22} = g_{22a} + g_{22b} \end{cases} \quad (19)$$

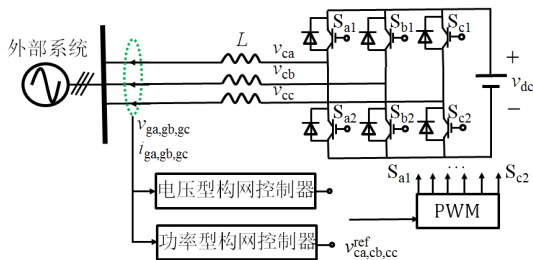
式中： g_{11a} 、 g_{12a} 、 g_{21a} 和 g_{22a} 为支路 a 中的集总元件端口电压-功率谐波模型； g_{11b} 、 g_{12b} 、 g_{21b} 和 g_{22b} 为支路 b 中的集总元件端口电压-功率谐波模型，具体表达形式如式(11)所示。

3 电力电子换流器电压-功率谐波模型

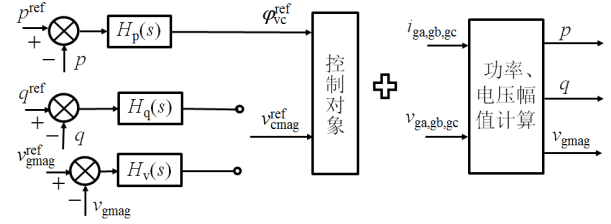
3.1 基本结构和控制对象

为简化分析，本文中以构网型两电平换流器为例展开分析并忽略直流侧电压动态，其简化的拓扑和控制结构如图 2 所示。

如图 2(a)所示，换流器主要由一次电气系统和



(a) 两电平换流器结构图



(b) 构网型控制器构架

图 2 构网型换流器结构示意图

Fig. 2 Structure of grid-forming converter

二次控制系统构成，其核心原理是通过控制系统向各桥臂半导体的开通与关断来调节各桥臂交流侧的电压，以进一步实现对交流系统中各电气量的控制。由于本文的研究主要侧重于系统层面的稳定性分析方法，电力电子换流器的端口特性虽然会影响系统的稳定性结论，但不影响本稳定性分析方法。因此，为了简化装备层面的建模分析，本文忽略换流器直流侧电压的动态(用理想直流电压源等值)并假设开关频率足够高，则换流器交流侧输出的“内电势”电压可表示如下：

$$\begin{cases} u_{ca} = u_{ca}^{\text{ref}} \\ u_{cb} = u_{cb}^{\text{ref}} \\ u_{cc} = u_{cc}^{\text{ref}} \end{cases} \quad (20)$$

式中： u_{ca} 、 u_{cb} 、 u_{cc} 分别为交流侧输出的“内电势”电压； u_{ca}^{ref} 、 u_{cb}^{ref} 、 u_{cc}^{ref} 分别为相应的调制波，由二次控制器产生。值得注意的是，在实际系统中换流器的直流母线电压可能并非一个理想的直流电压源。在上述情况下，换流器交流侧输出电压等于调制系数乘以直流母线电压。因此，为了准确获取实际系统中换流器交流侧的电压-功率谐波模型，应该考虑直流侧母线动态的影响。

换流器工作在功率控制模式时可认为外部电网是一个电压源，换流器的目标是控制其输出功率。当换流器工作在交流电压控制模式时，可认为外部系统是一个功率源，换流器的目标是控制外部电压。根据电感两端的电压-功率谐波模型特性，上述两类控制方式下，换流器的输出功率和外部电压可分别表示如下：

$$\begin{cases} \bar{s}_{pg} = g_{sugg} \bar{u}_{pg} + g_{sugc} \bar{u}_{pc} \\ \bar{u}_{pg} = g_{usgg} \bar{s}_{pg} + g_{usgc} \bar{s}_{pc} \\ g_{sugg} = A_g + B_g g_{psig} Z_L^{-1}(s) g_{spug} \\ g_{sugc} = -B_g g_{psig} Z_L^{-1}(s) g_{spuc} \\ g_{usgg} = g_{sugg}^{-1} \\ g_{usgc} = -g_{sugg}^{-1} g_{sugc} \end{cases} \quad (21)$$

式中: $\mathbf{A}_g$ 、 $\mathbf{B}_g$ 分别为电网侧稳态分量矩阵, 如式(5)所示; $\vec{s}_{pg}$ 、 $\vec{u}_{pg}$ 和 $\vec{u}_{pc}$ 分别为电网功率扰动、电网电压扰动和换流器“内电势”电压扰动; $\mathbf{g}_{sugg}$ 、 $\mathbf{g}_{sugc}$ 、 $\mathbf{g}_{usgg}$ 和 $\mathbf{g}_{usgc}$ 则代表了换流器电感的端口特性。

3.2 控制器建模和电压-功率谐波模型

换流器的控制对象决定了电网电压、功率和换流器“内电势”电压小扰动分量之间的电气关系。而根据图 2(b)可以得到三者间相应的控制关系, 即电网电压和功率扰动如何经过控制回路形成换流器“内电势”电压扰动:

$$\begin{cases} \vec{u}_{pc} = \mathbf{g}_{spc} \vec{s}_{pg} \\ \vec{u}_{pc} = \mathbf{g}_{suc} \vec{s}_{pg} + \mathbf{g}_{uuc} \vec{u}_{pg} \\ \mathbf{g}_{us_pc} = \begin{bmatrix} H_q & 0 \\ 0 & H_p \end{bmatrix} \\ \mathbf{g}_{us_uc} = \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ 0 & H_p \end{bmatrix} \\ \mathbf{g}_{uu_uc} = \begin{bmatrix} H_u & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \end{cases} \quad (22)$$

式中: $\mathbf{g}_{spc}$ 为功率控制模式下的构网控制器传递函数矩阵; $\mathbf{g}_{suc}$ 、 $\mathbf{g}_{uuc}$ 分别为电压控制模式下的构网控制器传递函数矩阵; H_p 、 H_q 和 H_u 分别为有功功率、无功功率和电压幅值控制器的传递函数, 常见表达形式如下^[49]:

$$\begin{cases} H_p(s) = \frac{k_{pi}}{s} \\ H_q(s) = \frac{k_{qi}}{s} \\ H_u(s) = \frac{k_{ui}}{s} \end{cases} \quad (23)$$

式中 k_{pi} 、 k_{qi} 和 k_{ui} 分别为有功功率、无功功率和电压幅值控制器的积分增益系数。进一步, 联立式(21)和(22)可得构网型换流器端口电压-功率谐波模型:

$$\begin{cases} \vec{s}_{pg} = \mathbf{g}_{pc} \vec{u}_{pg} \\ \vec{u}_{pg} = \mathbf{g}_{uc} \vec{s}_{pg} \\ \mathbf{g}_{pc} = (\mathbf{E}_2 - \mathbf{g}_{sugc} \mathbf{g}_{spc})^{-1} \mathbf{g}_{sugg} \\ \mathbf{g}_{uc} = (\mathbf{E}_2 - \mathbf{g}_{usgc} \mathbf{g}_{uuc})^{-1} (\mathbf{g}_{usgg} + \mathbf{g}_{usgc} \mathbf{g}_{suc}) \end{cases} \quad (24)$$

式中 $\mathbf{g}_{pc}$ 、 $\mathbf{g}_{uc}$ 分别为功率控制型和电压控制型构网换流器的电压-功率谐波传递矩阵模型, 可以准确揭示换流器端口电压-功率的宽频响应特性。

4 高占比换流器电网电压-功率谐波潮流模型

如上文所述, 换流器电网的等值电路中主要包

括并网和串网式元件两类。因此, 本节分别将系统划分为并网式元件集群和串网式元件集群进行网络建模, 并通过对二者的联立最终构建电网的电压-功率谐波潮流模型。

4.1 并网式设备群端口电压-功率谐波传递矩阵

本文所研究系统中的并网式元件主要分为功率型换流器、电压型换流器和传统等值电网。当外接电压源时功率型换流器能始终保持稳定, 因此它的端口谐波特性可被视为一个电压扰动激励型功率源。将所有的功率型换流器视为一个整体集群, 其端口特性可由一个对角矩阵表示如下:

$$\begin{cases} \vec{s}_{pc} = \mathbf{G}_{pc} \vec{U}_{pc} \\ \mathbf{G}_{pc} = \text{diag}[\mathbf{g}_{pc1} \quad \cdots \quad \mathbf{g}_{pcM}] \end{cases} \quad (25)$$

式中: $\mathbf{G}_{pc}$ 为对角矩阵, 表示功率型换流器元件集群的端口特性; $\mathbf{g}_{pcx}$ 为 2 阶矩阵, 表示第 x 个功率型换流器的端口特性, 如式(24)所示。

与功率型换流器呈现对偶状态, 电压型换流器可被视为一个功率扰动激励型的电压源, 因此电压型换流器集群的端口特性可由其端口电压-功率谐波扰动之间的关系表示如下:

$$\begin{cases} \vec{U}_{uc} = \mathbf{G}_{uc} \vec{s}_{uc} \\ \mathbf{G}_{uc} = \text{diag}[\mathbf{g}_{uc1} \quad \cdots \quad \mathbf{g}_{ucJ}] \end{cases} \quad (26)$$

式中: $\mathbf{G}_{uc}$ 为电压型换流器元件集群的端口特性; $\mathbf{g}_{ucx}$ 为第 x 个电压型换流器的端口特性, 如式(24)所示。

类似地, 传统电网由同步电机型电源构成, 也呈现电压源特性, 其集群的端口特性可表示如下:

$$\begin{cases} \vec{U}_g = \mathbf{G}_g \vec{s}_g \\ \mathbf{G}_g = \text{diag}[\mathbf{g}_{g1} \quad \cdots \quad \mathbf{g}_{gK}] \end{cases} \quad (27)$$

式中: $\mathbf{G}_g$ 为传统等值电网元件集群的端口特性; $\mathbf{g}_{gx}$ 为第 x 个传统等值电网阻抗的端口电压-功率谐波响应特性。假设电网阻抗由电感等值, 则 $\mathbf{g}_{gx}$ 可表示如下:

$$\begin{cases} \vec{u}_{px} = \mathbf{g}_{gx} \vec{s}_{px} \\ \mathbf{g}_{gx} = \mathbf{A}_x + \mathbf{B}_x \mathbf{g}_{psix} \mathbf{Z}_{Lgx}^{-1}(s) \mathbf{g}_{spux} \end{cases} \quad (28)$$

式中: L_{gx} 为第 x 个传统电网的等值电感; $\vec{u}_{px}$ 、 $\vec{s}_{px}$ 分别为相应电网端口电压和功率的扰动矢量; $\mathbf{A}_x$ 、 $\mathbf{B}_x$ 为式(5)所示的小扰动关系矩阵。

4.2 输电网络节点电压-功率谐波传递矩阵

不同于并网式元件约束了自身并网节点电压-

功率之间的电气关系,串网式元件主要约束不同节点之间电压以及联结支路功率之间的关系。如上文所述,功率型换流器体现为功率源,因此输电网络与功率型换流器相连的节点呈现为功率激励型电压源(以功率型换流器的视角出发)。相应地,输电网络与电压型换流器和传统等值电网相连的节点呈现为电压源激励型功率源。此外,输电网络内部节点对外部功率扰动呈现为功率激励型电压源。基于上述原则,为了方便后续系统全局模型的构建,输电网络的电压-功率谐波之间的关系可由如下形式表示:

$$\begin{bmatrix} \bar{U}_{ntM} \\ \bar{S}_{ntJ} \\ \bar{S}_{ntK} \\ \bar{U}_{ntF} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{G}_{ntMM} & \mathbf{G}_{ntMJ} & \mathbf{G}_{ntMK} & \mathbf{G}_{ntMF} \\ \mathbf{G}_{ntJM} & \mathbf{G}_{ntJJ} & \mathbf{G}_{ntJK} & \mathbf{G}_{ntJF} \\ \mathbf{G}_{ntKM} & \mathbf{G}_{ntKJ} & \mathbf{G}_{ntKK} & \mathbf{G}_{ntKF} \\ \mathbf{G}_{ntFM} & \mathbf{G}_{ntFJ} & \mathbf{G}_{ntFK} & \mathbf{G}_{ntFF} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \bar{S}_{ntM} \\ \bar{U}_{ntJ} \\ \bar{U}_{ntK} \\ \bar{S}_{ntF} \end{bmatrix} \quad (29)$$

式中 $\mathbf{G}_{ntXY}$ 为不同类型节点之间电压-功率谐波扰动之间的映射关系。

4.3 电网电压-功率谐波潮流模型

根据 1.2 节所述,构建电网电压-功率谐波潮流模型的关键是建立系统各节点功率谐波扰动作用下响应的电压扰动响应特性。图 3 给出了简化的系统等值模型, M、J、K 和 F 分别代表 4 类节点群的广义节点; $\bar{S}_g$ 、 $\bar{S}_M$ 、 $\bar{S}_J$ 、 $\bar{S}_K$ 和 $\bar{S}_F$ 分别表示了相应广义节点的外部功率扰动矢量。

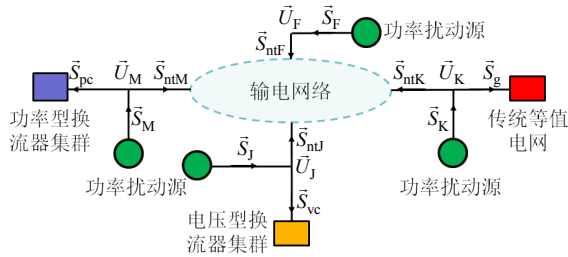


图 3 构网型换流器电网简化等值拓扑图

Fig. 3 Simplified topology of converter-based grid

基于功率平衡和等电位原则,图 3 中各支路功率和节点电压之间的关系可以表示如下:

$$\begin{cases} \bar{S}_M = \bar{S}_{ntM} + \bar{S}_{pc} \\ \bar{S}_J = \bar{S}_{ntJ} + \bar{S}_{uc} \\ \bar{S}_K = \bar{S}_{ntK} + \bar{S}_g \\ \bar{S}_F = \bar{S}_{ntF} \\ \bar{U}_M = \bar{U}_{ntM} = \bar{U}_{pc} \\ \bar{U}_J = \bar{U}_{ntJ} = \bar{U}_{uc} \\ \bar{U}_K = \bar{U}_{ntK} = \bar{U}_g \\ \bar{U}_F = \bar{U}_{ntF} \end{cases} \quad (30)$$

将式(30)中各支路功率和节点电压之间的关系式代入式(25)——(27)和(29)并联立,可得系统各节点电压与外部功率扰动之间的映射关系。进一步地,基于输电网络中各支路的端口功率-电压小扰动关系,并结合式(7)即可得到系统在外部谐波功率扰动下系统各支路的谐波功率扰动。

5 案例分析与仿真验证

5.1 电压-功率谐波潮流模型测量方法

为准确获取系统电压-功率小扰动谐波潮流模型,一种有效的方法是向系统各节点注入不同频率的小扰动谐波功率,并测量各节点电压和支路功率中相应频率的扰动分量。通过计算获取系统中各节点电压和支路功率扰动与外部功率扰动之间在不同谐波频率扰动下的映射关系,即:小扰动谐波潮流模型。

根据式(3)可知,如果扰动注入支路中的基波电流的稳态幅值为 0,扰动幅值为 i_{mp} ,则该支路中的有功/无功谐波功率扰动可表示如下:

$$\begin{cases} q_p = U_{m0} i_{mp} \sin \delta \varphi_0 \\ p_p = U_{m0} i_{mp} \cos \delta \varphi_0 \end{cases} \quad (31)$$

式中: U_{m0} 为注入节点的基波电压幅值; $\delta \varphi_0$ 为注入节点电压与注入支路电流基波分量相位间的差值。当 $\delta \varphi_0 = 0$ 时,扰动支路仅注入无功功率扰动;当 $\delta \varphi_0 = \pi/2$ 时,扰动支路仅注入有功功率扰动。无功/有功功率扰动的注入可通过注入如下无功/有功电流扰动实现:

$$\begin{cases} i_{qp} = \frac{q_p}{U_{m0}} \cos(\omega t + \varphi_{u0} - \frac{\pi}{2}) \\ i_{pp} = \frac{p_p}{U_{m0}} \cos(\omega t + \varphi_{u0}) \end{cases} \quad (32)$$

式中 q_p 、 p_p 分别为有功/无功功率扰动:

$$\begin{cases} q_p = Q_{mp} \cos 2\pi f_p t \\ p_p = P_{mp} \sin 2\pi f_p t \end{cases} \quad (33)$$

式中: f_p 为决定扰动功率的频率; Q_{mp} 、 P_{mp} 分别为无功/有功扰动功率的幅值,通常可选取为支路额定功率的 1%~3%左右。

对于图 1 所示的 N 节点系统,为准确获取 x 节点电压对 y 节点外部功率扰动的响应,具体测量流程如下:

1) 根据式(32)、(33),向 x 节点注入频率为 f_p

的无功功率扰动 q_{xq} ，并等待系统进入稳态；

2) 采集 y 节点的 a 相电压，并通过傅里叶分解得到 a 相电压在频率为 $f_p + f_1$ 和 $f_p - f_1$ 的傅里叶级数 $\dot{U}_{yps}$ 和 $\dot{U}_{yns}$ ，并由下式计算得到电压的幅值和相位扰动的相量表达式^[50]：

$$\begin{bmatrix} \dot{U}_{ymp} \\ \dot{\phi}_{yup} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} e^{-j\phi_{y0}} & e^{j\phi_{y0}} \\ -\frac{j e^{-j\phi_{y0}}}{U_{ym0}} & \frac{j e^{j\phi_{y0}}}{U_{ym0}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{U}_{yps} \\ \dot{U}_{yns} \end{bmatrix} \quad (34)$$

3) 计算 x 节点无功功率扰动到 y 节点电压幅值和相位扰动的传递函数如下： $\dot{U}_{ymp}/\dot{Q}_{xq}$ 和 $\dot{\phi}_{yup}/\dot{Q}_{xq}$ ；

4) 取消 x 节点的无功功率扰动 q_{xq} ，并注入频率为 f_p 的有功功率扰动 P_{xp} ，并再次等待系统进入稳态；

5) 用与步骤 2) 相同的方法计算 y 节点电压的幅值和相位扰动，并进一步得到 x 节点有功功率扰动到 y 节点电压幅值和相位扰动的传递函数如下 $\dot{U}_{ymp}/\dot{P}_{xp}$ 和 $\dot{\phi}_{yup}/\dot{P}_{xp}$ ；

6) 改变扰动频率 f_p 并重复步骤 1) —4)，获取不同频率点下系统的谐波电压-功率扰动响应特性。

类似地，如果要测量 x 节点功率扰动到 z 支路功率扰动的传递函数响应，只需将上述步骤 2) 中 y 节点电压的采样和计算改为 z 支路功率的采样和计算即可，此处不再赘述。

5.2 模型描述与案例分析

为验证本文所提理论方法的正确性，本文以 IEEE 9 节点系统为基准，在 Matlab/Simulink 中搭建了一个构网型换流器电网的电磁暂态仿真模型，其系统拓扑如图 4 所示。

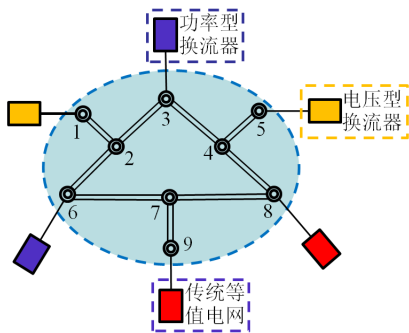


图 4 IEEE 9 节点构网型换流器电网仿真模型

Fig. 4 IEEE 9-nodes constructed converter-based grid

图 4 中，节点 1、5 为电压控制型换流器并网节点，节点 3、6 为功率控制型换流器并网节点，节点 8、9 为传统电网区域并网节点，节点 2、4、7 则为输电网络内部节点，系统的电压等级均统一为

230 kV，额定频率为 60 Hz。其中，各换流器的拓扑和控制结构如图 2 所示，相应的主电路和控制器参数如表 1 所示。

表 1 换流器主要参数

Table 1 Main parameters of the converters

换流器	电感值/mF	有功控制	无功/电压控制
1	80	$k_{pi} = 10^{-8}$	$k_{Ui} = 10^{-4}$
5	80	$k_{pi} = 10^{-8}$	$k_{Ui} = 10^{-4}$
3	80	$k_{pi} = 10^{-8}$	$k_{Qi} = 10^{-8}$
6	80	$k_{pi} = 10^{-8}$	$k_{Qi} = 10^{-8}$

为简化分析，交流网络中各传输线路均用阻感模型等值，而传统等值电网则用经典的戴维南电路等值(阻感性)，详细的传输线路和等值电网参数如表 2 所示。其中： L_{xy} 和 R_{xy} 分别表示节点 x 和 y 之间线路的电感和电阻值； L_{gz} 和 R_{gz} 分别表示传统等值电网区域 z 的电感和电阻值； L_{cm} 和 R_{cm} 分别表示各换流器与并网点之间的等值电感和电阻值。

表 2 传输线路/等值电网参数

Table 2 Parameters of transmission lines and equivalent grid

线路	L/mH	R/Ω	线路/电网	L/mH	R/Ω
线路 12	87.7	—	电网 8	185.2	9.95
线路 23	80.8	2.25	电网 9	198.5	10.66
线路 26	225.9	8.46	换流器线路 1	50.0	2.00
线路 34	141.4	3.15	换流器线路 5	60.0	2.50
线路 45	82.2	—	换流器线路 3	70.0	3.00
线路 48	243.9	10.30	换流器线路 6	80.0	3.50
线路 67	95.4	2.65	—	—	—
线路 78	129.1	4.50	—	—	—
线路 79	80.8	—	—	—	—

本文所研究的系统运行在稳态工况时，各节点电压的稳态值以及换流器和传统等值电网的端口功率(均以注入交流网络为正方向)如表 3 所示。

表 3 构网型换流器电网稳态运行工况

Table 3 Steady-state operation conditions of grid-forming converter-based grid

节点	电压/kV	换流器/电网	有功功率/MW
1	224(1.19°)	换流器 1	200
2	219(−6.52°)	换流器 5	150
3	217(−10.2°)	换流器 3	−150
4	221(−7.05°)	换流器 6	−150
5	225(−1.73°)	电网 8	−150
6	213(−16.6°)	电网 9	119
7	217(−14.1°)	—	—
8	220(−17.7°)	—	—
9	217(−9.85°)	—	—

以本节中 IEEE 9 节点系统为例，将表 1—3 中

参数代入 4 节所建立的电网电压-功率谐波潮流模型中, 可得 IEEE 9 节点系统的节点电压-功率的扰动关系如下:

$$\begin{bmatrix} \bar{u}_1 \\ \bar{u}_2 \\ \vdots \\ \bar{u}_9 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{g}_{11} & \mathbf{g}_{12} & \cdots & \mathbf{g}_{19} \\ \mathbf{g}_{21} & \mathbf{g}_{22} & \cdots & \mathbf{g}_{29} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ \mathbf{g}_{91} & \mathbf{g}_{92} & \cdots & \mathbf{g}_{99} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \bar{s}_1 \\ \bar{s}_2 \\ \vdots \\ \bar{s}_9 \end{bmatrix} \quad (35)$$

式中: $\bar{s}_x$ 为节点 x 的功率扰动矢量; $\bar{u}_y$ 为节点 y 的电压扰动矢量; 各元素的表达形式如式(4)所示, $\mathbf{g}_{xy}$ 为一个二阶矩阵, 表示向节点 x 注入扰动功率时对节点 y 电压的影响。

进一步地, 各支路的谐波功率潮流可由该支路的电压-功率谐波模型(式(7))及其两端电压扰动矢量表示如下:

$$\begin{bmatrix} \bar{s}_{yz} \\ \bar{s}_{zy} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{g}_{lyy} & \mathbf{g}_{lyz} \\ \mathbf{g}_{lzy} & \mathbf{g}_{lzz} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \bar{u}_y \\ \bar{u}_z \end{bmatrix} \quad (36)$$

式中: $\bar{s}_{yz}$ 为节点 y 流向节点 z 的小扰动谐波潮流矢量; $\bar{s}_{zy}$ 为节点 z 流向节点 y 的小扰动谐波潮流; $\mathbf{g}_{lyy}$ 、 $\mathbf{g}_{lyz}$ 、 $\mathbf{g}_{lzy}$ 和 $\mathbf{g}_{lzz}$ 为支路 xy 的端口电压-功率谐波模型。联立式(35)和(36)可得, 在向节点 x 注入功率扰动时, 节点 y 流向节点 z 的谐波潮流可表示如下:

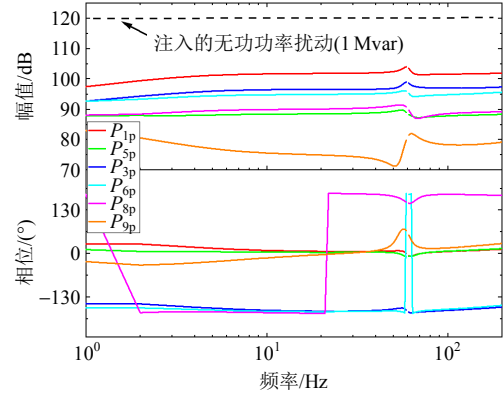
$$\bar{s}_{yz} = (\mathbf{g}_{lyy}\mathbf{g}_{yx} + \mathbf{g}_{lyz}\mathbf{g}_{zx})\bar{s}_x \quad (37)$$

以图 4 所示的 IEEE 9 节点系统为例, 假设系统中存在一个频率为 f_p 的有功或无功功率谐波源注入到节点 x , 各节点电压的幅值和相位扰动以及各支路的有功/无功谐波潮流可分别由式(35)和(37)计算得到。各换流器以及传统等值电网区域向交流网络注入的谐波功率可由各支路谐波潮流表示:

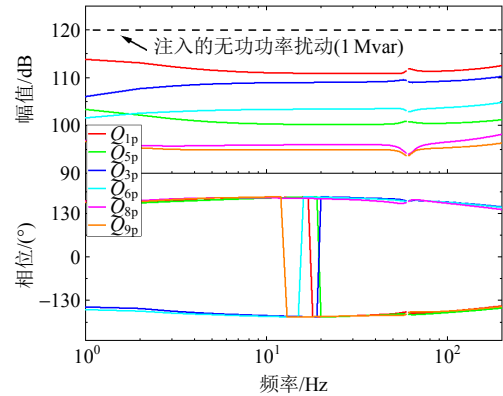
$$\begin{cases} \bar{s}_{uc1} = \bar{s}_{12} \\ \bar{s}_{pc3} = \bar{s}_{32} + \bar{s}_{34} \\ \bar{s}_{uc5} = \bar{s}_{54} \\ \bar{s}_{pc6} = \bar{s}_{62} + \bar{s}_{67} \\ \bar{s}_{pc9} = \bar{s}_{97} \\ \bar{s}_{pc8} = \bar{s}_{84} + \bar{s}_{87} \end{cases} \quad (38)$$

图 5(a)给出了在向节点 2 施加不同频率 (1~200 Hz) 无功功率谐波扰动时换流器 1、换流器 5、换流器 3、换流器 6、等值电网 8 以及等值电网 9 向交流网络注入的无功功率扰动(即式(4)中的 q_p)的频率响应特性曲线。可以看出, 在向节点 2 注入宽频无功功率扰动时, 各换流器及局部等值电网与交流输电网络之间的有功功率谐波交换在不同频段下

均处于有限幅值范围内(收敛), 此系统的有功功率稳定的。此外, 根据图 5(a)中的幅-频响应曲线还可以发现, 在节点 2 无功扰动激励作用下与输电网络间进行小扰动有功功率交换的末端系统主要是换流器 1、换流器 3 和换流器 6。



(a) 有功功率扰动宽频响应特性



(b) 无功功率扰动宽频响应特性

图 5 节点 2 无功功率扰动激励下的系统功率宽频响应特性

Fig. 5 Wide-band responses of the system powers under reactive power perturbation of node 2

图 5(b)给出了在向节点 2 施加不同频率无功功率谐波扰动时换流器 1、换流器 5、换流器 3、换流器 6、等值电网 8 以及等值电网 9 向交流网络注入有功功率扰动(即式(4)中的 p_p)的频率响应特性曲线。类似地, 可以发现各换流器和局部等值电网与交流输电网络之间的无功功率在节点 2 无功扰动激励下也是稳定的。相较于图 5(a), 可以发现输电网络在节点 2 无功功率激励作用下与外界的小扰动无功功率交换程度要明显高于小扰动有功功率无功交换程度。在节点 2 无功扰动激励作用下与输电网络间进行小扰动无功功率交换的末端系统主要是换流器 1 和换流器 3。

为了进一步揭示交流输电网络与末端系统(换流器 1、换流器 5、换流器 3、换流器 6、等值电网

8 以及等值电网 9)之间的功率交换关系, 定义端口无功功率和有功功率扰动之和如下:

$$\begin{cases} q_{\text{sump}} = q_{1p} + q_{5p} + q_{3p} + q_{6p} + q_{8p} + q_{9p} \\ p_{\text{sump}} = p_{1p} + p_{5p} + p_{3p} + p_{6p} + p_{8p} + p_{9p} \end{cases} \quad (39)$$

式中: q_{1p} 、 q_{5p} 、 q_{3p} 、 q_{6p} 、 q_{8p} 和 q_{9p} 分别为换流器 1、换流器 5、换流器 3、换流器 6、等值电网 8 以及等值电网 9 向交流网络注入的无功功率扰动; p_{1p} 、 p_{5p} 、 p_{3p} 、 p_{6p} 、 p_{8p} 和 p_{9p} 为相应的有功功率扰动。

图 6 给出在节点 2 注入不同频率无功功率激励时, q_{sump} 和 p_{sump} 的宽频响应特性曲线。可以发现, 有功功率扰动之和 p_{sump} (~0.01 MW) 相对于无功功率激励 (1 MW) 而言几乎可以忽略, 而无功功率扰动之和 q_{sump} (~1 MW) 幅值近似等于无功功率激励且相位相反。这意味着, 向节点 2 注入的无功功率扰动分量最终分散流入了换流器 1、换流器 5、换流器 3、换流器 6、等值电网 8 以及等值电网 9。此外, 虽然节点 2 的无功功率扰动会激发各末端系统向输电网络内部注入有功功率扰动, 但这些扰动之和近似等于 0。类似地, 在系统受到外加有功功率扰动激励时, 末端系统向输电网络注入的无功功率扰动之和亦近似等于零, 而吸收的有功功率扰动之和等于外加有功功率扰动激励。即输电网络对外接口的有功/无功扰动满足广义的端口功率平衡法则: 任一时刻输电网络与末端系统之间的有功/无功功率扰动的交换量始终为 0。因此, 无功/有功功率扰动可被视为各末端系统之间的功率交换, 该特性能准确揭示系统中扰动能力的传播和相互交换规律。

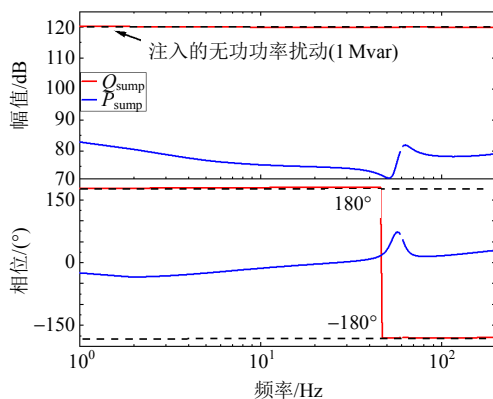


图 6 有功/无功功率扰动之和宽频响应特性
Fig. 6 Wide-band responses of the sum of active/reactive power perturbation

5.3 仿真验证

为验证本文所提理论模型的准确性, 本文在

Matlab/Simulink 中构建对应图 4 所示 IEEE 9 节点系统的电磁暂态仿真模型, 并进行仿真验证。首先, 在仿真模型中向节点 2 注入频率为 20 Hz 幅值为 1 Mvar 的无功功率扰动, 并分别测量和提取了换流器 1、换流器 5、换流器 3、换流器 6、等值电网 8 以及等值电网 9 端口的无功和有功功率扰动, 如图 7 中实线所示。相应地, 基于本文所提的数学模型, 计算上述工况下各换流器和等值电网端口的无功/有功功率扰动分量, 如图 7 中的虚线所示。可以发现, 解析计算的结果与仿真测量的结果具有一致性。事实上, 上述计算结果与图 5 中 20 Hz 处所对应的频率响应数据相匹配。

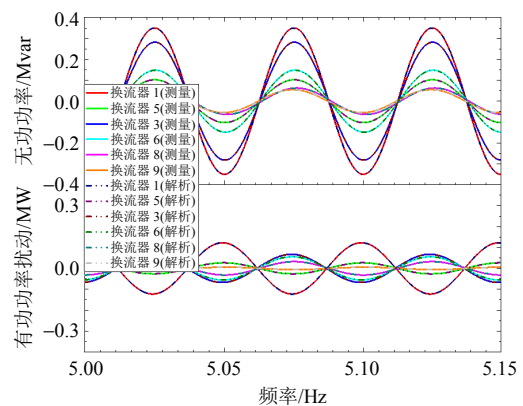
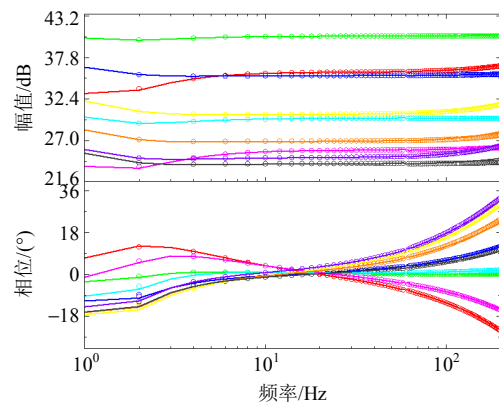


图 7 换流器和等值电网端口无功/有功功率扰动
Fig. 7 Active/reactive power perturbation of the converters and equivalent grids

进一步地, 图 8 给出了在向节点 2 注入不同频率无功功率扰动 (幅值为 1 Mvar) 时节点 1—9 电压幅值和相位的宽频响应特性。其中: 实线为解析计算的结果; 圆圈为仿真测量的结果 (测量方法如 5.1 节所示)。可以发现, 扫频测量结果与理论计算结果保持一致性, 进一步验证本文所提理论模型的精确性。



(a) 幅值宽频响应特性

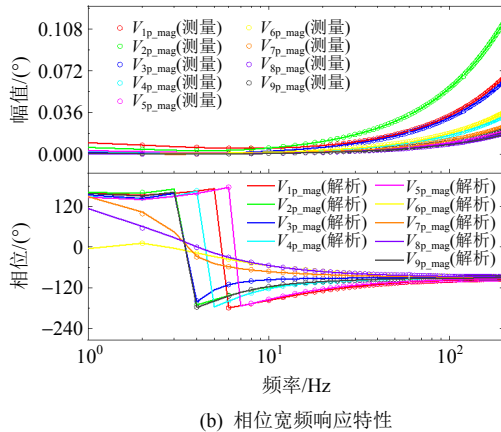


图 8 各节点电压幅值/相位宽频响应特性

Fig. 8 Wide-band responses of voltage magnitude and phase of different nodes

6 结论

本文提出了高占比换流器电网的电压-功率小扰动谐波潮流模型的概念, 并给出了相应的建模方法。该模型构建了系统中各节点功率扰动至节点电压和支路功率的传递函数关系, 能准确揭示系统瞬时电压幅值/相位和有功/无功功率在小扰动范围内的作用关系和动力学特性。相较于传统阻抗/导纳矩阵建模方法, 本文所提方法能有效避免由于忽略换流器频率耦合效应导致经典判据在高占比换流器电网场景中应用失效的问题。相对于修正阻抗/导纳矩阵建模方法, 本文所提方法能有效避免由于引入“非同频耦合传递函数”导致的阻抗/导纳矩阵物理意义丢失的问题。由于篇幅有限, 本文仅对电压-功率小扰动谐波模型的建模方法进行了介绍和仿真验证, 而如何使用此模型进行系统谐振稳定性分析和控制器指导设计将在第 2 部分进一步展开详细讨论。

致 谢

本文成稿后的校对得到了研究生李佳帅的帮助, 在此向他表示衷心的感谢。

参考文献

- [1] 丁明, 王伟胜, 王秀丽, 等. 大规模光伏发电对电力系统影响综述[J]. 中国电机工程学报, 2014, 34(1): 1-14. DING Ming, WANG Weisheng, WANG Xiuli, et al. A review on the effect of large-scale PV generation on power systems[J]. Proceedings of the CSEE, 2014, 34(1): 1-14(in Chinese).
- [2] 迟永宁, 刘燕华, 王伟胜, 等. 风电接入对电力系统的影响[J]. 电网技术, 2007, 31(3): 77-81. CHI Yongning, LIU Yanhua, WANG Weisheng, et al. Study on impact of wind power integration on power system[J]. Power System Technology, 2007, 31(3): 77-81(in Chinese).
- [3] 韩英铎, 严干贵, 姜齐荣, 等. 信息电力与 FACTS 及 DFACTS 技术[J]. 电力系统自动化, 2000(19): 1-7, 20. HAN Yingduo, YAN Gangui, JIANG Qirong, et al. Electric power in information society and FACTS & DFACTS[J]. Automation of Electric Power Systems, 2000(19): 1-7, 20(in Chinese).
- [4] 韩民晓, 肖湘宁, 徐永海. 柔性化供电技术[J]. 电力系统自动化, 2002(8): 1-5, 50. HAN Minxiao, XIAO Xiangning, XU Yonghai. [J]. Analysis and discussion of the sensitivity of main protection scheme for generators in three gorges power station, 2002(8): 1-5, 50(in Chinese).
- [5] 汤广福, 贺之渊, 庞辉. 柔性直流输电工程技术研究、应用及发展[J]. 电力系统自动化, 2013, 37(15): 3-14. TANG Guangfu, HE Zhiyuan, PANG Hui. Research, application and development of VSC-HVDC engineering technology[J]. Automation of Electric Power Systems, 2013, 37(15): 3-14(in Chinese).
- [6] 汤广福, 庞辉, 贺之渊. 先进交直流输电技术在中国的发展与应用[J]. 中国电机工程学报, 2016, 36(7): 1760-1771. TANG Guangfu, PANG Hui, HE Zhiyuan. R&D and application of advanced power transmission technology in China[J]. Proceedings of the CSEE, 2016, 36(7): 1760-1771(in Chinese).
- [7] 马宁宁, 谢小荣, 贺静波, 等. 高比例新能源和电力电子设备电力系统的宽频振荡研究综述[J]. 中国电机工程学报, 2020, 40(15): 4720-4731. MA Ningning, XIE Xiaorong, HE Jingbo, et al. Review of wide-band oscillation in renewable and power electronics highly integrated power systems[J]. Proceedings of the CSEE, 2020, 40(15): 4720-4731(in Chinese).
- [8] 王伟胜, 张冲, 何国庆, 等. 大规模风电场并网系统次同步振荡研究综述[J]. 电网技术, 2017, 41(4): 1050-1060. WANG Weisheng, ZHANG Chong, HE Guoqing, et al. Overview of research on subsynchronous oscillations in large-scale wind farm integrated system[J]. Power System Technology, 2017, 41(4): 1050-1060(in Chinese).
- [9] 李云丰, 贺之渊, 庞辉, 等. 柔性直流输电系统高频稳定性分析及抑制策略(一): 稳定性分析[J]. 中国电机工程学报, 2021, 41(17): 5842-5855. LI Yunfeng, HE Zhiyuan, PANG Hui, et al. High frequency stability analysis and suppression strategy of

- MMC-HVDC systems (Part I): stability analysis[J]. Proceedings of the CSEE, 2021, 41(17): 5842-5855(in Chinese).
- [10] 杜镇宇, 阳岳希, 季柯, 等. 张北柔直工程高频谐波振荡机理与抑制方法研究[J]. 电网技术, 2022, 46(8): 3066-3075.
- DU Zhenyu, YANG Yuexi, JI Ke, et al. High frequency harmonic resonance and suppression in Zhangbei project[J]. Power System Technology, 2022, 46(8): 3066-3075(in Chinese).
- [11] 吴翔宇, 张晓红, 许寅, 等. 微电网(群)宽频振荡分析和抑制研究进展与展望[J]. 电网技术, 2023, 47(9): 3727-3742.
- WU Xiangyu, ZHANG Xiaohong, XU Yin, et al. Research progress and prospect of wide-band oscillations analysis and suppression for microgrid(clusters)[J]. Power System Technology, 2023, 47(9): 3727-3742(in Chinese).
- [12] 孙华东, 王宝财, 李文锋, 等. 高比例电力电子电力系统频率响应的惯量体系研究[J]. 中国电机工程学报, 2020, 40(16): 5179-5191.
- SUN Huadong, WANG Baocai, LI Wenfeng, et al. Research on inertia system of frequency response for power system with high penetration electronics[J]. Proceedings of the CSEE, 2020, 40(16): 5179-5191(in Chinese).
- [13] 汤涌. 电力系统强迫功率振荡的基础理论[J]. 电网技术, 2006, 30(10): 29-33.
- TANG Yong. Fundamental theory of forced power oscillation in power system[J]. Power System Technology, 2006, 30(10): 29-33(in Chinese).
- [14] 倪以信, 王艳春, 张宝霖. 汽轮发电机轴系扭振的机理研究[J]. 清华大学学报: 自然科学版, 1992, 32(1): 1-8.
- NI Yixin, WANG Yanchun, ZHANG Baolin. A study of the principle of torsional oscillation of turbine-generator shafts[J]. Journal of Tsinghua University: Science and Technology, 1992, 32(1): 1-8(in Chinese).
- [15] BUCHHAGEN C, GREVE M, MENZE A, et al. Harmonic stability-practical experience of a TSO[C]//Proceedings of the 15th International Workshop on Large-Scale Integration of Wind Power into Power Systems as well as on Transmission Networks for Offshore Wind Power Plants. Darmstadt: Energynautics GmbH, 2016.
- [16] 国家电网公司特高压建设部. 渝鄂直流背靠背联网工程南通道 OLT 试验高频谐波问题研究报告[R]. 北京: 国家电网公司, 2018.
- State Grid Corporation of China UHV Construction Department. Research Report on High-frequency Harmonic Issues in OLT Test of South Channel of Yubei DC Back-to-back Interconnection Project[R]. Beijing: State Grid Corporation of China, 2018(in Chinese).
- [17] 李明节, 于钊, 许涛, 等. 新能源并网系统引发的复杂振荡问题及其对策研究[J]. 电网技术, 2017, 41(4): 1035-1042.
- LI Mingjie, YU Zhao, XU Tao, et al. Study of complex oscillation caused by renewable energy integration and its solution[J]. Power System Technology, 2017, 41(4): 1035-1042(in Chinese).
- [18] CHI Yingning, TANG Bingjie, HU Jiabing, et al. Overview of mechanism and mitigation measures on multi-frequency oscillation caused by large-scale integration of wind power[J]. CSEE Journal of Power and Energy Systems, 2019, 5(4): 433-443.
- [19] 姜齐荣, 王玉芝. 电力电子设备高占比电力系统电磁振荡分析与抑制综述[J]. 中国电机工程学报, 2020, 40(22): 7185-7200.
- JIANG Qirong, WANG Yuzhi. Overview of the analysis and mitigation methods of electromagnetic oscillations in power systems with high proportion of power electronic equipment[J]. Proceedings of the CSEE, 2020, 40(22): 7185-7200(in Chinese).
- [20] CECATI F, ZHU Rongwu, LISERRE M, et al. Nonlinear modular state-space modeling of power-electronics-based power systems[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2022, 37(5): 6102-6115.
- [21] 鲁晓军, 林卫星, 文劲宇, 等. 直流电网模块式小信号建模方法[J]. 中国电机工程学报, 2016, 36(11): 2880-2889.
- LU Xiaojun, LIN Weixing, WEN Jjingyu, et al. Modularized small signal modelling method for DC grid[J]. Proceedings of the CSEE, 2016, 36(11): 2880-2889(in Chinese).
- [22] WANG Xiongfei, BLAABJARG F. Harmonic stability in power electronic-based power systems: concept, modeling, and analysis[J]. IEEE Transactions on Smart Grid, 2019, 10(3): 2858-2870.
- [23] SUN Jian. Frequency-domain stability criteria for converter-based power systems[J]. IEEE Open Journal of Power Electronics, 2022, 3: 222-254.
- [24] WEN Bo, BOROYEVICH D, BURGOS R, et al. Small-signal stability analysis of three-phase AC systems in the presence of constant power loads based on measured $d-q$ frame impedances[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2015, 30(10): 5952-5963.
- [25] 张东辉, 陈新. 基于阻抗视角的新能源发电系统宽频振荡抑制技术综述[J]. 中国电机工程学报: 2024, 44(24): 9672-9690.
- ZHANG Donghui, CHEN Xin. Overview of broadband oscillation mitigation of new energy generation power

- system based on impedance perspective[J]. Proceedings of the CSEE, 2024, 44(24): 9672-9690(in Chinese).
- [26] JI Ke, TANG Guangfu, YANG Jie, et al. Harmonic stability analysis of MMC-based DC system using DC impedance model[J]. IEEE Journal of Emerging and Selected Topics in Power Electronics, 2020, 8(2): 1152-1163.
- [27] XU W, HUANG Zhenyu, CUI Yu, et al. Harmonic resonance mode analysis[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2005, 20(2): 1182-1190.
- [28] ZHAN Ying, XIE Xiaorong, WANG Yang. Impedance network model based modal observability and controllability analysis for renewable integrated power systems[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2021, 36(4): 2025-2034.
- [29] ZHANG Haitao, WANG Xiuli, MEHRABANKHOMARTASH M, et al. Harmonic stability assessment of multiterminal DC (MTDC) systems based on the hybrid AC/DC admittance model and determinant-based GNC[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2022, 37(2): 1653-1665.
- [30] CUI Yu, XU W. Harmonic resonance mode analysis using real symmetrical nodal matrices[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2007, 22(3): 1989-1990.
- [31] CESPEDES M, SUN Jian. Impedance modeling and analysis of grid-connected voltage-source converters[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2014, 29(3): 1254-1261.
- [32] 王赟程, 陈新, 陈杰, 等. 基于谐波线性化的三相 LCL 型并网逆变器正负序阻抗建模分析[J]. 中国电机工程学报, 2016, 36(7): 1915-1924.
- WANG Yun, CHEN Xin, CHEN Jie, et al. Analysis of positive-sequence and negative-sequence impedance modeling of three-phase LCL-type grid-connected inverters based on harmonic linearization[J]. Proceedings of the CSEE, 2016, 36(7): 1915-1924(in Chinese).
- [33] LYU J, ZHANG Xin, CAI Xu, et al. Harmonic state-space based small-signal impedance modeling of a modular multilevel converter with consideration of internal harmonic dynamics[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2019, 34(3): 2134-2148.
- [34] LIU Huakun, XIE Xiaorong, ZHANG Chuanyu, et al. Quantitative SSR analysis of series-compensated DFIG-Based wind farms using aggregated RLC circuit model[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2017, 32(1): 474-483.
- [35] ZHAN Ying, XIE Xiaorong, LIU Huakun, et al. Frequency-domain modal analysis of the oscillatory stability of power systems with high-penetration renewables[J]. IEEE Transactions on Sustainable Energy, 2019, 10(3): 1534-1543.
- [36] BAKHSHIZADEH M K, WANG Xiongfei, 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.
- [37] RYGG A, MOLINAS M, ZHANG Chen, 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.
- [38] 邹小明, 杜雄, 王国宁, 等. 三相并网逆变器频率耦合机理分析及稳定性判定[J]. 电力系统自动化, 2018, 42(18): 57-63.
- ZOU Xiaoming, DU Xiong, WANG Guoning, et al. Frequency coupling mechanism analysis and stability judgement for three-phase grid-connected inverter[J]. Automation of Electric Power Systems, 2018, 42(18): 57-63(in Chinese).
- [39] XU Yunyang, NIAN Heng, WANG Tao, 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.
- [40] ZHU Shu, QIN Liang, LIU Kaipei, et al. Impedance modeling of modular multilevel converter in D - Q and modified sequence domains[J]. IEEE Journal of Emerging and Selected Topics in Power Electronics, 2020, 10(4): 4361-4382.
- [41] DONG Wei, XIN Huanhai, WU Di, et al. Small signal stability analysis of multi-infeed power electronic systems based on grid strength assessment[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2019, 34(2): 1393-1403.
- [42] ZHANG Chen, MOLINAS M, RYGG A, et al. Impedance-based analysis of interconnected power electronics systems: impedance network modeling and comparative studies of stability criteria[J]. IEEE Journal of Emerging and Selected Topics in Power Electronics, 2020, 8(3): 2520-2533.
- [43] 徐政. 频率耦合阻抗模型的性质及其适用性分析[J]. 高电压技术, 2023, 49(10): 4058-4068.
- XU Zheng. Analysis of the properties and applicability of the frequency coupling impedance model[J]. High Voltage Engineering, 2023, 49(10): 4058-4068(in Chinese).
- [44] 纪锋, 高路, 林畅. 三相交流系统动力学及 VSC 接入问题研究[J]. 中国电机工程学报, 2022, 42(6): 2286-2297.
- JI Feng, GAO Lu, LIN Chang. Dynamics of three phase AC system and VSC access problem research[J]. Proceedings of the CSEE, 2022, 42(6): 2286-2297(in Chinese).

- [45] 万民惠, 袁小明, 胡家兵. 面向系统电压动力学演化过程分析的电力电子并网设备内电势幅值运动机制研究[J]. 中国电机工程学报, 2023, 43(19): 7592-7604.
WAN Minhui, YUAN Xiaoming, HU Jiabing. Motion mechanism of internal voltage amplitude of power electronic equipment for system voltage dynamical evolution analysis[J]. Proceedings of the CSEE, 2023, 43(19): 7592-7604(in Chinese).
- [46] 辛焕海, 李子恒, 董炜等. 三相变流器并网系统的广义阻抗及稳定判据[J]. 中国电机工程学报, 2017, 37(5): 1277-1292.
XIN Huanhai, LI Ziheng, DONG Wei, et al. Generalized-impedance and stability criterion for grid-connected converters[J]. Proceedings of the CSEE, 2017, 37(5): 1277-1292(in Chinese).
- [47] 詹长江, 吴恒, 王雄飞, 等. 构网型变流器稳定性研究综述[J]. 中国电机工程学报, 2023, 43(6): 2339-2358.
ZHAN Changjiang, WU Heng, WANG Xiongfei, et al. An overview of stability studies of grid-forming voltage source converters[J]. Proceedings of the CSEE, 2023, 43(6): 2339-2358(in Chinese).
- [48] 韩民晓, 范溢文, 刘金峻, 等. 换流器型电网的理念与探索[J]. 电网技术, 2023, 47(2): 539-552.
HAN Minxiao, FAN Yiwen, LIU Jinjun, et al. Concept and Practice of Converter-based Grid[J]. Power System Technology, 2023, 47(2): 539-552(in Chinese).
- [49] ZHANG Lidong, HARNEFORS L, NEE H P. Power-synchronization control of grid-connected voltage-source converters[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2010, 25(2): 809-820.
- [50] YANG Ziqian, MEI Cong, CHENG Shijie, et al. Comparison of impedance model and amplitude-phase model for power-electronics-based power system[J]. IEEE Journal of Emerging and Selected Topics in Power Electronics, 2020, 8(3): 2546-2558.
- [51] JI Ke. Harmonic power modeling for converter-driven stability study[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2023, 38(6): 3968-3979.



季柯

收稿日期: 2023-12-01。

作者简介:

季柯(1993), 男, 工学博士(后), 副教授, 研究方向为柔性直流和新能源电力系统振荡分析与控制, kejihi@foxmail.com;

韩民晓(1963), 男, 工学博士(后), 教授, 研究方向为电力电子技术在电力系统中的应用等;

刘崇茹(1977), 女, 工学博士, 教授, 研究方向为柔性直流系统及大规模新能源直流外送系统的稳定控制、建模仿真及工程应用等;

朱永强(1975), 男, 工学博士, 副教授, 研究方向为柔新能源与分布式发电研究、能源互联网与综合能源系统研究、混合微电网的运行与控制、直流电网的暂态分析等。

(编辑 刘雪莹)