

低阻抗下构网型变流器稳定性机理分析

严文博^{1,2}, 黄云辉^{1,2}, 方正^{1,2}, 王栋^{1,2}, 唐金锐^{1,2}, 周克亮^{1,2}

(1. 武汉理工大学水路交通控制全国重点实验室, 武汉 430070; 2. 武汉理工大学自动化学院, 武汉 430070)

摘要: 构网型变流器具有电压源特性, 在高阻抗弱电网下具有良好的稳定性, 然而在低阻抗强电网下却可能失稳。针对构网型变流器接入低阻抗电网的稳定性问题, 首先建立低阻抗下构网型变流器的状态空间模型, 并结合特征根轨迹和参与因子, 分析不同电网强度和不同控制参数下系统的主导模态及稳定趋势。在状态空间模型的基础上, 建立构网型变流器接入交流电网的动力学模型, 以表征内电势动力学特性——惯量、阻尼分量、同步分量。通过分析构网型变流器阻尼分量和同步分量随电网强度和控制参数变化的演化规律, 揭示低阻抗下构网型变流器的稳定性机理。分析结果表明, 构网型变流器端电压控制环在低阻抗下会引入显著的附加负阻尼分量, 降低系统的稳定性, 通过增大端电压控制环带宽能够减少负的附加阻尼, 提升系统的稳定性。同时, 减小惯量系数和增大阻尼系数也能够增大阻尼分量, 从而改善稳定性。

关键词: 构网型变流器; 小信号稳定性; 动力学特性; 阻尼分量; 同步分量; 低阻抗电网

Stability Mechanism Analysis of Grid-forming Converter Connected to Low Impedance Grid

YAN Wenbo^{1,2}, HUANG Yunhui^{1,2}, FANG Zheng^{1,2}, WANG Dong^{1,2}, TANG Jinrui^{1,2}, ZHOU Keliang^{1,2}

(1. State Key Laboratory of Waterway Traffic Control, Wuhan University of Technology, Wuhan 430070, China;

2. School of Automation, Wuhan University of Technology, Wuhan 430070, China)

Abstract: The grid-forming converter has voltage source characteristics and has good stability under high-impedance weak grid, but it may be unstable in low-impedance strong grid. Aiming at the stability problem of grid-forming converter connected to low-impedance grid, that paper first establishes the state space model of grid-forming converter under low impedance, and combines the characteristic root trajectory and participation factor to analyze the dominant mode and stability trend of the system under different grid strength and different control parameters. On the basis of the state space model, the dynamic model of the grid converter connected to the AC power grid is established to characterize the dynamic characteristics of the internal potential-inertia, damping component, and synchronous component. The stability mechanism of grid-forming converter under low impedance is revealed by analyzing the evolution law of damping component and synchronous component of grid-forming converter with the change of grid strength and control parameters. The analysis results show that the terminal voltage control loop of the grid-forming converter will introduce significant additional negative damping components under low impedance, which reduces the stability of the system. By increasing the bandwidth of the terminal voltage control loop, the negative additional damping can be reduced and the stability can be improved. At the same time, reducing the inertia coefficient and increasing the damping coefficient can also increase the damping component and improve the stability.

Key words: grid-forming converter; small-signal stability; dynamic characteristic; damping component; synchronous components; low impedance grid

0 引言

随着“双碳”目标的提出, 以风电、光伏为代表的的新能源渗透率迅速提升^[1-3], 并网变流器作为高

比例新能源接入电网的关键设备成为目前研究的热点^[4]。新能源具有的间歇性、不确定性等特性^[5]使得电网必须具备更高的频率支撑能力, 同时也带来了更多的振荡和稳定性问题^[6-7]。

现有变流器按同步策略的区别可分为跟网型变流器和构网型变流器^[8]。前者通过锁相环实现与电网的同步^[9], 后者通过一般通过功率控制同步^[10]。在以同步发电机为主的传统电力系统中, 跟网型变

基金资助项目: 国家重点研发计划(2021YFB2601602); 国家自然科学基金智能电网联合基金(U24B20103)。

Project supported by National Key R&D Program of China (2021YFB2601602), National Natural Science Foundation of China (U24B20103).

流器被大量应用^[11], 然而面向高比例新能源接入电网的未来发展趋势, 跟网型变流器的稳定性问题日益凸显^[12], 因此, 在新型电力系统中构网型变流器将会逐步代替跟网型变流器, 以提供更稳定的频率支撑^[13]。

然而, 构网型变流器具备电压源特性, 当其工作于并网模式时相当于电压源并联, 电网强度越强意味着电压源之间的阻抗越低, 更不利于系统的稳定, 所以构网型变流器接入低阻抗强交流电网引起稳定性问题是普遍存在的现象^[14-15]。目前低阻抗电网下构网型变流器稳定性的研究主要利用特征根分析法或阻抗分析法, 但是这些方法对于构网型变流器失稳的物理本质解释并不充分^[16-18]。文献[19]采用特征根分析法分析了构网型和跟网型变流器交互下孤岛微电网的小信号稳定性, 虽分析了不同参数下的稳定性变化规律, 但无法解释其物理本质。文献[20]建立阻抗特性模型, 研究了构网型变流器改善跟网型稳定性的机理, 指出构网型变流器的“正电阻+电感”特性。文献[21]考虑阻尼特性, 从能量角度定性分析构网型变流器控制参数对暂态同步稳定性的影响机理, 从物理机制揭示了控制参数改变时系统失稳的原因。文献[22]建立非线性模型, 采用分岔分析方法对构网型变流器在强弱电网下的动力学行为差异本质机理进行了研究。早期文献对于构网型变流器的稳定性研究已有一定基础^[23-24], 但对于揭示其在低阻抗电网下失稳物理机制的模型和方法研究相对欠缺, 亟须开展相关研究。

本文首先分析构网型变流器的主电路结构和控制策略, 建立构网型变流器的数学模型和状态空间模型。然后结合特征根轨迹和参与因子, 分析短路比、阻尼系数和惯量系数对系统特征根变化趋势和各控制环路参与程度的影响。由此建立构网型变流器接入交流电网的动力学模型, 通过分析低阻抗下构网型变流器阻尼分量和同步分量随电网强度和控制参数变化的演化规律, 表征端电压控制环对功率同步环的影响, 进而揭示低阻抗下构网型变流器的稳定性机理。

1 低阻抗下构网型变流器控制与建模

1.1 构网型变流器主电路及控制策略

本文研究的构网型变流器主电路结构及控制策略如图1所示。直流电压经过逆变器输出交流电 u_c , 并网点电压为 u_t , 电网电压为 u_g , 滤波阻抗和

线路阻抗分别为 X_c 和 X_g 。控制环路分为功率外环和电压电流内环, 其中功率环采用虚拟同步控制模拟同步发电机外特性, 为逆变器提供惯量和频率支撑; 电压电流环采用经典 dq 解耦控制, 由电压电流环得到的逆变器输出电压 dq 参考量 u_{cdref} 、 u_{cqref} 经Park反变换生成PWM信号控制逆变器输出, 其变换角度为功率环输出角度 φ_{psc} 。

1.2 构网型变流器数学模型

图2所示为构网型变流器控制坐标系之间的关系图, abc 为三相静止坐标系, $\alpha\beta$ 为对应的两相静止坐标系, a 轴与 α 轴重合, dq 为以功率同步角速度 ω_{psc} 旋转的坐标系, 假定同步坐标系 xy 以参考角速度 ω_{ref} 旋转。其中, 功率环控制的角度为 d 轴与 α 轴(a 轴)的夹角 φ_{psc} , 端电压 u_t 与电网电压 u_g 之间的夹角为 φ_g 。

构网型变流器系统数学模型可分为功率同步环、电压控制环、电流控制环和传输线路。

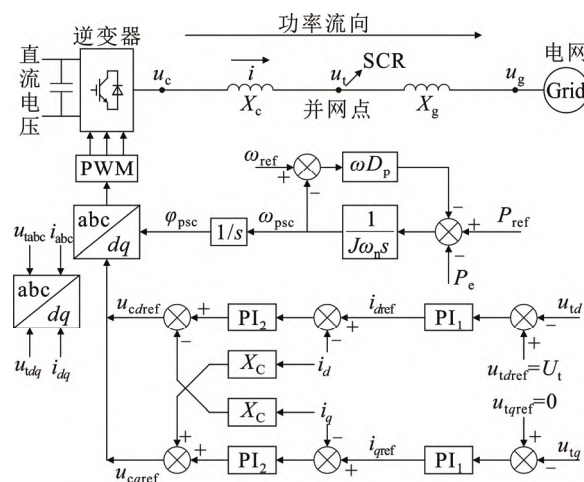


图1 构网型变流器主电路及控制策略

Fig.1 Main circuit and control strategy of grid-forming converter

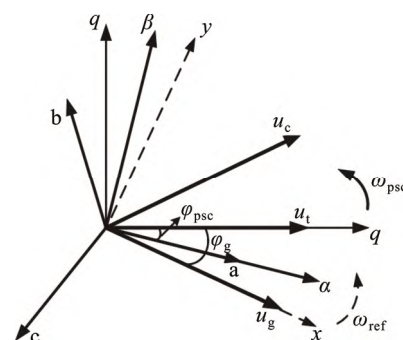


图2 构网型变流器控制坐标系的关系图

Fig.2 Relationship diagram of the control coordinate system for the grid-forming converter

1) 功率同步环

$$\begin{cases} \frac{d\varphi_{psc}}{dt} = \omega_{psc} \\ \frac{d\omega_{psc}}{dt} = \frac{1}{J\omega_{ref}} (P_{ref} - P_e + \omega_{ref} D_p (\omega_{ref} - \omega_{psc})) \end{cases} \quad (1)$$

式中: J 为惯量系数; D_p 为阻尼系数; P_{ref} 表示有功功率给定值; P_e 表示实际反馈有功功率值, 对应计算式为:

$$P_e = u_{td} i_d + u_{tq} i_q \quad (2)$$

式中: u_{td} 、 u_{tq} 、 i_d 、 i_q 分别表示 dq 坐标系下并网端口电压和传输电流对应的 d 、 q 分量。

2) 传输线路

$$\begin{cases} \frac{di_d}{dt} = \frac{1}{L_c} (u_{cd} - u_{td}) + \omega_{ref} i_q \\ \frac{di_q}{dt} = \frac{1}{L_c} (u_{cq} - u_{tq}) - \omega_{ref} i_d \\ \frac{di_d}{dt} = \frac{1}{L_g} (u_{td} - u_{gd}) + \omega_{ref} i_q \\ \frac{di_q}{dt} = \frac{1}{L_g} (u_{tq} - u_{gq}) - \omega_{ref} i_d \\ u_{gd} = U_g \cos \varphi_g \\ u_{gq} = -U_g \sin \varphi_g \end{cases} \quad (3)$$

式中: L_c 表示滤波电感; L_g 表示线路电感; U_g 表示电网电压幅值; u_{gd} 、 u_{gq} 表示电网电压对应的 d 、 q 分量。

3) 电压控制环

$$\begin{cases} i_{dref} = (k_{p1} + \frac{k_{i1}}{s})(u_{tdref} - u_{td}) \\ i_{qref} = (k_{p1} + \frac{k_{i1}}{s})(u_{tqref} - u_{tq}) \end{cases} \quad (4)$$

式中: k_{p1} 、 k_{i1} 为电压环 PI 控制参数; s 表示拉普拉斯算子; i_{dref} 、 i_{qref} 表示传输电流对应的 d 、 q 参考量, u_{tdref} 表示端电压 d 轴参考值, 其值为端电压的幅值 U_t ; u_{tqref} 表示端电压的 q 轴参考值, 其值为 0。为了便于选取状态变量进行稳定性分析, 将式(4)改写为:

$$\begin{cases} \frac{dx_1}{dt} = k_{i1}(u_{tdref} - u_{td}) \\ \frac{dx_2}{dt} = k_{i1}(u_{tqref} - u_{tq}) \\ i_{dref} = x_1 + k_{p1}(u_{tdref} - u_{td}) \\ i_{qref} = x_2 + k_{p1}(u_{tqref} - u_{tq}) \end{cases} \quad (5)$$

式中: x_1 、 x_2 为选取的电压环状态变量。

4) 电流控制环

选取状态变量 x_3 、 x_4 , 由于 Park 变换产生的 d 、

q 交叉解耦项对控制影响很小, 因此忽略前馈补偿项, 得到式(6)。其中, k_{p2} 、 k_{i2} 为电流环 PI 控制参数; u_{cdref} 、 u_{cqref} 表示逆变器输出内电势对应的 d 、 q 参考量。

$$\begin{cases} \frac{dx_3}{dt} = k_{i2}(i_{dref} - i_d) \\ \frac{dx_4}{dt} = k_{i2}(i_{qref} - i_q) \\ u_{cdref} = x_3 + k_{p2}(i_{dref} - i_d) \\ u_{cqref} = x_4 + k_{p2}(i_{qref} - i_q) \end{cases} \quad (6)$$

1.3 构网型变流器状态空间模型

如图 3 所示, 稳态情况下端电压 u_t 始终与 d 轴重合, 且 dq 坐标系与 xy 坐标系以同样的角速度旋转。当系统受到小扰动后, u_t 偏离 d 轴, 功率同步环控制端电压 u_t 与 α 轴的夹角 φ_{psc} 使其与 d 轴重合。

综合式(1)—式(6), 将构网型变流器系统数学模型线性化得到其小信号状态空间模型:

$$\frac{d\Delta X}{dt} = A\Delta X \quad (7)$$

式中: 状态矩阵 A 具体见附录 A。由状态空间分析法可知状态矩阵 A 决定系统的小信号稳定性, 所选状态变量定义为:

$$\Delta X = [\Delta\omega_{psc}, \Delta\varphi_{psc}, \Delta x_1, \Delta x_2, \Delta x_3, \Delta x_4, \Delta i_d, \Delta i_q]^T$$

2 低阻抗下构网型变流器主导模式及参与因子分析

2.1 电网强度对构网型变流器主导模式的影响

一般地, 电力系统电网强度可以用短路比(short circuit ratio, SCR)来衡量, 对于单馈入系统, 短路比 η 定义为:

$$\eta = \frac{U_N^2}{P_N} \frac{1}{X_g} \quad (8)$$

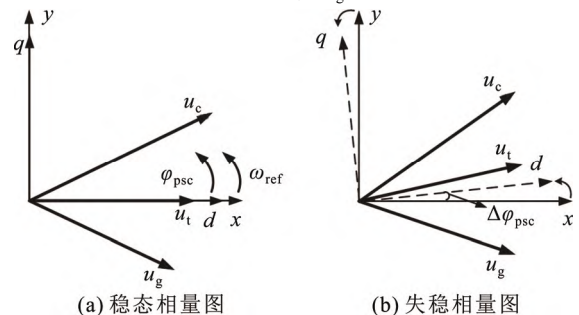


图 3 构网型变流器稳态和失稳相量图

Fig.3 Steady-state and unstable phasor diagram of grid-forming converter

式中: U_N 表示并网点端电压的额定值; P_N 表示并网点馈入的额定有功功率; X_g 表示线路阻抗。由式(8)可以看出, 线路阻抗越大时, SCR 越小, 电网强度越弱; 线路阻抗越小时, SCR 越大, 电网强度越强。

设置转动惯量 J 为 1.5, 阻尼系数 D_p 为 20, 其他系统参数和控制参数见附录 C。分析构网型变流器电网强度增大时系统特征根的变化趋势, 结果如图 4 所示。随着电网强度的逐渐增大, 存在几乎不变的特征根 λ_1 、 λ_2 , 实数特征根 λ_3 、 λ_4 始终位于复平面的左半平面, 共轭特征根 λ_7 、 λ_8 逐渐远离虚轴, 以上特征根对系统稳定性影响很小。此时, 系统主导振荡模式为 $\lambda_{5,6}$, 决定了系统的稳定性和动态性能, 系统呈现欠阻尼特性, 主导振荡模式 $\lambda_{5,6}$ 逐渐向实轴正半轴移动系统逐渐趋向不稳定, 当 SCR 约为 5.4 时, 主导振荡模式 $\lambda_{5,6}$ 越过虚轴进入右半平面, 说明在此控制参数下系统的稳定性极限约为 $\eta=5.4$ 。

参与因子分析用于衡量主导振荡模式中关键状态变量的贡献, 参与矩阵 P 由状态矩阵 A 的左右特征向量得到:

$$P = \begin{bmatrix} u_{11}v_{11} & \cdots & u_{1i}v_{1i} & \cdots & u_{1n}v_{1n} \\ \vdots & & \vdots & & \vdots \\ u_{ki}v_{ki} & \cdots & u_{ki}v_{ki} & \cdots & u_{kn}v_{kn} \\ \vdots & & \vdots & & \vdots \\ u_{ni}v_{ni} & \cdots & u_{ni}v_{ni} & \cdots & u_{nn}v_{nn} \end{bmatrix}$$

式中: u_{ki} 和 v_{ki} 分别为状态矩阵 A 的左右特征向量中对应的元素; 参与因子 $P_{ki}=u_{ki}v_{ki}$ 表征第 k 个状态变量对第 i 个振荡模式的贡献。

分析短路比增大时系统主导振荡模式 $\lambda_{5,6}$ 的参与因子如表 1 所示。由表 1 可以看出, 不同短路比下电流环和滤波电感对主导振荡模式的参与因子均小于 0.01, 说明当短路比发生变化时, 电流环和滤波电感对于系统主导振荡模式的贡献较弱; 而与电压环和功率环相关的状态变量 $\Delta\omega_{psc}$ 、 $\Delta\varphi_{psc}$ 、 Δx_2 的参与因子较大, 说明当短路比发生变化时, 电压环和功率环对系统主导振荡模式贡献很大, 电压环和

功率环控制对系统稳定性起关键作用。此外, 由表 1 中也可以发现, 随着短路比的增大, 功率环的参与程度下降, 电压环的参与程度上升, 但功率环的状态变量始终占主导作用; 同时, 由于系统主导振荡模式 $\lambda_{5,6}$ 的虚部逐渐增大, 系统的振荡频率会加大, 阻尼比减小, 从而影响系统的动态性能。

由上述分析可知, 当系统短路比增大时, 系统稳定性变弱, 此时电压环和功率环控制对系统稳定性起关键作用。

2.2 阻尼系数对构网型变流器主导模式的影响

设置短路比为 3, 转动惯量 J 为 1, 阻尼系数逐渐减小时, 系统的根轨迹变化如图 5 所示。由图 5 可知, 特征根 λ_1 、 λ_2 几乎不变; 实数特征根 λ_3 、 λ_4 在实轴上移动, 但始终位于复平面的左半面; 特征根 λ_7 、 λ_8 远离虚轴, 以上特征根对系统稳定性几乎没有影响。主导振荡模式 $\lambda_{5,6}$ 决定系统呈欠阻尼特性, 随着阻尼系数的减小, $\lambda_{5,6}$ 先往负实轴后往正实轴移动, 并最终穿越虚轴进入右半平面, 导致系统失稳, 临界阻尼系数 $D_p=10$ 。

当阻尼系数变化时, 分析主导振荡模式的参与因子变化情况, 结果如表 2 所示, 其中电流环和滤波电感相关状态变量参与因子始终小于 0.01, 表中不再列出。由表 2 可知, 随着阻尼系数的增大, 系统主导振荡模式受功率环和电压环的影响更大。状态变量 $\Delta\omega_{psc}$ 的参与因子下降, 状态变量 Δx_2 的参与因子上升, 这表明随着阻尼系数的增大, 功率环对系统主导振荡模式的影响减小, 而电压环对系统主

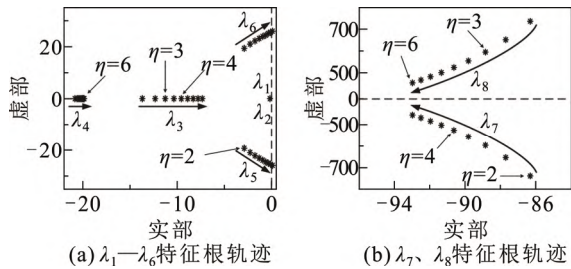


图 4 短路比变化时系统特征根轨迹

Fig.4 System characteristic root trajectory when SCR changes

表 1 短路比变化时系统主导特征根的参与因子

Table1 Participation factor of the dominant characteristic root of the system when SCR changes

SCR	主导振荡模式	功率环		电压环		电流环		滤波电感	
		$\Delta\omega_{psc}$	$\Delta\varphi_{psc}$	Δx_1	Δx_2	Δx_3	Δx_4	Δi_d	Δi_q
2.0	-2.897±19.312i	0.420 7	0.473 0	0.037 4	0.125 0	0.000 2	0.001 2	0.004 7	0.003 0
3.0	-1.757±22.169i	0.413 3	0.464 8	0.026 0	0.155 4	0.000 1	0.001 4	0.005 7	0.002 3
4.0	-0.943±23.879i	0.410 6	0.462 2	0.020 8	0.173 3	0.000 1	0.001 4	0.006 4	0.002 0
5.0	-0.374±25.040i	0.409 7	0.461 4	0.017 7	0.185 1	0.000 1	0.001 4	0.007 1	0.002 3

导振荡模式的影响增大;同时,当阻尼系数较小时,与功率环有关的状态变量的参与因子明显高于与电压环有关的状态变量。此外,当阻尼系数减小时,由于主导特征根的虚部逐渐增大,因此系统振荡频率也增大,主导特征根与负实轴的夹角增大,导致超调量也增大。

由上述分析可知,当系统阻尼系数减小时,系统稳定性变弱,此时功率同步环和端电压环依旧是影响系统主导振荡模式的关键控制环路。

2.3 惯量系数对构网型变流器主导模式的影响

构网型变流器的惯量系数 J 不同于传统同步发电机存在物理限制,其参数设定自由度很高,所以分析惯量系数 J 的影响十分必要。设置短路比为 3,阻尼系数为 30,惯量系数 J 逐渐增大时,系统特征根轨迹如图 6 所示。由图 6 可知,特征根 λ_1 、 λ_2 几乎不变,实数特征根 λ_3 、 λ_4 始终位于复平面的左半面,特征根 λ_7 、 λ_8 远离虚轴,以上特征根对系统稳定性几乎没有影响。主导振荡模式 $\lambda_{5,6}$ 随着惯量系数的增大逐渐往正实轴移动,当 $J=7$ 时穿越虚轴进入右半平面导致系统失稳。

惯量系数变化时系统主导振荡模式的参与因子如表 3 所示,由于电流环和滤波电感有关的状态变量参与因子始终很低,因此不再列出。惯量系数较小时,功率环有关的状态变量参与因子显著高于电压环,系统主导振荡模式受功率环影响更大;当惯量系数增大时,与功率环和电压环有关的状态变量的参与因子均明显减小;此时,由于主导特征根的虚部逐渐减小,因此系统振荡频率也减小,但是主导特征根与负实轴的夹角增大,从而导致超调量也增大。

综上分析,当系统惯量系数增大时,系统稳定性变弱,此时仍由功率同步环和端电压环主导系统的振荡模式。

3 基于动力学特性的构网型变流器稳定性机理分析

3.1 低阻抗下构网型变流器动力学特性建模

基于第 2 章分析可以得出,构网型变流器系统的主导振荡模式主要受功率环和电压环影响,而系统的稳定性则由主导振荡模式决定,这意味着功率环控制和电压环控制对系统的稳定性起关键作用。第 2 章中利用状态空间的模型虽然分析了电网强度、阻尼系数和惯量系数变化时系统稳定性的变化

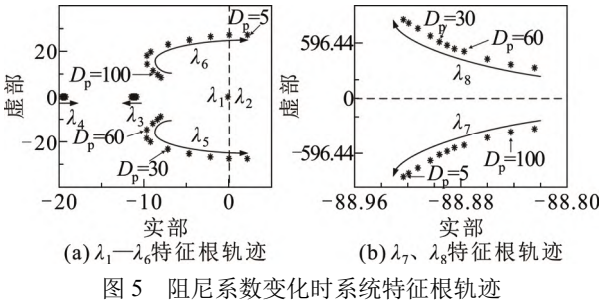


图 5 阻尼系数变化时系统特征根轨迹

Fig.5 System characteristic root trajectory when the damping coefficient changes

表 2 阻尼系数变化时系统主导特征根的参与因子

Table 2 Participation factor of the dominant characteristic root of the system when the damping coefficient changes

D_p	主导振荡模式	功率环		电压环	
		$\Delta\omega_{psc}$	$\Delta\varphi_{psc}$	Δx_1	Δx_2
30	$-7.19\pm 23.02i$	0.407	0.547	0.037	0.227
60	$-9.66\pm 14.37i$	0.194	0.588	0.067	0.403
90	$-8.66\pm 10.55i$	0.091	0.546	0.075	0.434
120	$-8.02\pm 8.51i$	0.057	0.546	0.083	0.459

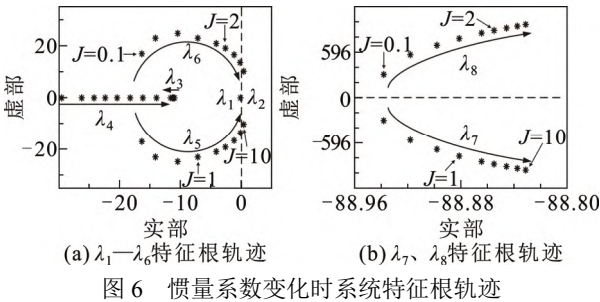


图 6 惯量系数变化时系统特征根轨迹

Fig.6 System characteristic root trajectory when the inertia coefficient changes

表 3 惯量系数变化时系统主导特征根的参与因子

Table 3 Participation factor of the dominant eigenvalue of the system when the inertia coefficient changes

J	主导振荡模式	功率环		电压环	
		$\Delta\omega_{psc}$	$\Delta\varphi_{psc}$	Δx_1	Δx_2
0.5	$-14.14\pm 22.95i$	0.375	0.713	0.058	0.382
1	$-7.19\pm 23.02i$	0.407	0.547	0.037	0.227
1.5	$-4.15\pm 20.89i$	0.402	0.495	0.031	0.189
2	$-2.64\pm 19.11i$	0.401	0.473	0.029	0.173

趋势,但对其变化的物理本质原因未做解释,且缺少参数变化时系统稳定性的统一量化因素。此外,功率环控制和电压环控制之间的相互影响也需进一步探究,因此本节基于动力学特性对构网型变流器稳定性机理进行分析。

通过构网型变流器状态空间模型进行数学变

换和等效处理, 得到构网型变流器线性化模型结构如图 7 所示, 对应的微分方程为:

$$\begin{cases} \frac{d\Delta\varphi_{psc}}{dt} = \Delta\omega_{psc} \\ \frac{d\Delta\omega_{psc}}{dt} = \frac{1}{J\omega_{ref}}(-\Delta P_e - \omega_{ref}D_p\Delta\omega_{psc}) \\ \frac{d\Delta x_1}{dt} = -k_{i1}\Delta u_{td} \\ \frac{d\Delta x_2}{dt} = -k_{i1}\Delta u_{tq} \end{cases} \quad (9)$$

由于 $u_{tq0}=0$, 因此系统其他变量关系表示如式(10)所示, 其中下标“0”代表系统初始对应的稳态值。

$$\begin{cases} \Delta P_e = \Delta i_d u_{td0} + \Delta u_{tq} i_{q0} + \Delta u_{td} i_{d0} \\ \Delta i_d = -k_{p1} u_{td} + \Delta x_1 \\ \Delta i_q = -k_{p1} u_{tq} + \Delta x_2 \\ \Delta u_{td} = -X_g \Delta i_q - X_g i_{d0} \Delta\varphi_{psc} \\ \Delta u_{tq} = X_g \Delta i_d - (u_{td0} + X_g i_{q0}) \Delta\varphi_{psc} \end{cases} \quad (10)$$

由此, 可以得到构网型变流器线性化模型的状态矩阵 A_j , 具体见附录 B。

类似同步机振荡研究过程, 构网型变流器的 $\Delta\omega_{psc}$ 、 $\Delta\varphi_{psc}$ 振荡频率很低且衰减较慢, Δi_d 、 Δi_q 等振荡频率较高且衰减较快。因此, 可以认为这些高频振荡频率快衰减的量将跟随 $\Delta\omega_{psc}$ 、 $\Delta\varphi_{psc}$ 以某个频率 ω_d 作正弦振荡, 即在研究较长振荡时间过程时, 只考虑起主导作用的 $\Delta\omega_{psc}$ 、 $\Delta\varphi_{psc}$ 对应的特征根位于零点附近的区域。

由此利用上述线性化模型得:

$$\begin{cases} \Delta u_{td} = \frac{-u_{gd0} X_g (k_{p1} + \frac{k_{i1}}{s}) + u_{gq0}}{1 + X_g^2 (k_{p1} + \frac{k_{i1}}{s})^2} \\ \Delta\varphi_{psc} = \frac{-u_{gq0} X_g (k_{p1} + \frac{k_{i1}}{s}) - u_{gd0}}{1 + X_g^2 (k_{p1} + \frac{k_{i1}}{s})^2} \\ \Delta u_{tq} = \frac{-u_{gq0} X_g (k_{p1} + \frac{k_{i1}}{s}) - u_{gd0}}{1 + X_g^2 (k_{p1} + \frac{k_{i1}}{s})^2} \\ \Delta i_d = \frac{-u_{gq0} (k_{p1} + \frac{k_{i1}}{s}) - \frac{u_{gd0}}{X_g}}{1 + X_g^2 (k_{p1} + \frac{k_{i1}}{s})^2} + \frac{u_{gd0}}{X_g} \end{cases} \quad (11)$$

将反馈功率 ΔP_e 用上式(11)表达得到:

$$\Delta P_e = \frac{U_t u_{gd0}}{X_g} \Delta\varphi_{psc} + \frac{-U_g^2}{X_g \left(1 + X_g^2 (k_{p1} + \frac{k_{i1}}{s})^2\right)} \Delta\varphi_{psc} = \quad (12)$$

$$K_0 \Delta\varphi_{psc} + G(s) \Delta\varphi_{psc}$$

由式(12)可以看出, 构网型变流器反馈功率 ΔP_e

实际上由 K_0 决定的固定同步分量和端电压环引入的附加分量构成。

将式(12)代入式(9), 得到构网型变流器受到小扰动后 $\Delta\varphi$ 的动态方程为:

$$s^2 \Delta\varphi_{psc} + \frac{D_p}{J} s \Delta\varphi_{psc} + \frac{K_0}{J\omega_{ref}} \Delta\varphi_{psc} = \frac{-G(s)}{J\omega_{ref}} \Delta\varphi_{psc} \quad (13)$$

将 $s=j\omega_d$ 代入式(12)得到:

$$\frac{G(j\omega_d)}{J\omega_{ref}} = -\frac{\omega_d^2 U_g^2}{J\omega_{ref} X_g} \frac{\omega_d^2 + X_g^2 (k_{p1}^2 \omega_d^2 - k_{i1}^2)}{(\omega_d^2 + X_g^2 (k_{p1}^2 \omega_d^2 - k_{i1}^2))^2 + 4\omega_d^2 X_g^4 k_{p1}^2 k_{i1}^2} + \frac{-2\omega_d^2 X_g U_g^2 k_{p1} k_{i1}}{J\omega_{ref} (\omega_d^2 + X_g^2 (k_{p1}^2 \omega_d^2 - k_{i1}^2))^2 + 4J\omega_{ref} \omega_d^2 X_g^4 k_{p1}^2 k_{i1}^2} = \quad (14)$$

$$\Delta M_s + j\omega_d \Delta M_D = \Delta M_s + s \Delta M_D$$

令 $D=D_p/J$, $K=K_0/J\omega_{ref}$, 则式(13)可以改写为:

$$s^2 \Delta\varphi_{psc} + (D + \Delta M_D) s \Delta\varphi_{psc} + (K + \Delta M_s) \Delta\varphi_{psc} = 0 \quad (15)$$

由此可以得到构网型变流器动力学模型如图 8 所示, 其中 D 表示初始阻尼分量, ΔM_D 表示附加阻尼分量, K 表示初始同步分量, ΔM_s 表示附加同步分量。为了分析惯量系数对相位运动的影响, 实际已将虚线处初始惯量系数 J_0 和其增量 ΔJ 归算至阻尼分量和同步分量中, 此处仅为表示 ΔP 至 $\Delta\omega_{psc}$ 的物理意义将其标出。

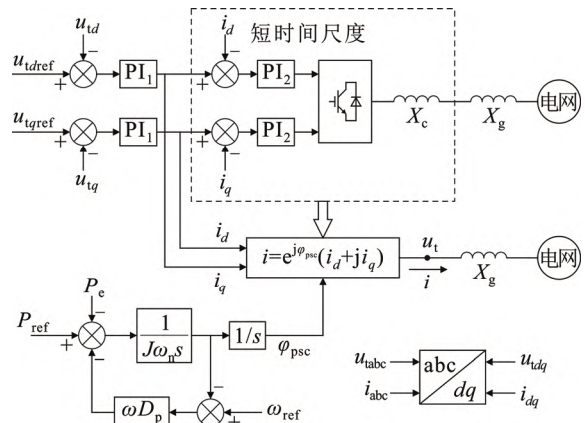


图 7 构网型变流器线性化模型控制图

Fig.7 Linearized model control chart of grid-forming converter

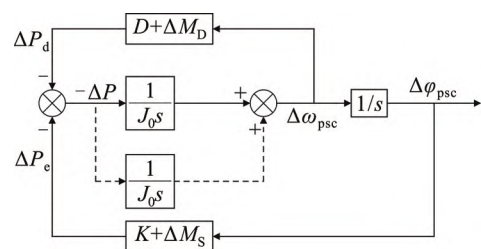


图 8 构网型变流器动力学模型

Fig.8 Dynamic model of grid-forming converter

3.2 低阻抗下构网型变流器稳定性机理分析

对于上述动力学模型, 系统不发生滑行失步及振荡失步的条件为:

$$\begin{cases} D + \Delta M_D > 0 \\ K + \Delta M_s > 0 \end{cases} \quad (16)$$

由式(14)可以发现, 改变 SCR 会改变阻尼分量的正负但并不改变同步分量的正负。这意味着当电网强度改变时, 构网型变流器的同步分量对稳定性贡献很小, 其稳定性取决于阻尼分量。

对于阻尼分量, 显然当功率同步环的惯量系数 J 和阻尼系数 D_p 确定时, 初始阻尼分量 D 为恒定的正值。而由式(14)中定义的附加阻尼 ΔM_D 的表达式可知, 附加阻尼 ΔM_D 恒为负值, 且线路阻抗 X_g 越小, 其负值越大, 这意味着随着电网强度的变大, 总阻尼存在过零点, 即由稳定变为不稳定。至此, 可以发现低阻抗下构网型变流器失稳的本质原因为: 当线路阻抗变小时, 由端电压环引入的负阻尼变大使系统总阻尼小于 0, 从而导致系统失稳。

当电网强度一定的情况下, 由于附加阻尼 ΔM_D 定义的表达式中分母的端电压环控制参数 k_{p1} 、 k_{i1} 的次数明显高于分子, 因此当 k_{p1} 、 k_{i1} 增大时, 附加阻尼 ΔM_D 实际变小。这意味着增大端电压控制环带宽可以明显增大系统总阻尼的稳定裕量, 从而改善系统的稳定性。

在端电压控制环带宽分别为 7.9 Hz、14.8 Hz、21.3 Hz 下逐渐增大 SCR, 得到初始阻尼 D 和附加负阻尼 ΔM_D 曲线如图 9(a)所示。由图 9(a)可以看出, 随着 SCR 的增大, 端电压控制环带宽为 7.9 Hz 的曲线与初始阻尼 D 曲线出现交点, 此交点即为总阻尼分量的过零点, 对应的短路比为 5.16, 说明系统的稳定性极限为 $\eta=5.16$, 这与前文特征根分析中的稳定性极限接近。同时可以看出, 在短路比相同的情况下, 端电压控制环带宽越大对应的负阻尼越小, 所留下的总阻尼裕量越大, 系统的稳定性越好。

端电压控制环带宽为 7.9 Hz 时不同电网强度下系统同步分量和阻尼分量图如图 10(a)所示, 由图可知, 同步分量始终为正且随着电网强度增大同步分量逐渐变小, 而阻尼分量随着电网强度增大由正变负, 与前文的分析一致。

除此之外, 功率同步环控制参数显然也会影响构网型变流器的小信号稳定性。由初始阻尼分量 D 的定义可知, 惯量系数 J 和阻尼系数 D_p 本质上是通过改变构网型变流器的初始阻尼分量, 从而影响系

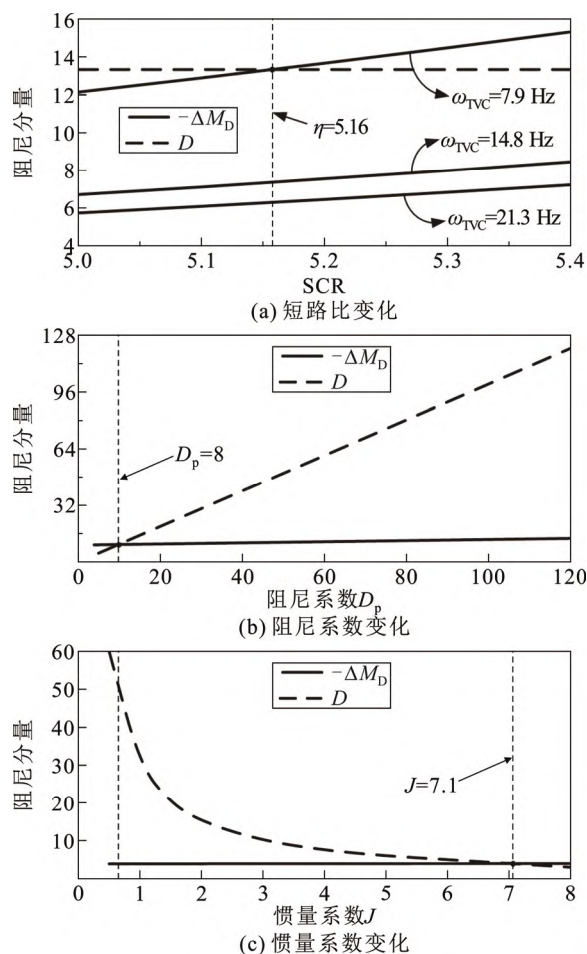


图9 不同参数变化时构网型变流器的阻尼分量变化

Fig.9 Damping component of the grid-forming converter changes when different parameters change.

统稳定性的。当 J 增大或 D_p 减小时, 初始阻尼分量也减小, 实际上等效于提前了系统总阻尼分量的过零点。当阻尼系数 D_p 变化时, 系统的阻尼分量如图 9(b)所示。由图 9(b)可以看出, 阻尼系数增大时主要影响初始阻尼分量 D , 附加负阻尼 ΔM_D 的变化很小可以不计。图 10(b)为不同阻尼系数下系统同步分量和阻尼分量图, 可以看出当阻尼系数由 5 增加至 40 时, 系统总阻尼分量逐渐变大, 说明系统更加稳定, 但是此时系统同步分量逐渐减小。

当惯量系数 J 变化时对系统的阻尼分量和同步分量进行分析, 结果如图 9(c)和图 10(c)所示。由图 9(c)可以看出, 惯量系数增大时主要影响初始阻尼分量 D , 附加负阻尼 ΔM_D 几乎不变, 特别是当惯量系数小于 1.5 时, 初始阻尼分量急剧增大, 这意味着系统稳定性迅速变好。由图 10(c)可以得到, 当惯量系数由 1.5 增加至 8 时, 系统总阻尼分量逐渐变小最终变为负值, 说明系统稳定性逐渐变差, 同时

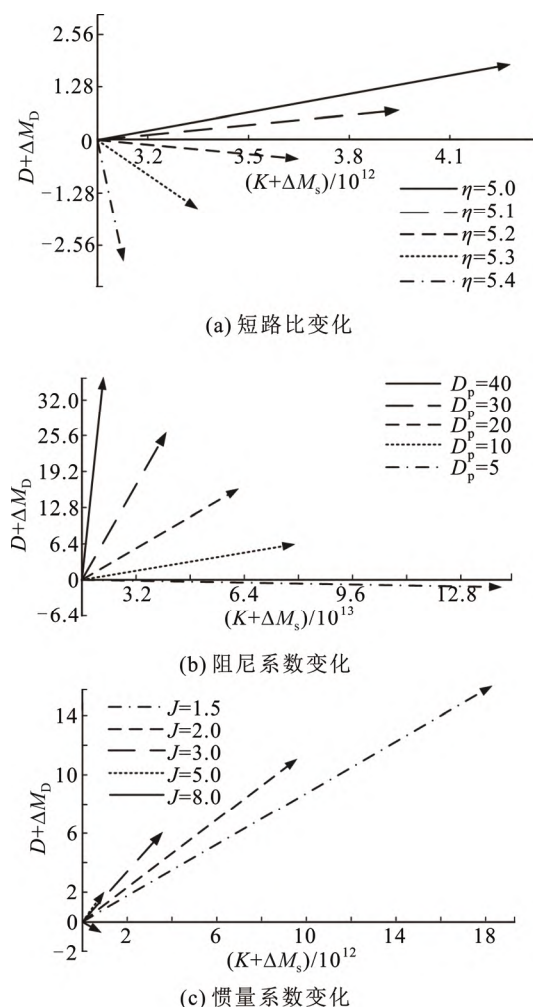


图 10 不同参数对应的构网型变流器阻尼分量和同步分量
Fig.10 Damping component and synchronous component of grid-forming converter corresponding to different parameters

同步分量也逐渐减小。

综合上述分析得到, 电网强度越大, 由端电压环引入的负阻尼作用就越强, 导致系统最终失稳, 而增大端电压控制环带宽可以减少负阻尼的引入, 从而提升系统稳定性能。同时, 减小惯量系数 J 或增大阻尼系数 D_p 可以增加系统的稳定裕度, 否则会因系统自身初始阻尼不足而导致更容易失稳。

4 实验验证

为了进一步验证上述的理论分析结果的正确性, 搭建构网型变流器并网系统半实物仿真实验测试平台, 硬件在环仿真系统的核心采用 NI PXIe-1071 高性能实时仿真机模拟真实场景, 使用 RTB2004 型号示波器对输出信号进行采集, 实验测试平台如图 11 所示。

图 12(a)显示了构网型变流器在不同电网强度

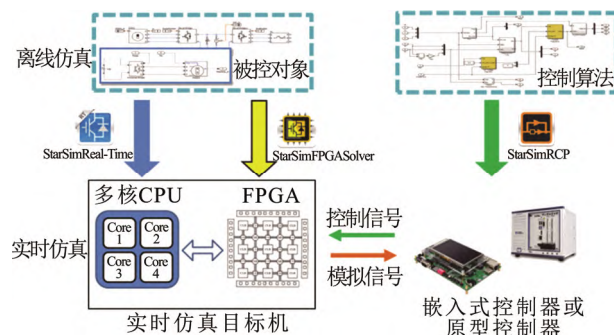


图 11 构网型变流器并网半实物仿真实验测试平台

Fig.11 Grid-forming converter hardware-in-the-loop simulation test platform

下有功率和频率的实验波形, 其中通道 C1 采集系统有功功率波形, 通道 C2 采集系统频率波形。设置 $D_p=20$, $J=1.5$, 其他控制参数和系统参数同附录 C。为了更加直观地观察构网型变流器在不同电网强度下系统的阻尼和稳定性表现, 对系统有功功率指令值设置小扰动, 采集 $\eta=3$ 时的响应波形, 并设置 $\eta=2.5$ 和 $\eta=3.5$ 时的响应波形作为参考。由实验波形可以观察到, 当 SCR 由 2.5 增加至 3.5 时, 有功和频率响应波形的振幅均增大, 系统的阻尼比减小。实验表明, 随着短路比 SCR 的增大, 构网型变流器系统阻尼减小, 稳定性变差。

图 12(b)和图 12(c)显示了构网型变流器在不同阻尼系数下和不同惯量系数下有功率和频率的实验波形。由实验波形可以观察到, 当 D_p 由 20 增加至 40 时, 有功和频率响应波形的振幅均减小, 系统的阻尼比增大; 当 J 由 1 增加至 2 时, 有功和频率响应波形的振幅均增大, 系统的阻尼比减小。实验表明, 阻尼系数 D_p 增大或者惯量系数 J 减小, 构网型变流器系统阻尼均增大, 稳定性变好。

5 结论

1) 低电网阻抗下构网型变流器的等效同步分量对稳定性的影响较小, 等效阻尼分量对稳定性的影响更大。可以通过分析等效阻尼分量来揭示低阻抗下构网型变流器的稳定性机理。

2) 低电网阻抗下端电压控制环对构网型变流器稳定性影响较大, 端电压控制环会引入显著的负附加阻尼分量, 从而降低系统的稳定性。增大端电压环带宽可以减小负阻尼的引入, 从而有效提升系统稳定性。

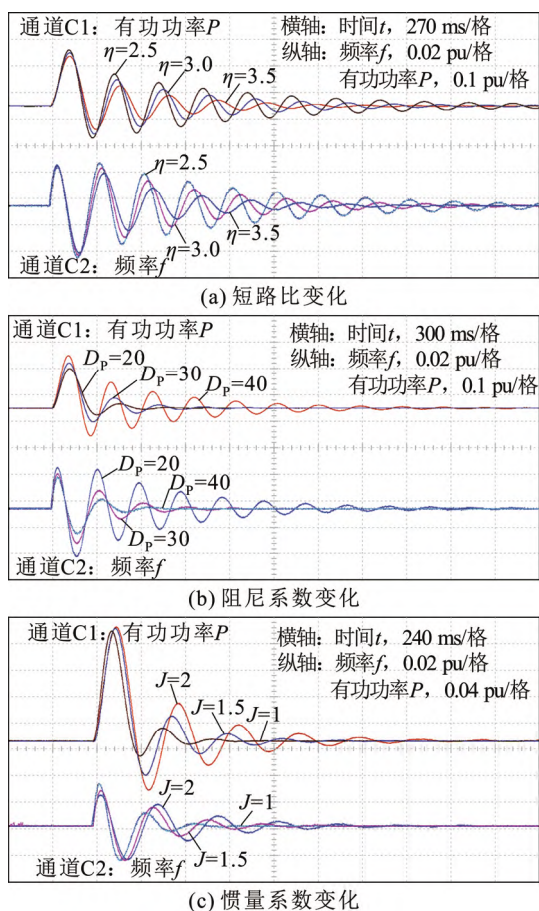


图 12 不同参数下构网型变流器有功功率和频率实验波形

Fig.12 Experimental waveforms of active power and frequency of grid-forming converter under different parameters

3) 惯量系数和阻尼系数对低阻抗下构网型变流器的稳定性影响较大。惯量系数减小或阻尼系数增大均有利于增加系统阻尼分量, 实际等效于延迟了系统总阻尼的过零点, 从而可改善系统的稳定性。

参考文献 References

- [1] 付熙坤, 黄 萌, 凌扬坚, 等. 功率耦合和电流限幅影响下构网型变流器的暂态同步稳定分析[J]. 中国电机工程学报, 2024, 44(7): 2815-2824.
FU Xikun, HUANG Meng, LING Yangjian, et al. Transient synchronization stability analysis of grid-forming converter influenced by power-coupling and current-limiting[J]. Proceedings of the CSEE, 2024, 44(7): 2815-2824.
- [2] 耿 华, 何长军, 刘浴霜, 等. 新能源电力系统的暂态同步稳定研究综述[J]. 高电压技术, 2022, 48(9): 3367-3383.
GENG Hua, HE Changjun, LIU Yushuang, et al. Overview on transient synchronization stability of renewable-rich power systems[J]. High Voltage Engineering, 2022, 48(9): 3367-3383.
- [3] 杨天鑫, 黄云辉, 唐金锐, 等. 高比例新能源下含调频控制的储能系统多目标优化[J]. 高电压技术, 2023, 49(7): 2744-2753.
YANG Tianxin, HUANG Yunhui, TANG Jinrui, et al. Multi-objective optimization of energy storage system with frequency regulation control under high proportion of renewable energy[J]. High Voltage Engineering, 2023, 49(7): 2744-2753.
- [4] 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.
- [5] 王盼宝, 王 鹏, 李坤光, 等. 电网故障下构网型逆变器动态限流控制策略[J]. 高电压技术, 2022, 48(10): 3829-3837.
WANG Panbao, WANG Peng, LI Shenguang, et al. Dynamic current-limiting control strategy of grid-forming inverter under grid faults[J]. High Voltage Engineering, 2022, 48(10): 3829-3837.
- [6] 金砚秋, 张哲任, 吴宏远, 等. 基于构网型风电机组和二极管整流单元的海上风电场黑启动策略[J]. 高电压技术, 2023, 49(9): 3730-3740.
JIN Yanqiu, ZHANG Zheren, WU Hongyuan, et al. Black start strategy of offshore wind farm based on grid-forming wind turbines and diode rectifier unit[J]. High Voltage Engineering, 2023, 49(9): 3730-3740.
- [7] 许诒翊, 刘 威, 刘 树, 等. 电力系统变流器构网控制技术的现状与发展趋势[J]. 电网技术, 2022, 46(9): 3586-3594.
XU Jieyi, LIU Wei, LIU Shu, et al. Current state and development trends of power system converter grid-forming control technology[J]. Power System Technology, 2022, 46(9): 3586-3594.
- [8] 邱晓燕, 林号缙, 周 毅, 等. 基于混合同步控制的构网型逆变器并网系统小扰动稳定性分析[J]. 电力自动化设备, 2023, 43(9): 172-178, 185.
QIU Xiaoyan, LIN Haojin, ZHOU Yi, et al. Study on small-signal stability of grid-connected grid-forming inverter system based on hybrid-synchronous control[J]. Electric Power Automation Equipment, 2023, 43(9): 172-178, 185.
- [9] 黄 森, 姚 骏, 钟勤敏, 等. 含电网和构网型新能源发电单元的混联电力系统暂态同步稳定分析[J]. 中国电机工程学报, 2024, 44(12): 8378-8391.
HUANG Sen, YAO Jun, ZHONG Qinmin, et al. Transient synchronization stability analysis of hybrid power system with grid-following and grid-forming renewable energy generation units[J]. Proceedings of the CSEE, 2024, 44(12): 8378-8391.
- [10] 李霞林, 张 晨, 郭 力, 等. 锁相环同步 VSC 接入弱网下的低频动态稳定性分析模型与机理研究[J]. 电力自动化设备, 2022, 42(8): 29-38, 54.
LI Xialin, ZHANG Chen, GUO Li, et al. Low frequency dynamic stability analysis model and mechanism research for PLL-synchronized VSC connected to weak grid[J]. Electric Power Automation Equipment, 2022, 42(8): 29-38, 54.
- [11] 叶伟豪, 郭 强, 赵 兵, 等. 新能源并网换流器功率控制稳定性机理分析及改进控制策略[J]. 高电压技术, 2024, 50(8): 3736-3744.
YE Weihao, GUO Qiang, ZHAO Bing, et al. Mechanism analysis and improved strategy of power control stability of renewable energy grid-connected converters[J]. High Voltage Engineering, 2024, 50(8): 3736-3744.
- [12] 桑 顺, 徐 婷, 齐 琛, 等. 惯性同步构网型变换器定量感知电网频率的机理及抗干扰控制策略[J]. 电网技术, 2023, 47(4): 1395-1406.
SANG Shun, XU Ting, QI Chen, et al. Mechanism of quantitatively sensing grid frequency and anti-disturbance control strategy for the grid-forming converter[J]. Power System Technology, 2023, 47(4): 1395-1406.
- [13] HONG Z K, XU H S, HOU Z Q, et al. Origin of anomalous instability

- of grid-forming converters tied to stiff grid[J]. IET Renewable Power Generation, 2023, 17(10): 2563-2574.
- [14] 屈子森. 高比例新能源电力系统电压源型变流器同步稳定性分析与控制技术[D]. 杭州: 浙江大学, 2021.
- QU Zisen. Synchronizing stability analysis and control technology of voltage source converters in power system with high penetration renewables[D]. Hangzhou, China: Zhejiang University, 2021.
- [15] MATEVOSYAN J, BADRZADEH B, PREVOST T, et al. Grid-forming inverters: are they the key for high renewable penetration[J]. IEEE Power and Energy Magazine, 2019, 17(6): 89-98.
- [16] HARNEFORS L, RAHMAN F M M, HINKKANEN M, et al. Reference-feedforward power-synchronization control[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2020, 35(9): 8878-8881.
- [17] HARNEFORS L, HINKKANEN M, RIAZ U, et al. Robust analytic design of power-synchronization control[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2019, 66(8): 5810-5819.
- [18] YANG C R, HUANG L B, XIN H H, et al. Placing grid-forming converters to enhance small signal stability of PLL-integrated power systems[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2021, 36(4): 3563-3573.
- [19] 李翼翔, 田震, 唐英杰, 等. 考虑构网型与跟网型逆变器交互的孤岛微电网小信号稳定性分析[J]. 电力自动化设备, 2022, 42(8): 11-18.
- LI Yixiang, TIAN Zhen, TANG Yingjie, et al. Small-signal stability analysis of island microgrid considering interaction between grid-forming converter and grid-following converter[J]. Electric Power Automation Equipment, 2022, 42(8): 11-18.
- [20] 刘朋印, 谢小荣, 李原, 等. 构网型控制改善跟网型变流器次/超同步振荡稳定性的机理和特性分析[J]. 电网技术, 2024, 48(3): 990-997.
- LIU Pengyin, XIE Xiaorong, LI Yuan, et al. Mechanism and characteristics of grid-forming control for improving sub/super synchronous oscillation stability of grid-following-based grid-connected converter[J]. Power System Technology, 2024, 48(3): 990-997.
- [21] 李明飞, 吴在军, 全相军, 等. 计及阻尼特性的构网型并网逆变器暂态同步稳定性分析[J]. 电力系统自动化, 2023, 47(15): 198-207.
- LI Mingfei, WU Zaijun, QUAN Xiangjun, et al. Transient synchronization stability analysis of grid-forming grid-connected inverter considering damping characteristics[J]. Automation of Electric Power Systems, 2023, 47(15): 198-207.
- [22] 洪镇堃, 占萌. 构网型变流器并网系统在强电网下的分岔分析[J]. 电力自动化设备, 2023, 43(9): 27-32, 54.
- HONG Zhenkun, ZHAN Meng. Bifurcation analysis of grid-forming converter system connected with stiff or weak AC grids[J]. Electric Power Automation Equipment, 2023, 43(9): 27-32, 54.
- [23] 聂飞, 徐海亮, 刘壮壮, 等. 弱电网下三相并网变流系统全线性自抗扰控制及其小干扰稳定性分析[J]. 高电压技术, 2022, 48(1): 199-209.
- NIE Fei, XU Hailiang, LIU Zhuangzhuang, et al. All LADRC control and small signal stability analysis of three-phase grid-connected converter system under weak AC grid condition[J]. High Voltage Engineering, 2022, 48(1): 199-209.
- [24] 赵雨童, 高飞, 俞嘉浩, 等. 弱电网下 VSC 的多维度建模及稳定性分析[J]. 高电压技术, 2022, 48(1): 220-231.
- ZHAO Yutong, GAO Fei, YU Jiahao, et al. Multi-dimensional modeling and stability analysis of VSC connecting to weak grid[J]. High Voltage Engineering, 2022, 48(1): 220-231.



YAN Wenbo

严文博

1999—, 男, 硕士生

主要从事新能源发电控制及稳定性分析

E-mail: 574825652@qq.com



HUANG Yunhui

Ph.D.

Associate professor

Corresponding author

黄云辉(通信作者)

1986—, 男, 博士, 副教授, 硕导

主要从事电力电子化电力系统的稳定与控制方面的研究

E-mail: h.yunhui@whut.edu.cn

收稿日期 2023-11-01 修回日期 2024-09-15 编辑 何秋萍