

DOI: 10.19783/j.cnki.pspc.211206

直驱风电场经柔性直流输电并网的宽频振荡特性分析

张思彤¹, 梁纪峰², 马燕峰¹, 赵书强¹, 李铁成²

(1. 河北省分布式储能与微网重点实验室(华北电力大学), 河北 保定 071003;

2. 国网河北省电力有限公司电力科学研究院, 河北 石家庄 050021)

摘要: 随着可再生能源渗透率的提高, 电力系统中电力电子装置不断增加, 装置间相互影响会诱发频率从几赫兹到数千赫兹范围内的宽频振荡。针对直驱风电场(Direct-Drive Wind Farms, DDWFs)经柔性直流输电(Voltage Source Converter based High Voltage Direct Current, VSC-HVDC)并网引发的宽频振荡问题, 基于 DDWFs 经 VSC-HVDC 并网系统动态数学模型, 建立了小信号模型与阻抗模型。进而采用特征值分析法对振荡模式进行了分析, 并验证了“负电阻”理论在该系统宽频振荡机理分析中的适用性。最后结合特征值分析法和阻抗法全面分析了参数变化对振荡特性的影响, 并利用 PSCAD/EMTDC 验证了上述分析的正确性。结果表明, 可以基于特征值分析法和阻抗法进行参数调整以减小宽频振荡幅值。

关键词: 直驱风电场; 柔性直流输电; 宽频振荡; 特征值分析法; 负电阻理论; 阻抗法

Broadband oscillation characteristics analysis of a VSC-HVDC connected direct drive wind farm

ZHANG Sitong¹, LIANG Jifeng², MA Yanfeng¹, ZHAO Shuqiang¹, LI Tiecheng²

(1. Hebei Key Laboratory of Distributed Energy Storage and Microgrid, North China Electric Power University,

Baoding 071003, China; 2. State Grid Hebei Electric Power Co., Ltd. Research Institute, Shijiazhuang 050021, China)

Abstract: With the increase of the permeability of renewable energy, the number of power electronic devices in the power system is increasing, and the interaction between the devices will induce broadband oscillation in the frequency range from a few to thousands of Hz. There is a problem of broadband oscillation caused by direct-drive wind farms (DDWFs) connected to the grid via a voltage source converter-based high voltage direct current (VSC-HVDC). To help solve this small signal and impedance models are established based on the dynamic mathematical model of the VSC-HVDC grid-connected system with DDWFs. Then, the oscillation modes are analyzed by eigenvalue analysis and the applicability of "negative resistance" theory in the analysis of the broadband oscillation mechanism of the system is verified. Finally, the influence of parameter changes on oscillation characteristics is comprehensively analyzed using eigenvalue analysis and the impedance method, and the correctness of the above analysis is verified by PSCAD/EMTDC. The results show that parameters can be adjusted based on eigenvalue analysis and the impedance method to reduce the amplitude of broadband oscillation.

This work is supported by the National Natural Science Foundation of China (No. 51507064).

Key words: direct drive wind farm; VSC-HVDC; broadband oscillation; eigenvalue analysis method; negative resistance theory; impedance method

0 引言

近年来, 随着化石能源日益枯竭, 我国正在大力发展以风电、光伏为主要能源的电力系统^[1]。预

计到 2025 年我国风电、光伏发电装机将达到 4 亿 kW 左右^[2]。建立以新能源为主体的新型电力系统, 将成为实现“碳达峰、碳中和”的重要方式^[3]。

然而, 风电、光伏等新能源的大量接入使系统中电力电子装置不断增加, 其相互作用会诱发频率从几赫兹到数千赫兹范围内的宽频振荡, 如 2015 年, 新疆哈密地区的直驱风机集群在接入弱交流电

基金项目: 国家自然科学基金项目资助(51507064); 国网河北电力科技项目资助(TSS2020-006)

网时发生了次/超同步振荡现象^[4]；德国北海海上风电经柔直并网，我国云南鲁西柔直输电工程、浙江舟山柔直工程、广西木格风电场等发生过几百至上千赫兹的中高频振荡等^[5-7]。因此，亟需揭示宽频振荡机理和交互作用规律，并提出相应的抑制措施。

目前，国内外学者已对风电场经直流送出时的低频振荡^[8]、次/超同步振荡^[9-11]进行了较多研究，主要聚焦于其机理^[12]、特性^[13-14]、模型建立^[15]及抑制措施^[16-17]等。部分学者提出了宽频振荡现象并对其中的模态进行了研究^[18-20]，文献[21]对风电场接入电网时的宽频振荡的机理进行了探索，提出采用开环模式谐振原理研究该问题，指出将系统看成“风电机子系统”和“电力系统子系统”两部分，不同部分之间会发生开环模式谐振，从而引起宽频振荡；文献[22]对直驱风电场经柔直并网系统的多频段振荡特性进行了分析，提出多频段振荡模式不仅与换流控制器参数有关，还与 VSC-HVDC 受端电网短路比及直流输电线路参数密切相关，并且 VSC-HVDC 受端电网短路比与直流输电线路参数对多频段振荡阻尼特性均有影响。文献[23]对风电并网系统引发的宽频振荡抑制措施进行了初步研究，提出从控制对象上可以将宽频振荡抑制策略分为源侧风电机组主动阻尼控制和网侧依托换流设备及柔性直流输电设备的主动阻尼控制。然而，目前针对风电场经柔直并网引起的宽频振荡分析较为单一。

考虑到海上风电场的增多，直驱风电场经柔直并网应用会更加广泛^[24]。因此本文选取 DDWFs 经 VSC-HVDC 并网系统作为研究对象，首先，基于其动态数学模型建立了小信号模型和阻抗模型，得到全系统的等效阻抗；其次，利用特征值法计算系统

的振荡模式并对其进行分类，随后利用阻抗法验证了“负电阻”理论适用于该系统宽频振荡的机理分析；然后，结合特征值法和阻抗法分析了线路参数对振荡特性的影响，并从减小振荡幅值的角度出发，根据根轨迹和电阻曲线调整参数以达到目的。最后利用 PSCSD/EMTDC 验证了上述分析的正确性。

1 直驱风电场经 VSC-HVDC 并网系统的数学模型及振荡模式分类

图 1 为多台直驱风力发电机经 VSC-HVDC 并网系统结构示意图，该风电场总装机容量为 200 MW。风力机和 PMSG 直接相连，经双 PWM 换流器后升压至 35 kV，最后经过输电线路汇流至母线 1；整个风电场经过联结变压器 T_2 接入 VSC-HVDC 系统。图中 MSC 采用基于转子磁链定向的控制策略；GSC 和送端换流站采用基于电网电压定向的控制策略。其中， u_s 、 i_s 表示发电机出口电压和定子电流； u_{DC} 表示直流侧电压； u_1 、 i_g 表示网侧换流器出口电压和电流； u_g 、 u_{g1} 表示升压变压器 T_1 两侧电压； e_g 、 u_{s1} 表示汇流母线处电压和经联结变压器 T_2 升压后电压； i_1 和 i_{11} 表示联结变压器 T_2 两侧电流； i_{s1} 为 VSC 交流系统线路电流； u_{11} 表示送端端口交流电压； u_{dc1} 、 i_{dc} 分别表示 VSC 直流侧电压、电流； C 表示 PMSG 直流侧电容； L_g 表示网侧滤波电感； R_1 、 L_1 、 C_1 分别是输电线路的等效电阻、电感和电容； R_{c1} 为 VSC-HVDC 送端线路电阻； L_{c1} 为 VSC-HVDC 送端电抗器； C_{f1} 为 VSC-HVDC 送端侧滤波电容； R_{dc} 、 L_{dc} 、 C_{dc} 分别为 VSC-HVDC 直流侧电阻、电感、电容。

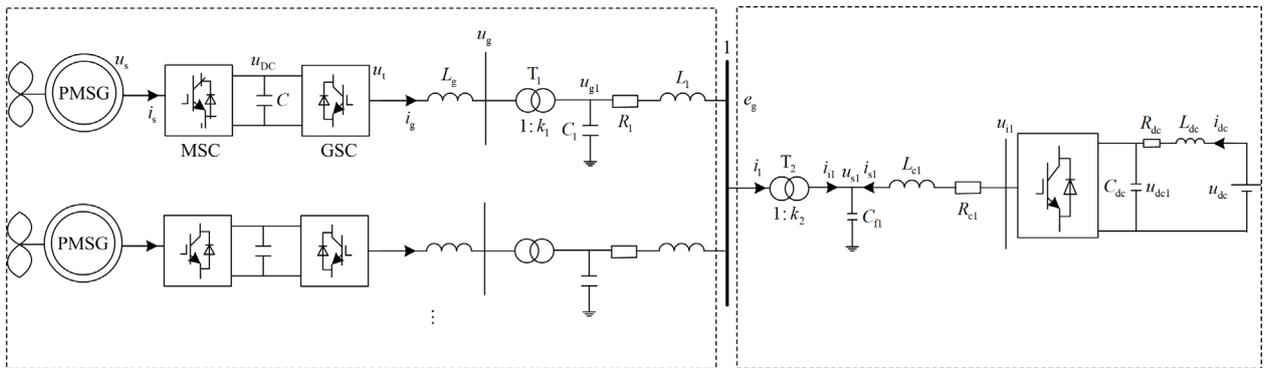


图 1 直驱风电场经 VSC-HVDC 并网系统结构

Fig. 1 Grid-connected system structure of direct drive wind farm via VSC-HVDC

1.1 全系统小信号模型

全系统动态数学模型包括 DDWFs 模型和 VSC-

HVDC 模型两大部分。具体控制框图及公式推导见文献[24]。

其中, DDWFs 模型包括轴系模型、PMSG 发电机模型、换流器模型、锁相环(PLL)模型与输电线路模型。轴系采用简单的单质量块模型, PMSG 发电机采用电动机惯例, 同时定义 d 轴为永磁体磁链的方向, 超前 d 轴方向 90° 为 q 轴方向; MSC 采用基于转子磁链定向的控制策略, 一方面可以实现最大功率跟踪, 另一方面控制 $i_{sd} = 0$ 可实现 dq 解耦控制; GSC 采用基于电网电压定向的控制策略来达到控制有功功率和无功功率的目的。

VSC-HVDC 模型包括输电线路模型、送端控制器模型与 PLL 模型。

将上述模型线性化, 可得全系统小信号模型为

$$\frac{d\Delta\mathbf{x}}{dt} = \mathbf{A}\Delta\mathbf{x} + \mathbf{B}\Delta\mathbf{u} \quad (1)$$

式中: $\Delta\mathbf{x}$ 为状态变量; $\Delta\mathbf{u}$ 为输入变量; \mathbf{A} 为状态矩阵; \mathbf{B} 为输入矩阵。

本文的状态变量共 28 个:

$$\Delta\mathbf{x} = [\Delta\omega, \Delta i_{sd}, \Delta i_{sq}, \Delta u_{DC}, \Delta x_1, \Delta x_2, \Delta x_3, \Delta x_4, \Delta x_5, \Delta x_6, \Delta i_{gd}, \Delta i_{gq}, \Delta u_{gd}, \Delta u_{gq}, \Delta i_{ld}, \Delta i_{lq}, \Delta x_{a1}, \Delta x_{b1}, \Delta u_{ds1}, \Delta u_{qs1}, \Delta i_{ds1}, \Delta i_{qs1}, \Delta i_{dc}, \Delta u_{dc1}, \Delta x_7, \Delta x_8, \Delta x_{a2}, \Delta x_{b2}]^T$$

输入变量共 6 个:

$$\Delta\mathbf{u} = [\Delta\omega_{sref}, \Delta i_{sdref}, \Delta u_{DCref}, \Delta i_{gqref}, \Delta u_{ds1ref}, \Delta u_{qs1ref}]^T$$

系统主要参数及各状态变量含义见附表 1—附表 4。

1.2 振荡模式分类

通过状态矩阵 \mathbf{A} 的特征值得到系统的振荡频率, 并根据振荡频率将系统振荡分为低频振荡(0~2.5 Hz)、次/超同步振荡(2.5~100 Hz)、中频振荡(100~500 Hz)和高频率振荡(大于 500 Hz)^[13,25-26]。

2 直驱风电场经 VSC-HVDC 并网系统的宽频振荡阻抗建模

2.1 DDWFs 经 VSC-HVDC 并网系统阻抗建模

根据式(1)的小信号模型, 将 DDWFs 经 VSC-HVDC 并网系统分为直流部分(即图 1 中的直流电容 C)、机侧换流器部分(即图 1 中的 PMSG 以及 MSC)、PLL 部分、网侧换流器部分(即图 1 中的 GSC)、线路部分(即图 1 中风电场出口至 VSC-HVDC 送端换流器的线路)以及 VSC-HVDC 送端换流器部分, 利用矩阵表示出每一部分 d 、 q 坐标系下的端口电压电流关系。

2.1.1 直流部分

$$\mathbf{G}_2\Delta u_{DC} = \mathbf{G}_3\Delta u_s + \mathbf{G}_4\Delta i_s - \mathbf{G}_5\Delta u_t - \mathbf{G}_6\Delta i_g \quad (2)$$

式中, \mathbf{G}_3 — \mathbf{G}_6 表示直流电容和机侧换流器与网侧换流器出口电压电流的关系矩阵。

2.1.2 机侧换流器

$$\Delta u_s = (\mathbf{G}_8 - \mathbf{G}_7)\Delta i_s \quad (3)$$

式中: $\mathbf{G}_7 = \begin{bmatrix} G_{11} & 0 \\ 0 & G_{22} \end{bmatrix}$, $G_{11} = K_{p1} + K_{i1}/s$, $G_{22} = K_{p3} + K_{i3}/s$; \mathbf{G}_8 表示发电机出口电压和电流的关系矩阵。

2.1.3 PLL 部分

PMSG 网侧 PLL 的传递函数可用式(4)表示。

$$G_{PLL1} = \frac{sK_{p_pll1} + K_{i_pll1}}{s^2 + sK_{p_pll1} \cdot u_{gd} + K_{i_pll1} \cdot u_{gd}} \quad (4)$$

VSC-HVDC 送端换流器 PLL 传递函数为

$$G_{PLL2} = \frac{sK_{p_pll2} + K_{i_pll2}}{s^2 + sK_{p_pll2} \cdot u_{ds1} + K_{i_pll2} \cdot u_{ds1}} \quad (5)$$

2.1.4 网侧换流器

$$\Delta u_t = \mathbf{G}_9(\Delta i_{gref} - \Delta i_g) + \Delta u_g + \mathbf{G}_{10}\Delta i_g \quad (6)$$

$$\Delta i_{gref} = \mathbf{G}_a\Delta u_{DC} \quad (7)$$

式中, \mathbf{G}_9 、 \mathbf{G}_{10} 、 \mathbf{G}_a 分别表示网侧换流器出口电压和电流的关系矩阵。

2.1.5 线路

$$\Delta u_t = \Delta u_g + \mathbf{G}_b\Delta i_g \quad (8)$$

$$\begin{cases} \Delta i_{i1} = \mathbf{G}_c\Delta u_g + \mathbf{G}_d\Delta i_g \\ \Delta i_{i1} = \Delta i_{s1} + \mathbf{G}_h\Delta u_{s1} \end{cases} \quad (9)$$

$$\begin{cases} \Delta u_{s1} = \mathbf{G}_e\Delta u_g + \mathbf{G}_f\Delta i_{i1} \\ \Delta u_{s1} = \Delta u_{i1} + \mathbf{G}_g\Delta i_{s1} \end{cases} \quad (10)$$

式中: \mathbf{G}_b 表示滤波器端口电压和电流的关系矩阵; \mathbf{G}_c 、 \mathbf{G}_d 、 \mathbf{G}_e 和 \mathbf{G}_f 表示连接线路端口电压电流与滤波器端口电压电流的关系矩阵; \mathbf{G}_h 和 \mathbf{G}_g 表示连接线路端口电压电流与 VSC-HVDC 送端换流器端口电压电流的关系矩阵。

2.1.6 VSC-HVDC 送端换流器

$$\Delta u_{i1ref} = \mathbf{G}_o(\Delta i_{s1ref} - \Delta i_{s1}) + \mathbf{G}_p\Delta i_{s1} + \Delta u_{s1} \quad (11)$$

$$\Delta i_{s1ref} = \mathbf{G}_q(\Delta u_{s1ref} - \Delta u_{s1}) + \mathbf{G}_r\Delta u_{s1} + \Delta i_{i1} \quad (12)$$

式中: $\mathbf{G}_o = \begin{bmatrix} G_{66} & 0 \\ 0 & G_{77} \end{bmatrix}$, $G_{66} = K_{p7} + K_{i7}/s$, $G_{77} = K_{p8} + K_{i8}/s$; $\mathbf{G}_q = \begin{bmatrix} K_{p9} & 0 \\ 0 & K_{p10} \end{bmatrix}$; \mathbf{G}_p 、 \mathbf{G}_r 分别表示参考值与 Δi_{s1} 和 Δu_{s1} 的关系矩阵。

将上述各部分的电压电流关系式转化为局部电路图, 再将其按照系统拓扑结构连接, 最后可得到 DDWFs 经 VSC-HVDC 并入电网的等效电路图, 如图

2。图中所有电压电流量均为向量, 如 $\Delta u_s = \begin{bmatrix} \Delta u_{sd} \\ \Delta u_{sq} \end{bmatrix}$ 。

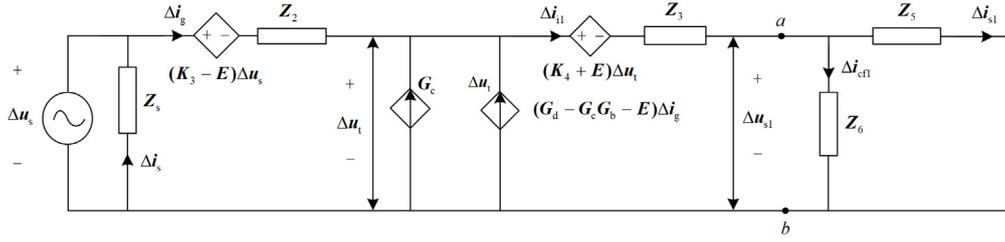


图 2 DDWFs 经 VSC-HVDC 并入电网的等效电路图

Fig. 2 Equivalent circuit diagram of grid-connected DDWFs via VSC-HVDC system

图 2 中： $Z_s = G_8 - G_7$ ； $Z_2 = (E - K_2)^{-1}(Z_1 - K_2 G_b)$ ； $Z_5 = (E - K_5 - G_o G_h)^{-1}(G_o + Z_4 + G_g)$ ； $Z_3 = G_c(G_c - G_d G_b^{-1})^{-1} + G_f$ ； $Z_6 = \begin{bmatrix} -j\frac{1}{\omega C_{fl}} & 0 \\ 0 & -j\frac{1}{\omega C_{fl}} \end{bmatrix}$ ；

其他量的表达式见附录 B。

2.2 系统简化等效电路的建立以及等效阻抗的求解

基于图 2，将 $Z_6 \parallel Z_5$ 看成负载，从 a、b 两点向电路左侧看进去，该部分可简化为戴维南等效电路， Δu_{oc} 为 a、b 两点的开路电压， Z_c 为 a、b 两点看进去的等效阻抗，如图 3(a)所示。

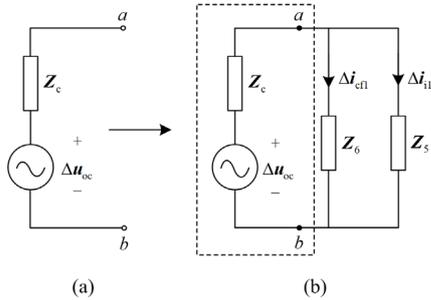


图 3 系统简化等效电路

Fig. 3 Reduced equivalent circuit

由图 3(b)求出系统的等效阻抗 $Z(j\omega)$ ，如式(13)。

$$Z(j\omega) = Z_c + Z_6 \parallel Z_5 = Z_c + \frac{Z_5 Z_6}{Z_5 + Z_6} \quad (13)$$

式中， $Z_c = \frac{C_{us} - D_{ig} B_{ig}^{-1} A_{us}}{G_c K_3 + (G_d - G_c G_b - G_c Z_2) f_{ig}^{-1} e_{us}}$ 。 Z_c 中各个量的具体表达式见附录 B。

3 DDWFs 经 VSC-HVDC 并网系统宽频振荡模式分析及“负电阻”理论适用性验证

3.1 系统振荡模式分析

利用特征值法计算出 DDWFs 经 VSC-HVDC 并网系统的振荡模式，结果见表 1。

表 1 系统振荡模式

Table 1 Oscillation mode of the system

振荡模式	特征值	振荡频率/Hz	模式分类	主导振荡模块
$\lambda_{1,2}$	$-20 \pm j22\ 212$	3535.1	高频振荡	输电线路
$\lambda_{3,4}$	$-20 \pm j21\ 593$	3436.6	高频振荡	输电线路
$\lambda_{5,6}$	$6 \pm j3651$	581.07	高频振荡	VSC-HVDC 直流部分
$\lambda_{7,8}$	$-83 \pm j1207$	192.10	中频振荡	PMSG 部分
$\lambda_{10,11}$	$3 \pm j1015$	161.54	中频振荡	输电线路
$\lambda_{12,13}$	$79 \pm j826$	131.46	中频振荡	VSC-HVDC 送端控制器
$\lambda_{15,16}$	$-477 \pm j44$	7.00	次同步振荡	输电线路
$\lambda_{17,18}$	$12 \pm j109$	17.35	次同步振荡	PMSG 部分
$\lambda_{22,23}$	$-0.04 \pm j3.4$	0.54	低频振荡	PMSG 部分

由表 1 可知，系统主要的振荡模式有 9 个，3 个高频振荡模式(由输电线路与 VSC-HVDC 直流部分主导)，3 个中频振荡模式(由 PMSG 部分，VSC-HVDC 送端控制器以及输电线路主导)，2 个次同步振荡模式(由 PMSG 部分与输电线路主导)和 1 个低频振荡模式(由 PMSG 部分主导)。分析可知，VSC-HVDC 部分只参与中高频振荡模式，而 PMSG 部分参与低频、次同步与中频振荡模式。

3.2 基于“负电阻”理论的系统宽频振荡机理分析

为了研究不同类型振荡模式产生的机理和振荡模式特性，选取具有代表性的高频振荡模式($\lambda_{5,6}$)、中频振荡模式($\lambda_{12,13}$)和次同步振荡模式($\lambda_{15,16}$ 、 $\lambda_{17,18}$)进行分析，由式(13)计算出上述 4 个振荡模式的等效阻抗，见表 2。

根据“负电阻”理论可知^[27]：在某一确定频率下，当系统总阻抗实部(即 R)小于 0 时，总阻抗存在该频率附近的弱负阻尼零点，即在该频率附近存在一个不稳定的振荡模式。

由表 2 可以看出，所列振荡模式下的 R 均小于 0，即为负电阻，表明此时总阻抗在对应频率附近存在弱负阻尼零点，加入扰动后，系统会因为阻尼不足而发生振荡。

表 2 主要振荡模式的等效阻抗

Table 2 Equivalent impedance of the main oscillation modes

振荡模式	等效阻抗/ Ω
$\lambda_{5,6}$	$-1824.3 - j28467.8$
$\lambda_{12,13}$	$-1859.3 + j4559.7$
$\lambda_{15,16}$	$-97.2 + j1794.0$
$\lambda_{17,18}$	$-1070.4 + j1414.2$

在 PSCAD/EMTDC 中搭建直驱风电场经 VSC-HVDC 并网系统的时域仿真模型。在 1.2 s 时分别通过 VSC-HVDC 送端控制器比例系数 K_{p9} 与线路参数 C_1 、PMSG 机侧控制器比例系数 K_{p1} 、PMSG 网侧 PLL 积分系数 K_{i_pll} 以及 PMSG 网侧比例系数 K_{p4} 给系统以参数摄动, 观察电压和电流波形的变化。变化较为明显的波形图如图 4 所示(图 4(b)是图 4(a)的局部放大图)。

由图 4 可知, 在 1.2 s 发生扰动后, 电压和电流波形出现发散现象, 即出现了振荡现象, 其振荡频率分别为 588.24 Hz、131 Hz、8.02 Hz 和 17.36 Hz。考虑到理论分析中忽略了非线性环节, 因此可以认为理论分析与仿真结果基本一致, 验证了“负电阻”

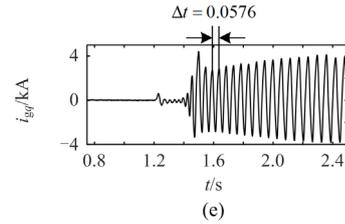
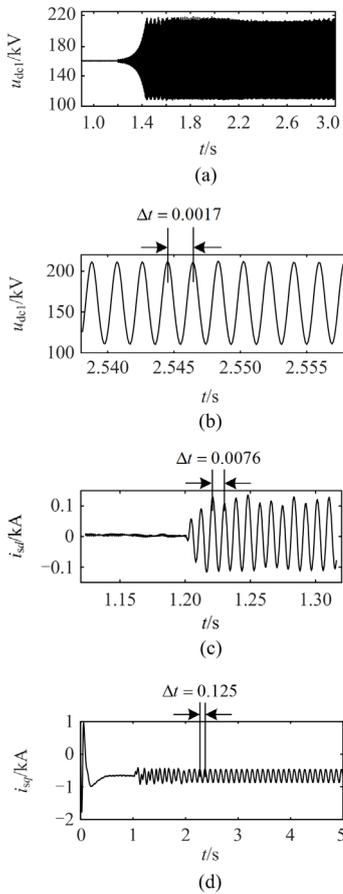


图 4 电压和电流波形

Fig. 4 Voltage and current waveform

理论可用于风电场经 VSC-HVDC 并网系统的宽频振荡机理分析。

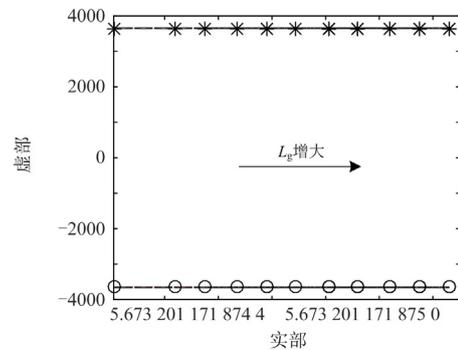
4 线路参数变化对振荡特性的影响

文献[24]基于根轨迹曲线利用特征值分析法研究了参数变化对振荡特性的影响; 本文考虑到该法只能通过特征值实虚部变化判断参数对振荡特性的影响, 具有一定的局限性且直观性不足, 因此利用阻抗法作为补充, 结合两种方法及相应的曲线研究参数变化对振荡特性的影响。

4.1 应用特征值分析法研究线路参数变化对振荡特性的影响

选取滤波电感 L_g 、直流电容 C 、送端侧滤波电容 C_{f1} 以及送端电抗器 L_{c1} 分别研究其对 $\lambda_{5,6}$ 、 $\lambda_{12,13}$ 、 $\lambda_{15,16}$ 和 $\lambda_{17,18}$ 的影响, 发现基于根轨迹曲线的走势可推导出虚部为 0 (即振荡模式消失) 时对应的参数值, 调整该参数可使得振荡幅值减小。根轨迹曲线如图 5—图 8 所示。

由图 5—图 8 可得, L_g 、 C 与 L_{c1} 变化对相应振荡模式的虚部影响不大, 而 C_{f1} 变化对 $\lambda_{15,16}$ 的虚部影响较大。由图 7 可知, 随着 C_{f1} 的增大, $\lambda_{15,16}$ 的虚部逐步趋近于 0, 因此通过计算发现当 $C_{f1} = 1000 \mu\text{F}$ 时, 该振荡模式消失。为验证理论的正确性, 在 3.5 s 时将 C_{f1} 的值由 $5 \mu\text{F}$ 调至 $1000 \mu\text{F}$, 得到 i_{sq} 波形, 如图 9 所示。

图 5 L_g 变化对振荡模式 $\lambda_{5,6}$ 的影响Fig. 5 Influence of L_g variation on mode $\lambda_{5,6}$

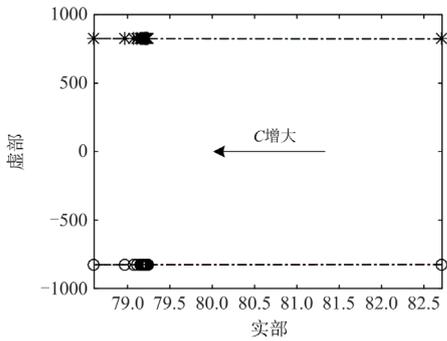


图 6 C 变化对振荡模式 $\lambda_{12,13}$ 的影响

Fig. 6 Influence of C variation on mode $\lambda_{12,13}$

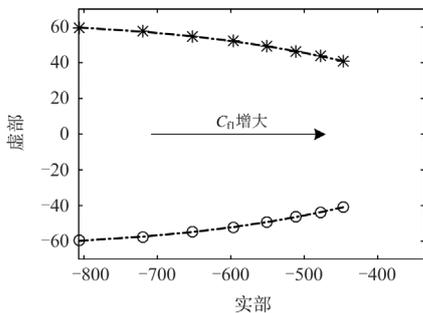


图 7 C_{fl} 变化对振荡模式 $\lambda_{15,16}$ 的影响

Fig. 7 Influence of C_{fl} variation on mode $\lambda_{15,16}$

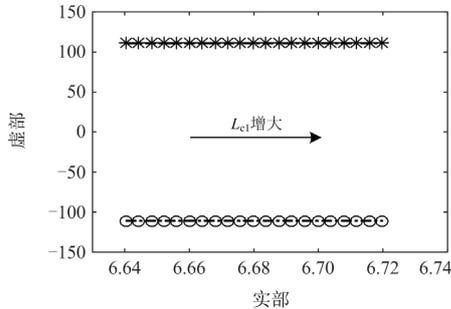


图 8 L_{cl} 变化对振荡模式 $\lambda_{17,18}$ 的影响

Fig. 8 Influence of L_{cl} variation on mode $\lambda_{17,18}$

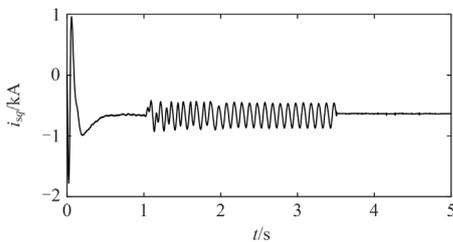


图 9 i_{sq} 波形

Fig. 9 i_{sq} waveform

由图 9 可得，在 3.5 s 改变 C_{fl} 后，系统振荡幅值减小。这说明，参数 C_{fl} 会影响系统振荡幅值。

通过根轨迹的大致趋势可计算出使得振荡模式消失时的 C_{fl} ，通过改变 C_{fl} 的值可以减小系统中 $f = 7.00$ Hz 的振荡幅值。

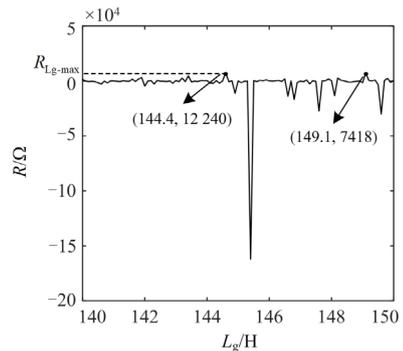
4.2 应用阻抗法研究线路参数变化对振荡特性的影响

由 4.1 节可知， L_g 、 C 与 L_{cl} 的变化对相应振荡模式的虚部影响不大，因此特征值分析法在研究线路参数变化对振荡特性的影响方面有所局限。为更加全面地研究线路参数对振荡特性的影响，需从等效电阻的角度研究其变化对振荡特性的影响，由此得到的曲线称为电阻曲线。

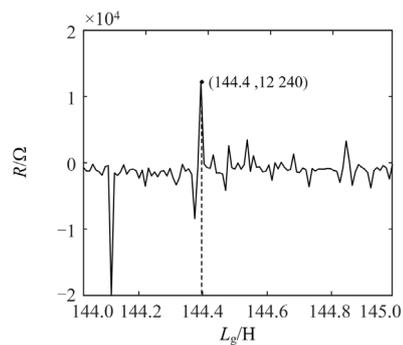
本节研究了 L_g 、 C 与 L_{cl} 分别对 $\lambda_{5,6}$ 、 $\lambda_{12,13}$ 以及 $\lambda_{17,18}$ 等效电阻的影响，发现等效电阻的值反映了振荡幅值的大小，两者之间呈负相关，即等效电阻越大，振荡幅值越小。

4.2.1 滤波电感 L_g 变化对 R 的影响

在 $\omega = 3651$ 的前提下， L_g 取值 140~150 H，观察 R 的变化，大致趋势如图 10(a)所示，图 10(b)是图 10(a)的局部放大图。



(a)



(b)

图 10 $L_g - R$ 曲线

Fig. 10 $L_g - R$ curve

由图 10 可得，当 $L_g = 140 \sim 150$ H 时，R 波动不大且存在 R 为正的现象，只在少数 L_g 下有较大波动。通过计算，当 $L_g = 144.4$ H 时，存在 R_{Lg-max} ，其

值为 7774Ω ; 当 $L_g = 149.1 \text{ H}$ 时, $R = 7418 \Omega$; L_g 为其余值时对应的 R 在 -1205Ω 处上下波动。

为减小振荡幅值, 在 3 s 时, 将 L_g 从 0.002 H 调至 144.4 H , 观察 $u_{\text{dc}1}$ 波形, 如图 11 所示(图 11(b) 是图 11(a) 的局部放大图)。

由图 11 可得, 在 $t = 3 \text{ s}$ 改变 L_g 后, 振荡基本消失。这说明, 参数 L_g 会影响系统振荡幅值。通过电阻曲线定位得到较大的等效电阻及其所对应的 L_g , 调整 L_g 的值可以减小系统中 $f = 581.07 \text{ Hz}$ 的振荡幅值。

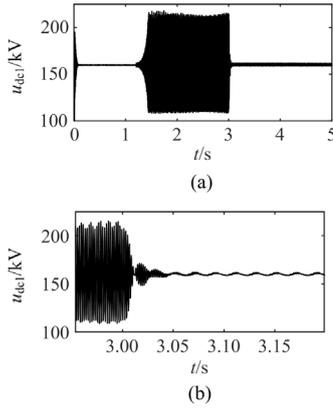


图 11 $u_{\text{dc}1}$ 波形
Fig. 11 $u_{\text{dc}1}$ waveform

4.2.2 直流电容 C 变化对 R 的影响

在 $\omega = 826$ 的前提下, C 值取 $0.00001 \sim 0.04 \mu\text{F}$, 观察 R 的变化, 大致趋势如图 12 所示。

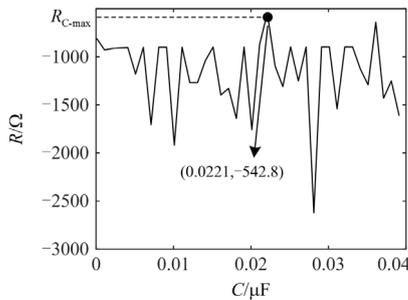


图 12 $C-R$ 曲线
Fig. 12 $C-R$ curve

由图 12 可知, 在 $C = 0.00001 \sim 0.04 \mu\text{F}$ 时, R 小于 0 。当 $C = 0.0221 \mu\text{F}$ 时, 最大值 $R_{C-\text{max}} = -542.8 \Omega$, 该值大于表 2 中 $\lambda_{12,13}$ 的等效电阻值 -1859.3Ω 。因此为减小振荡幅值, 在 3 s 时调整 C 值至 $0.0221 \mu\text{F}$, 观察 i_{sd} 波形, 如图 13 所示。

由图 13 可得, 在 $t = 3 \text{ s}$ 改变 C 后, 系统振荡幅值减小。这说明, 参数 C 会影响系统振荡幅值, 同理从电阻曲线得到 C 的值, 调整 C 可以减小系统中

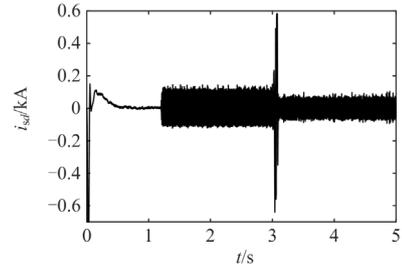


图 13 i_{sd} 波形

Fig. 13 i_{sd} waveform

$f = 131.46 \text{ Hz}$ 的振荡幅值。

4.2.3 送端电抗器 L_{c1} 变化对 R 的影响

在 $\omega = 109$ 的前提下, L_{c1} 值取 $0.001 \sim 0.4 \text{ H}$, 观察 R 的变化, 如图 14 所示。

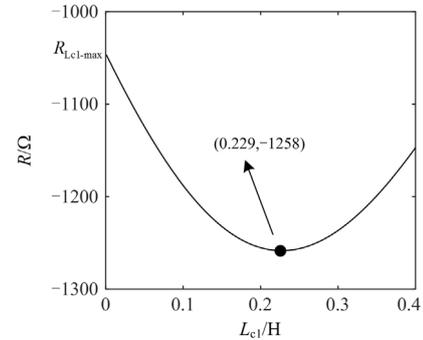


图 14 $L_{c1}-R$ 曲线

Fig. 14 $L_{c1}-R$ curve

由图 14 可知, 当 $L_{c1} = 0.001 \sim 0.4 \text{ H}$ 时, R 随 L_{c1} 的增大先减小后增大; L_{c1} 为 0.229 H 时, R 取最小值为 -1258Ω 。 R 的最大值 $R_{L_{c1}-\text{max}}$ 位于 $L_{c1} = 0.001 \text{ H}$ 处, 其值为 -1047Ω 。因此为减小振荡幅值, 在 3 s 时调整 L_{c1} 值至 0.001 H , 得到 i_{sq} 波形如图 15 所示。

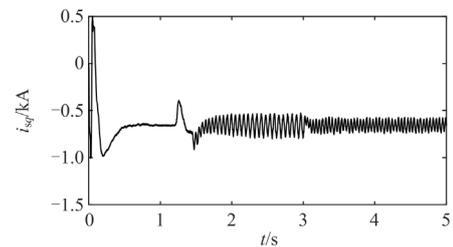


图 15 i_{sq} 波形

Fig. 15 i_{sq} waveform

由图 15 可得, 在 3 s 改变 L_{c1} 后, 系统振荡幅值减小。这说明, 参数 L_{c1} 会影响系统振荡幅值, 同理从电阻曲线得到 L_{c1} 的值, 调整 L_{c1} 可以减小系统中 $f = 17.35 \text{ Hz}$ 的振荡幅值。

5 结论

1) 直驱风电场经 VSC-HVDC 并网系统主要有高频振荡模式、中频振荡模式、次同步振荡模式以及低频振荡模式。高频振荡模式与 VSC-HVDC 直流部分及输电线路强相关，中频振荡模式主要由 PMSG 部分、VSC-HVDC 送端控制器以及输电线路主导，次同步振荡模式与 PMSG 部分以及输电线路强相关，而低频振荡模式由 PMSG 部分主导。

2) “负电阻”理论适用于风电场经柔直并网系统的宽频振荡机理分析。特征值分析法在研究参数对振荡特性的影响时有所局限，因此引入阻抗法进行补充分析，两者结合可以更有效地分析宽频振荡特性。

3) 送端侧滤波电容 C_{f1} 通过影响 $\lambda_{15,16}$ 的虚部使振荡幅值降低；滤波电感 L_g 、直流电容 C 以及送端电抗器 L_{c1} 分别影响了 $\lambda_{5,6}$ 、 $\lambda_{12,13}$ 以及 $\lambda_{17,18}$ 的等效电阻进而影响了其振荡幅值。

4) 基于根轨迹曲线利用特征值分析法分析线路参数对振荡模式的影响，若特征值虚部变化较大，可从根轨迹曲线的走势推导出虚部为 0(振荡模式消失)时对应的参数值，调整该参数可使得振荡幅值减小。若线路参数对振荡模式无影响，可换一角度研究参数对振荡特性的影响，即利用阻抗法研究参数对等效电阻的影响并得到电阻曲线，利用电阻曲线定位找到较大的等效电阻以及其所对应的参数值，通过调整该参数值使振荡幅值减小。该研究具有一定的工程实用价值。

附录 A 系统参数及状态变量含义

附表 1 PMSG 系统参数

Attached Table 1 PMSG system parameters	
参数	数值
风轮半径 $R/(m/s)$	58
空气密度 $\rho/(kg/m^3)$	1.225
基准频率 f/Hz	10
永磁体磁链 ψ_f/Wb	0.0417
极对数 n_p	12
定子等效电感 L_s/H	0.012 08
K_{p1}, K_{i1}	1, 5
K_{p2}, K_{i2}	0.4, 2.5
K_{p3}, K_{i3}	1, 5
直流电容 $C/\mu F$	12 000
K_{p4}, K_{i4}	0.2, 20
K_{p5}, K_{i5}	0.6, 2.5
$u_{qs1ref}/kV, K_{i6}$	0.6, 2.5
K_{ppll1}, K_{ipll1}	5, 0.111

附表 2 输电线路参数

Attached Table 2 Transmission line parameter	
参数	数值
滤波电感 L_g/H	0.002
输电线路电阻 R_l/Ω	0.05
输电线路电感 L_l/H	0.001
输电线路电容 $C_{dc}/\mu F$	2
升压变比 $k_1/(kV/kV)$	35/3
联接升压变压器 $k_2/(kV/kV)$	110/35

附表 3 VSC-HVDC 系统参数

Attached Table 3 VSC-HVDC system parameters	
参数	数值
送端侧滤波电容 $C_{f1}/\mu F$	5
送端电阻 R_{c1}/Ω	1
送端电抗器 L_{c1}/H	0.015
u_{ds1ref}/kV	89.815
u_{qs1ref}/kV	0
$K_{p7}/K_{p8}, K_{i7}/K_{i8}$	2.5, 10 000
K_{p9}/K_{p10}	0.0029
R_{dc}/Ω	0.006
L_{dc}/H	0.0005
$C_{dc}/\mu F$	150
等效直流电压源 u_{dc}/kV	160
K_{ppll2}, K_{ipll2}	5, 0.2

附表 4 各状态变量含义

Attached Table 4 Meaning of each state variable	
状态变量	含义
$\Delta\omega$	风力机机械角速度
$\Delta i_{sd}, \Delta i_{sq}$	定子电流 d, q 轴分量
Δu_{DC}	风机直流侧电压
$\Delta x_1, \Delta x_2, \Delta x_3, \Delta x_4, \Delta x_5, \Delta x_6,$ $\Delta x_7, \Delta x_8, \Delta x_{a1}, \Delta x_{a2}$	经过 PI 控制器后的变量中的积分项
$\Delta i_{gd}, \Delta i_{gq}$	网侧换流器出口 d, q 轴电流
$\Delta u_{gd}, \Delta u_{gq}$	T ₁ 低压侧 d, q 轴电压
$\Delta i_{ld}, \Delta i_{lq}$	风机并网输电线路 d, q 轴电流
$\Delta u_{ds1}, \Delta u_{qs1}$	T ₂ 高压侧 d, q 轴电压
$\Delta i_{ds1}, \Delta i_{qs1}$	VSC 交流系统线路 d, q 轴电流
$\Delta x_{b1}, \Delta x_{b2}$	PMSG 与 VSC-HVDC 锁相环的输出
$\Delta i_{dc}, \Delta i_{dc1}$	VSC-HVDC 直流侧电流和电压

附录 B 并网系统的阻抗表达式

$$\mathbf{Z}_1 = (\mathbf{E} + \mathbf{G}_9 \mathbf{G}_a \mathbf{G}_2^{-1} \mathbf{G}_5)^{-1} (\mathbf{G}_{10} - \mathbf{G}_9 - \mathbf{G}_9 \mathbf{G}_a \mathbf{G}_2^{-1} \mathbf{G}_6)$$

$$\mathbf{Z}_4 = \mathbf{G}_p - \mathbf{G}_o$$

$$\mathbf{K}_1 = (\mathbf{E} + \mathbf{G}_9 \mathbf{G}_a \mathbf{G}_2^{-1} \mathbf{G}_5)^{-1} [\mathbf{G}_9 \mathbf{G}_a \mathbf{G}_2^{-1} \mathbf{G}_3 + \mathbf{G}_9 \mathbf{G}_a \mathbf{G}_2^{-1} \mathbf{G}_4 (\mathbf{G}_8 - \mathbf{G}_7)^{-1}]$$

$$\mathbf{K}_2 = (\mathbf{E} + \mathbf{G}_9 \mathbf{G}_a \mathbf{G}_2^{-1} \mathbf{G}_5)^{-1} [\mathbf{E} + \mathbf{G}_{PLL}^{ut} + \mathbf{G}_{PLL}^{ug} + (\mathbf{G}_{10} - \mathbf{G}_9) \mathbf{G}_{PLL}^{ig}]$$

$$\mathbf{K}_3 = (\mathbf{E} - \mathbf{K}_2)^{-1} \mathbf{K}_1$$

$$\mathbf{K}_4 = -\mathbf{G}_c (\mathbf{G}_c - \mathbf{G}_d \mathbf{G}_b^{-1})^{-1} \mathbf{G}_d \mathbf{G}_b^{-1}$$

$$\mathbf{K}_5 = [\mathbf{E} + \mathbf{G}_{PLL}^{us1} + \mathbf{G}_o (\mathbf{G}_r - \mathbf{G}_q) + \mathbf{G}_o (\mathbf{G}_r - \mathbf{G}_q) \mathbf{G}_{PLL}^{us1} + \mathbf{G}_{PLL}^{ui1} + (\mathbf{G}_p - \mathbf{G}_o) \mathbf{G}_{PLL}^{is1}]$$

$$\mathbf{A}_{us} = \mathbf{K}_3 - (\mathbf{K}_4 + \mathbf{E}) \mathbf{K}_3 - \mathbf{Z}_3 \mathbf{G}_c \mathbf{K}_3 - \mathbf{Z}_5 (\mathbf{E} + \mathbf{Z}_6^{-1} \mathbf{Z}_5)^{-1} \mathbf{G}_c \mathbf{K}_3$$

$$\mathbf{B}_{ig} = [\mathbf{Z}_2 - (\mathbf{K}_4 + \mathbf{E}) \mathbf{Z}_2 + \mathbf{Z}_3 (\mathbf{G}_d - \mathbf{G}_c \mathbf{G}_b - \mathbf{G}_c \mathbf{Z}_2) + \mathbf{Z}_5 (\mathbf{E} + \mathbf{Z}_6^{-1} \mathbf{Z}_5)^{-1} (\mathbf{G}_d - \mathbf{G}_c \mathbf{G}_b) - \mathbf{Z}_5 (\mathbf{E} + \mathbf{Z}_6^{-1} \mathbf{Z}_5)^{-1} \mathbf{G}_c \mathbf{Z}_2]$$

$$\mathbf{C}_{us} = \mathbf{K}_3 - (\mathbf{K}_4 + \mathbf{E}) \mathbf{K}_3 - \mathbf{Z}_3 \mathbf{G}_c \mathbf{K}_3$$

$$\mathbf{D}_{ig} = \mathbf{Z}_2 - (\mathbf{K}_4 + \mathbf{E}) \mathbf{Z}_2 + \mathbf{Z}_3 (\mathbf{G}_d - \mathbf{G}_c \mathbf{G}_b - \mathbf{G}_c \mathbf{Z}_2)$$

$$\mathbf{e}_{us} = \mathbf{K}_3 - (\mathbf{K}_4 + \mathbf{E}) \mathbf{K}_3 - \mathbf{Z}_3 \mathbf{G}_c \mathbf{K}_3$$

$$\mathbf{f}_{ig} = \mathbf{Z}_2 - (\mathbf{K}_4 + \mathbf{E}) \mathbf{Z}_2 + \mathbf{Z}_3 (\mathbf{G}_d - \mathbf{G}_c \mathbf{G}_b - \mathbf{G}_c \mathbf{Z}_2)$$

参考文献

- [1] 国家能源局. 新时代的中国能源发展[R]. 北京: 国家发展改革委, 2020.
- [2] 国网能源研究院. 中国能源电力发展展望 2019[R]. 北京: 国网能源研究院, 2019.
- [3] 孙宏斌, 潘昭光, 孙勇, 等. 跨界思维在能源互联网中应用的思考与认识[EB/OL]. [2021-07-05]. <http://kns.cnki.net/kcms/detail/32.1180.TP20210630.1114.002.html>. SUN Hongbin, PAN Zhaoguang, SUN Yong, et al. Reflection and understanding of application of transboundary thinking in energy internet[EB/OL]. [2021-07-05]. <http://kns.cnki.net/kcms/detail/32.1180.TP20210630.1114.002.html>.
- [4] 李景一. 直驱风机-弱交流系统次同步振荡分析方法研究[D]. 北京: 华北电力大学, 2019. LI Jingyi. Study on analysis method for SSO caused by PMSG connected to weak AC system[D]. Beijing: North China Electric Power University, 2019.
- [5] 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): 4720-4732. 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): 4720-4732.
- [6] 尹聪琦, 谢小荣, 刘辉, 等. 柔性直流输电系统振荡现象分析与控制方法综述[J]. 电网技术, 2018, 42(4): 1117-1123. YIN Congqi, XIE Xiaorong, LIU Hui, et al. Analysis and control of the oscillation phenomenon in VSC-HVDC transmission system[J]. Power System Technology, 2018, 42(4): 1117-1123.
- [7] 李亦伦. 一起风电场高频振荡事故的原因和解决方法分析[J]. 电力系统保护与控制, 2021, 49(9): 135-142. LI Yilun. Analysis of causes and solutions of a high-frequency oscillation accident in a wind farm[J]. Power System Protection and Control, 2021, 49(9): 135-142.
- [8] 郑小革, 王春风, 王境彪, 等. 含直驱风电场的交直流混合系统非强阻尼低频振荡特性分析[J]. 电力科学与技术学报, 2020, 35(3): 148-154. ZHENG Xiaoge, WANG Chunfeng, WANG Jingbiao, et al. Analysis of the weak or negative damp low-frequency oscillation characteristics in AC/DC system integrated by PMSG-based wind farms[J]. Journal of Electric Power Science and Technology, 2020, 35(3): 148-154.
- [9] 张天翼, 王海风. 风电并入弱交流系统引发次同步振荡的研究方法综述[J]. 电力系统保护与控制, 2021, 49(16): 177-187. ZHANG Tianyi, WANG Haifeng. Research methods for subsynchronous oscillation induced by wind power under weak AC system: a review[J]. Power System Protection and Control, 2021, 49(16): 177-187.
- [10] GAO Feng, HE Qifei, HAO Zhiguo, et al. The research of sub synchronous oscillation in PMSG wind farm[C] // 2016 IEEE PES Asia-Pacific Power and Energy Engineering Conference (APPEEC), October 25-28, 2016, Xi'an, China: 1883-1887.
- [11] LI Ren, ZHAO Shuqiang, GAO Benfeng, et al. Sub-synchronous torsional interaction of steam turbine under wind power oscillation in wind-thermal power bundled transmission system[J]. International Journal of Electrical Power & Energy Systems, 2019, 108: 445-455.
- [12] DU Wenjuan, WANG Yang, WANG Haifeng. Torsional subsynchronous oscillations caused by grid-connected wind farms in a complex multi-machine power system under the condition of near strong modal resonance[J]. Electric Power Systems Research, 2020, 179.
- [13] WANG Yifan, ZHAO Chengyong, GUO Chunyi, et al. Dynamics and small signal stability analysis of PMSG-based wind farm with an MMC-HVDC system[J]. CSEE Journal of Power and Energy Systems, 2020, 6(1): 226-235.
- [14] XIE Da, LU Yupu, SUN Junbo, et al. Small signal stability analysis for different types of PMSGs connected to the grid[J]. Renewable Energy, 2017, 106: 149-164.
- [15] SHAO Bingbing, ZHAO Shuqiang, GAO Benfeng, et al. Adequacy of the single-generator equivalent model for

- stability analysis in wind farms with VSC-HVDC Systems[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2021, 36(2): 907-918.
- [16] 陈良双, 吴思奇, 喻文倩, 等. 基于转子侧附加阻尼控制的双馈风机并网次/超同步振荡抑制方法[J]. 电力系统保护与控制, 2021, 49(15): 47-58.
CHEN Liangshuang, WU Siqi, YU Wenqian, et al. A sub/super-synchronous oscillation suppression method for a DFIG-connected grid based on additional damping control on the rotor side converter[J]. Power System Protection and Control, 2021, 49(15): 47-58.
- [17] QU Wenhui, JIANG Jianguo. SSTI and its mitigation in wind farms connected with an HVDC line[J]. Procedia Computer Science, 2017, 111: 399-405.
- [18] YAN Yabing, ZHU Weijun, OUYANG Fan, et al. Battery energy storage power station based suppression method for power system broadband oscillation[C] // 2019 IEEE 3rd Conference on Energy Internet and Energy System Integration (EI2), November 15-17, 2019, Changsha, China: 50-54.
- [19] YU Guangzheng, LIN Tao, CHEN Rusi, et al. Mechanism analysis of generalized oscillation caused by the integration of renewable energy generation[C] // 2017 China International Electrical and Energy Conference (CIEEC), October 25-27, 2017, Beijing, China: 808-813.
- [20] 王一凡, 赵成勇. 混合型风电场经 MMC-HVDC 送出系统的振荡模式分析[J]. 电力系统保护与控制, 2020, 48(9): 18-26.
WANG Yifan, ZHAO Chengyong. Analysis of oscillation modes of a hybrid-based wind farm transmitted through MMC-HVDC[J]. Power System Protection and Control, 2020, 48(9): 18-26.
- [21] 陈骁, 杜文娟, 王海风. 开环模式谐振条件下直驱风机接入引发电力系统宽频振荡的研究[J]. 中国电机工程学报, 2019, 39(9): 2625-2636.
CHEN Xiao, DU Wenjuan, WANG Haifeng. Analysis on wide-range-frequency oscillations of power systems integrated with PMSGs under the condition of open-loop modal resonance[J]. Proceedings of the CSEE, 2019, 39(9): 2625-2636.
- [22] 陈宝平, 林涛, 陈汝斯, 等. 直驱风电场经 VSC-HVDC 并网系统的多频段振荡特性分析[J]. 电工技术学报, 2018, 33(增刊 1): 176-184.
CHEN Baoping, LIN Tao, CHEN Rusi, et al. Characteristics of multi-band oscillation for direct drive wind farm interfaced with VSC-HVDC system[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2018, 33(S1): 176-184.
- [23] 马静, 沈雅琦, 杜延菱, 等. 适应宽频振荡的风电并网系统主动阻尼技术综述[J]. 电网技术, 2021, 45(5): 1673-1686.
MA Jing, SHEN Yaqi, DU Yanling, et al. Overview on active damping technology of wind power integrated system adapting to broadband oscillation[J]. Power System Technology, 2021, 45(5): 1673-1686.
- [24] 邵冰冰, 赵书强, 裴继坤, 等. 直驱风电场经 VSC-HVDC 并网的次同步振荡特性分析[J]. 电网技术, 2019, 43(9): 3344-3355.
SHAO Bingbing, ZHAO Shuqiang, PEI Jikun, et al. Subsynchronous oscillation characteristic analysis of grid-connected DDWFs Via VSC-HVDC system[J]. Power System Technology, 2019, 43(9): 3344-3355.
- [25] 薛安成, 吴雨, 王子哲, 等. 双馈风电场外送系统的中频振荡机理及其影响因素分析[J]. 电网技术, 2019, 43(4): 1245-1254.
XUE Ancheng, WU Yu, WANG Zizhe, et al. Mechanism and influencing factor analysis of medium frequency oscillation in sending power system connected with DFIG wind farms[J]. Power System Technology, 2019, 43(4): 1245-1254.
- [26] HATZIARGYRIOU N, MILANOVIC J, RAHMANN C, et al. Definition and classification of power system stability-revisited & extended[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2021, 36(4): 3271-3281.
- [27] 谢小荣, 刘华坤, 贺静波, 等. 电力系统新型振荡问题浅析[J]. 中国电机工程学报, 2018, 38(10): 2821-2828, 3133.
XIE Xiaorong, LIU Huakun, HE Jingbo, et al. On new oscillation issues of power systems[J]. Proceedings of the CSEE, 2018, 38(10): 2821-2828, 3133.

收稿日期: 2021-08-31; 修回日期: 2021-11-11

作者简介:

张思彤(1997—), 女, 通信作者, 博士研究生, 研究方向为新能源电力系统稳定性分析与控制; E-mail: 15735179149@163.com

梁纪峰(1985—), 男, 硕士研究生, 研究方向为电力系统运行与控制。E-mail: ljifeng@126.com

(编辑 周金梅)