第 52 卷 第 6 期：2851-2870 高电压技术 Vol.52, No.6: 2851-2870
2026 年 6 月 30 日 High Voltage Engineering June 30, 2026
DOI: 10.13336/j.1003-6520.hve.20250853

双馈感应发电机并网系统的弹性能量等效结构与阻尼分布式评估

韩江北[1,2]，刘承锡[1,3]，尚　磊[1,2]，董旭柱[1]
（1. 武汉大学电气与自动化学院，武汉 430072；2. 交直流智能配电网湖北省工程中心，武汉 430072；
3. 武汉大学深圳研究院，深圳 518057）

摘　要：双馈感应发电机系统大规模并网所诱发的电磁振荡问题给新型电力系统的安全稳定运行带来了严峻挑战。因此，如何描述双馈风电系统的动态行为，定量评估动态过程中系统的阻尼分布，对系统电磁振荡的机理揭示与抑制具有重要的现实意义。该文基于弹性能量等效结构，首先通过推导双馈风电系统的弹性能量解析表达式，构造阻尼损耗因子指标，进而从弹性能量耗散的角度评估系统的阻尼特性。其次，建立双馈风电系统的动态小信号模型，揭示了次同步频带下阻尼损耗因子与主导振荡模态阻尼比间的定量关系，进一步论证了双馈风电系统阻尼分布式评估的可行性与准确性。最后，通过基于双馈风机的次同步谐振第一标准模型和沽源风电场模型等 2 个算例，验证所提方法在双馈风电系统阻尼评估中的有效性和准确性。

关键词：双馈风电系统；电磁振荡；阻尼损耗因子；小信号模型；阻尼分布式评估

Elastic Energy Equivalent Structure for DFIG-based Grid Connected System and Its Application in the Distributed Evaluation of Damping Characteristics

HAN Jiangbei[1,2], LIU Chengxi[1,3], SHANG Lei[1,2], DONG Xuzhu[1]
(1. School of Electrical Engineering and Automation, Wuhan University, Wuhan 430072, China;
2. Hubei Engineering and Technology Research Center for AC/DC Intelligent Distribution Network, Wuhan 430072, China;
3. Wuhan University Shenzhen Research Institute, Shenzhen 518057, China)

Abstract：The electromagnetic oscillation induced by the doubly-fed induction generator(DFIG)-based grid connected system has brought emerging issues for the safe and stable operation of the new type of power system. Thus, it is of significance to describe the damping characteristics of wind turbine during the electromagnetic oscillation, so as to evaluate the damping distribution in the wind power system for mitigating electromagnetic oscillation. First, based on the elastic energy equivalent structure, we derive an analytical expression of elastic energy of the doubly-fed induction generator wind power systems, and establish a damping loss factor for revealing damping characteristics from the view of elastic energy exchange and dissipation. Then, by deriving the analytical expression of elastic damping loss factor of wind power system and establishing the full-order dynamic small-signal model of the wind power system, the quantitative relationship between the damping loss factor and damping ratio of dominant oscillation mode at sub-synchronous frequencies is revealed. The results demonstrate that the damping loss factor can be used in evaluating the damping distribution of the wind power system. Finally, the effectiveness and accuracy of the proposed approach in distributed damping evaluation are verified by two cases, i.e., modified IEEE first benchmark model on subsynchronous resonance and Guyuan wind farm.

Key words：DFIG wind power system; electromagnetic oscillation; damping loss factor; small-signal model; distributed evaluation of damping characteristics

基金资助项目：智能电网重大专项(2030)(2025ZD0804800)；国家自然科学基金(U22B20100)；广东省基础与应用基础研究基金海上风电联合基金(2023B1515250001)。
Project supported by Smart-Grid National Science and Technology Major Project(2025ZD0804800), National Natural Science Foundation of China (U22B20100), Guangdong Basic and Applied Basic Research Foundation(2023B1515250001).

0 引言

新型电力系统的“高比例新能源”与“高比例电力电子化”特征日益凸显[1]，改变了传统电力系统的动态行为和稳定机理，推动电力系统的振荡模式由同步发电机主导的机电振荡向电力电子设备主导的电磁振荡转变[2]，已然使电力系统的振荡问题演化为成因多样、机理复杂的新型稳定问题[3-4]。因此，如何揭示由电力电子设备主导的电磁振荡机理，建立能够描述电力电子设备动态行为的等效模型，对电力电子设备动态行为进行量化评估，已成为有效抑制新型电力系统电磁振荡的关键[5]。

近年来，电力电子设备富集的风电系统已成为电磁振荡频发的重灾区，典型的如美国德州ERCOT[6]、中国新疆哈密[7]和河北沽源[8]的风电系统经串联补偿输电线路外送所激发的次同步控制相互作用。现有研究表明，该相互作用起始于部分风电机组在特定次同步频率下的等效电容与等效电感串联所形成的一个或多个谐振点，并由于该振荡频率下的负阻尼效应使振荡进一步加剧[9-10]，导致振荡能量在电网中传播，并与电网中其他电力电子设备相互作用，激发出全新的振荡模态[11]，使电磁振荡由局部向全局方向发展，一方面导致系统(间)谐波超标和电能质量恶化；另一方面引发设备跳闸、直流闭锁、设备(阻塞滤波器/变压器)损坏、甚至系统停运等恶劣后果[12]。因此，发展恰当的解析分析方法，评估风电系统内部元件级、设备级的负阻尼效应，对振荡的“事前预防”具有重要意义。

当前解析分析方法主要分为基于状态空间模型的特征值分析法[13-15]和频域阻抗建模分析法[16-22]。第1类方法基于风电系统的全阶小信号模型，从主导振荡模态特征值轨迹[13]、阻尼比[14]和参与因子[15]的角度出发，揭示双馈感应发电机(doubly-fed induction generator, DFIG)在参数、工况演变过程中的动态行为，进而定量判断振荡的主导影响因素和振荡传播路径，可以提供丰富而准确的振荡信息。而如何通过建立等效物理模型，形成便于工程人员理解的振荡稳定判据，可为振荡机理的揭示提供更为便捷的理论工具[16]。为此，基于Nyquist稳定判据[17-18]和负电阻判据[19-22]的频域阻抗建模分析法应运而生。前者通过绘制Nyquist曲线以可视化方式提供直观的系统动态信息。后者通过计算等效电路模型中的频域阻抗来定量评估系统的稳定性，其实部(频域下的聚合等效电阻)用于评估大型风电场的聚合负电阻效应。近期，文献[23-24]提出了一种频域模式分析方法，通过定义各等效阻抗支路对振荡模式的参与因子、可观度和可控度指标，量化分析振荡的影响区域和源头等信息。

总体而言，前述解析分析方法的分析结果仅适用于振荡离线分析。然而，双馈风电系统在电磁振荡过程中的运行工况多变。因此，基于非周期能量在系统中交互、传递和耗散的过程来建模振荡过程将更为适配振荡的在线量化分析。对此，文献[25]通过灰箱建模的方式对双馈风机在电磁振荡下的非周期能量进行建模，并基于Lyapunov理论发展出适用于双馈风电系统动态能量评估的耗散强度指标。文献[26]建立了适用于双馈风电系统电磁振荡分析的等效弹性能量系统，通过弹性能量交互与耗散的角度表征振荡发生过程设备级、元件级的阻尼效应，提供了反映系统阻尼特性的详细频域表达式。

综上，特征值分析法通过计算参与因子来评估振荡过程中每个元素的贡献，这需要在系统运行工况变化时重新求解高阶状态空间模型，进而增加计算复杂性。频域阻抗分析法仅能通过计算聚合阻抗的实部或绘制奈奎斯特图和波特图来评估振荡稳定性。此外，现有能量分析法尚未明确耗散能量与系统全局阻尼间的定量关系。基于此，本文在弹性能量等效结构的基础上，基于能量叠加原理，构造分布式阻尼损耗因子，将振荡系统的总阻尼效应分解为每个元件或子系统的分布式阻尼贡献指标，明确了局部耗散能量与系统全局阻尼比间的定量关系，推导其简洁的解析表达式，旨在实现“参数级—元件级—子系统级”的阻尼贡献分布式评估，为现有振荡量化分析方法提供有益补充。

1 双馈风电系统的弹性能量等效结构

在次同步控制相互作用中，可通过图1所示的聚

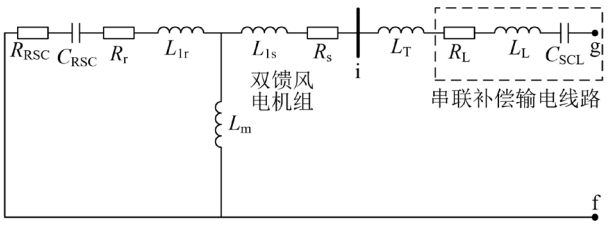


图1 双馈感应发电机并网系统的RLC等效电路

Fig.1 Equivalent RLC circuit for the power system integrated with DFIG-based grid connected system

合 RLC 等效电路对该模型的动态行为进行描述[27]。

图 1 中，R_r、R_s 和 R_L 分别为转子绕组、定子绕组和传输线路的电阻；L_{lr}、L_{ls}、L_T 和 L_L 分别表示转子绕组、定子绕组、变压器和传输线路的电感；C_{SCL} 为串联补偿电容；L_m 为双馈风机的激磁电感；R_{RSC} 和 C_{RSC} 分别为双馈风机转子侧逆变器的等效电阻和电容。L_m 通常远大于定转子漏感 L_{ls} 和 L_{lr}[27]，忽略 L_m 后(忽略 L_m 的误差定量分析在附录 A 中给出)，双馈风机等效电阻 $R_{DFIG}(s)$、等效电抗 $X_{DFIG}(s)$ 的频域表达式和除风机外其余系统(rest of the system，ROS)的等效电阻 $R_{ROS}(s)$、等效电抗 $X_{ROS}(s)$ 的解析表达式为：

$$\begin{cases} R_{DFIG}(s)=\dfrac{R_r+R_{RSC}(s)}{S_{slip}}+R_s \\ X_{DFIG}(s)=\dfrac{1}{S_{slip}sC_{RSC}}+sL_{lr}+sL_{ls} \\ R_{ROS}(s)=R_L \\ X_{ROS}(s)=sL_T+sL_L+\dfrac{1}{sC_{SCL}} \\ R_{RSC}(s)=\left(k_{p2}k_{p1}+\dfrac{k_{i2}k_{i1}}{s^2}\right)\dfrac{E_sL_m}{L_m+L_{ls}}+k_{p2} \\ C_{RSC}=\dfrac{L_m+L_{ls}}{(L_m+L_{ls})k_{i2}+(k_{p2}k_{i1}+k_{i2}k_{p1})E_sL_m} \end{cases} \tag{1}$$

式中：S_{slip} 为转差率；E_s 为定子电压幅值；k_{p1}、k_{i1}、k_{p2} 和 k_{i2} 分别为(rotor-side converter，RSC)控制策略功率外环和电流内环的比例积分系数。基于双馈风机的次同步谐振第一标准模型[28]与双馈风机的控制结构如附录 B 图 B1 所示，双馈风机经串联补偿输电线路与无穷大电网相连。该模型等效的串联 RLC 电路可按照表 1 所示参数与变量间的对应关系[26]，映射为由弹簧与粘滞阻尼器并联所构成的弹性能量等效结构(如图 2 所示)，映射关系的推导与物理机理解释如附录 A 所示。此外，R_{RSC} 和 C_{RSC} 的推导步骤如附录 C 所示。

表 1　变量和参数的映射关系

Table 1　Relationships of variables and parameters

弹簧阻尼系统	串联 RLC 电路
F	U
l	I
$\omega_m D$	R
k	X/ω_e

表 1 中，F 和 l 分别为并联弹簧阻尼支路的受力与形变量；U 和 I 分别为串联 RLC 电路的电压与电流；ω_m 为弹簧阻尼系统的固有角频率；D 为粘滞阻尼器的阻尼系数；k 为弹簧的劲度系数；ω_e 为串联 RLC 电路的角频率；R 和 X 分别串联电路的电阻和电抗系数，按照弹性能量交互和耗散性质，图 2 中弹性能量结构可初步划分为弹性势能 $E_{p_}$ 和弹性耗散能 $E_{d_}$，并根据弹性能量是否与逆变器控制策略相关可进一步细分为可控弹性能与固有弹性能[26]。

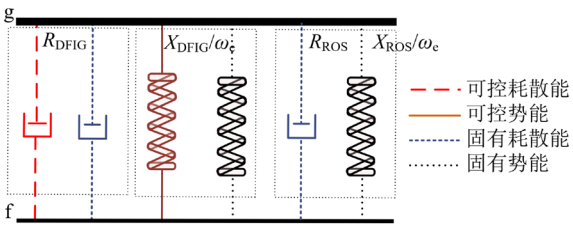


图 2　双馈感应发电机并网系统的弹性能量等效结构

Fig.2　Elastic energy equivalent structure for the power system integrated with DFIG-based grid connected system

基于此，上述等效结构的弹性能量表达式为：

$$\begin{aligned} E_{TOTAL}=E_{dDFIG}+E_{pDFIG}+E_{dROS}+E_{pROS}= \\ \int\frac{R_{DFIG}}{c}\Delta I^2\mathrm{d}\Delta\theta+\left(\frac{1}{2}\frac{X_{DFIG}/c}{\omega_e}I^2\middle|\frac{I}{I_0}\right)+ \\ \int R_{ROS}\Delta I^2\mathrm{d}\Delta\theta+\left(\frac{1}{2}\frac{X_{ROS}}{\omega_e}I^2\middle|\frac{I}{I_0}\right) \end{aligned} \tag{2}$$

式中：E_{TOTAL}、E_{dDFIG}、E_{pDFIG}、E_{dROS} 和 E_{pROS} 分别为总能量、双馈风机的耗散能量和势能、系统剩余部分的耗散能量和势能；ΔI 和 $\Delta\theta$ 分别为电流幅值和相位的差值；I_0 为电流初始值；$X_{DFIG}(s)/\omega_e$ 和 $X_{ROS}(s)/\omega_e$ 分别为双馈风电机组和其外部系统的等效劲度系数；c 为聚合风机台数。式(2)中耗散能 $E_{d_}$ 与系统的阻尼特性息息相关，第 2 章将根据式(2)进一步推导适用于风电系统阻尼分布式评估的弹性阻尼损耗因子，以此揭示弹性耗散能与系统阻尼之间的定量关系。

2　双馈风电系统的等效阻尼损耗因子

2.1　弹性阻尼损耗因子的物理含义

图 3 为纵方向的弹簧阻尼惯量系统，该系统的弹性阻尼损耗因子由弹性振荡系统的动能、耗散能与势能所构成，m 为系统惯量，是从能量交互角度反映系统阻尼特征的量化指标[29]，具体推导步骤如下文所述。

在系统弱阻尼条件下，质量体受外力 F 的激励后，弹簧阻尼惯量系统的动态行为可近似为等幅振

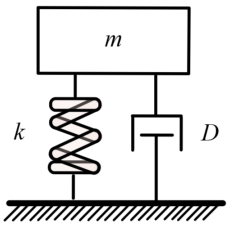


图 3 纵方向的弹簧阻尼惯量系统物理结构

Fig.3 Physical structure of mass-spring-damper system in vertical direction

荡，形变量 l 的响应可近似表示为：

$$l = L\sin(\omega_s t + \varphi) \tag{3}$$

式中：L 为振荡系统的形变量幅值，在较短的时间内可等效为常数；ω_s 为振荡频率；φ 为形变量的初始相位角。系统内交互转化的动能 E_k 和势能 E_p 可表示为：

$$\begin{cases} E_p = \dfrac{1}{2}kl^2 = \dfrac{1}{2}kL^2\sin^2(\omega_s t + \varphi) \\ E_k = \dfrac{1}{2}m\dot{l}^2 = \dfrac{1}{2}mL^2\omega_s^2\cos^2(\omega_s t + \varphi) \end{cases} \tag{4}$$

当形变量响应的振荡频率 ω_s 与系统的自然振荡频率接近时，质量体动能与系统的暂态势能相互转换，在 1 个振荡周期内，系统的最大暂态能量可表示为：

$$E_t = \frac{1}{2\pi}\int_0^{\frac{2\pi}{\omega_s}}(E_p + E_k)\mathrm{d}t = \frac{1}{2}kL^2 \tag{5}$$

线性粘滞阻尼器每个周期的耗散能为：

$$E_d = D\int_0^{\frac{2\pi}{\omega_s}} L^2\omega_s^2\cos^2(\omega_s t + \varphi)\mathrm{d}t = \pi DL^2\omega_s \tag{6}$$

阻尼损耗因子 η 与系统每个周期的耗散能量和最大暂态能量有关，其表达式为：

$$\eta = \frac{E_d}{2\pi E_t} = \frac{D\omega_s}{k} \tag{7}$$

然后，选取形变量 l 作为状态变量，得到该系统状态空间模型的系数矩阵为：

$$\boldsymbol{A} = \begin{bmatrix} 0 & 1 \\ -\dfrac{k}{m} & -\dfrac{D}{m} \end{bmatrix} \tag{8}$$

进一步求解该状态空间模型的主导振荡模态：

$$\lambda_{1,2} = \sigma \pm \mathrm{j}\delta = \frac{-D}{2m} \pm \mathrm{j}\frac{\sqrt{D^2 - 4mk}}{2m} \tag{9}$$

式中：σ 和 δ 分别为特征值的实部和虚部。主导振荡模态的阻尼比为：

$$\xi = -\frac{\sigma}{\sqrt{\sigma^2 + \delta^2}} = -\frac{D\sqrt{k/m}}{2k} = \frac{D\omega_s}{2k} \tag{10}$$

由此可见，在弱阻尼振荡条件下，系统主导振荡模态阻尼比 ξ 与系统总体的阻尼损耗因子 η 间存在 2 倍关系，下面将通过求解基于双馈风机的次同步谐振第一标准模型的阻尼损耗因子与全阶状态模型主导振荡模态的阻尼比来验证该关系。

2.2 基于双馈风机的次同步谐振第一标准模型的等效弹性阻尼损耗因子

根据式(2)，基于双馈风机的次同步谐振第一标准模型在 1 个振荡周期内的等效弹性耗散能为：

$$E_{dTOTAL} = \int \frac{R_{DFIG}}{c}\Delta I^2\mathrm{d}\Delta\theta + \int R_{ROS}\Delta I^2\mathrm{d}\Delta\theta \tag{11}$$

假设弹性系统在平衡点的动能为 0，该模型的最大暂态能量为：

$$E_{pTOTAL} = E_{pDFIG} + E_{pROS} = \left(\frac{1}{2}\frac{X_{DFIG}}{c\omega_e}I^2\left|\frac{I}{I_0}\right.\right) + \left(\frac{1}{2}\frac{X_{ROS}}{\omega_e}I^2\left|\frac{I}{I_0}\right.\right) \tag{12}$$

将式(11)、(12)代入式(7)，得到该模型的阻尼损耗因子(damping loss factor，DLF)为：

$$\eta = \frac{E_{dTOTAL}}{2\pi E_{pTOTAL}} = \frac{\int \frac{R_{DFIG}}{c}\Delta I^2\mathrm{d}\Delta\theta + \int R_{ROS}\Delta I^2\mathrm{d}\Delta\theta}{2\pi\left(\frac{1}{2}\frac{X_{DFIG}}{c\omega_e}I^2\left|\frac{I}{I_0}\right.\right) + \left(\frac{1}{2}\frac{X_{ROS}}{\omega_e}I^2\left|\frac{I}{I_0}\right.\right)} \tag{13}$$

式(13)表示系统阻尼损耗因子的解析表达式，风电机组的动态信息通过量测得到的风机端口振荡分量电流 I 与振荡分量电压相位 $\Delta\theta$ 的信息反映。接着，根据式(13)计算 1 个振荡周期内的等效阻尼损耗因子为：

$$\eta = \frac{\int_0^{2\pi}\left(\frac{R_{DFIG}}{c} + R_{ROS}\right)\Delta I^2\mathrm{d}\Delta\theta}{2\pi\left(\frac{1}{2}\left(\frac{X_{DFIG}}{c\omega_e} + \frac{X_{ROS}}{\omega_e}\right)I^2\left|\frac{I}{I_0}\right.\right)} = \frac{R_{TOTAL}\omega_e}{X_{TOTAL}} \tag{14}$$

式中：R_{TOTAL} 和 X_{TOTAL} 分别为系统整体的电阻和电抗系数；$R_{TOTAL} = R_{DFIG}/c + R_{ROS}$；$X_{TOTAL} = X_{DFIG}/c + X_{ROS}$。式(14)中推导的等效阻尼损耗因子反映了 1 个固定振荡周期下的阻尼特性，与特征值分析得到的主导振荡模态阻尼比能够建立定量联系。此时，阻尼损耗因子是基于平衡点的频域解析式。

为了验证式(14)中等效阻尼损耗因子与特征值分析法求解的主导振荡模态阻尼比之间的定量关系，建立基于双馈风机的次同步谐振第一标准模型的 22 阶动态小信号模型，其中包含 8 阶定转子变流

器控制模型、4 阶感应电机模型、4 阶双馈风机出口模型、2 阶锁相环模型和 4 阶串联补偿输电线路模型。建模过程在附录 D 中给出[30]。通过该模型求得的主导振荡的特征值(主导振荡模态)为 $s_{\mathrm{d}}=\sigma_{\mathrm{d}}+\mathrm{j}\delta_{\mathrm{d}}$，则该主导模态阻尼比为：

$$\xi_{\mathrm{d}}=-\frac{\sigma_{\mathrm{d}}}{\sqrt{\sigma_{\mathrm{d}}^2+\delta_{\mathrm{d}}^2}} \tag{15}$$

式中：σ_{d} 和 δ_{d} 分别为该系统主导振荡模态的实部和虚部。其次，考虑到输电线路线路串联补偿度(series compensation level，SCL) σ_{SCL} 对次同步振荡模态相对敏感[28]($\sigma_{\mathrm{SCL}}=X_{\mathrm{C}}/X_{\mathrm{L}}\times100\%$，其中 X_{C} 和 X_{L} 分别为串补容抗和输电线路感抗的大小)，因此，取串联补偿度由 20%变化至 80%，绘制双馈风电系统(基于双馈风机的次同步谐振第一标准模型)的特征根轨迹如图 4 所示，随着串联补偿水平的增大，系统主导振荡模态逐渐向实轴正方向移动，表征系统的稳定性进一步恶化，振荡加剧。

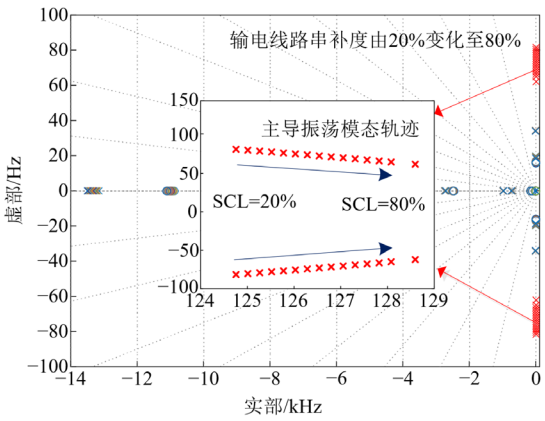


图 4　输电线路串联补偿度由 20%变化至 80%时的主导振荡模态轨迹

Fig.4　Dominant oscillation mode trajectory when the series compensation level of transmission line changes from 20% to 80%

接着，结合式(15)根据主导振荡模态计算阻尼比和振荡频率。最后，联立式(1)、(2)、(14)，求得双馈风电系统的阻尼损耗因子的详细表达式如式(16)所示，并将振荡频率、相同工况与控制参数代入式(16)计算得到系统 1 个振荡周期内的系统等效阻尼损耗因子。

$$\eta=\frac{\left(\dfrac{R_{\mathrm{r}}+R_{\mathrm{RSC}}(s)}{cS_{\mathrm{slip}}}+R_{\mathrm{s}}+R_{\mathrm{L}}\right)\omega_{\mathrm{e}}}{\dfrac{\dfrac{1}{S_{\mathrm{slip}}sC_{\mathrm{RSC}}}+sL_{\mathrm{1r}}+sL_{\mathrm{1s}}}{c}+sL_{\mathrm{T}}+sL_{\mathrm{L}}+\dfrac{1}{sC_{\mathrm{SCL}}}} \tag{16}$$

进一步，绘制阻尼比与等效阻尼损耗因子之间的定量关系如图 5 所示，在输电线路串联补偿度的变化邻域内，阻尼损耗因子与主导振荡模态阻尼比近似呈 2 倍的正相关关系，最大误差为 1.8%。上述误差是由差异化的建模思路所引入的，前述弹性动力学建模方法根据各元件对振荡的敏感程度采用降阶的方式进行适当的简化，因此与全阶小信号模型之间存在误差，但上述误差较小，因此在本文中予以忽略。综上，本节在基于双馈风机的次同步谐振第一标准模型中验证了主导振荡阻尼比与系统等效阻尼损耗因子之间存在 2 倍关系，上述定量关系结合式(14)可进一步揭示系统耗散能量与主导振荡模态阻尼比间的定量关系。进一步论证了阻尼损耗因子在评估系统阻尼中的可行性和准确性。

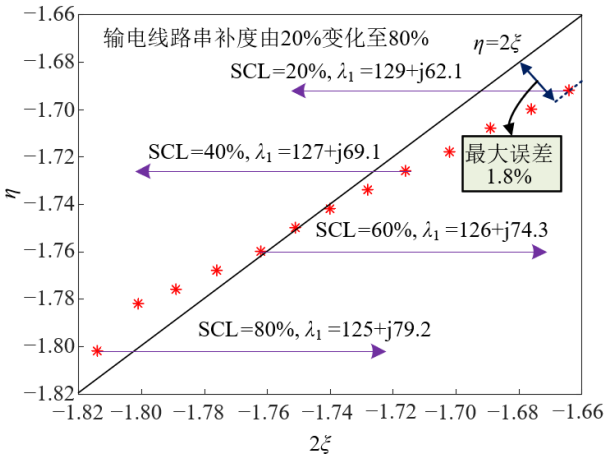


图 5　输电线路串联补偿度由 20%变化至 80%时 DLF 与 2ξ 之间的关系

Fig.5　Relationship between DLF and 2ξ when the series compensation level of transmission line changes from 20% to 80%

值得注意的是，主导振荡阻尼比仅能反映系统在振荡过程中的总体阻尼特征。相反，式(13)所示总体阻尼损耗因子可按照能量的可叠加性对其分子中的耗散能量 E_{dtotal} 进行拆分，进而作为一种表征各振荡参与对象的能量耗散性质的定量指标。接下来将进一步验证阻尼损耗因子在振荡敏感参数评估与风电场阻尼分布式评估中的有效性。

3　运行工况与参数对阻尼的敏感度评估

如图 6 所示，由 2 000 台 2 MW 双馈风电机组聚合的 4 000 MW 等效风电场经 35 kV 箱式变压器升压后，为进一步升压至 220 kV 和 500 kV，最终通过 500 kV 串联补偿输电线路接入到等效无穷大

电网中，该模型的额定容量为 4 000 MVA。等效双馈风电机组的控制和运行参数在附录 E 表 E1 给出。基于该模型，在附录 B 图 B2 所示的控制器硬件在环(controller-hardware-in-loop，CHIL)平台开展实验。该平台由基于 Xilinx VIRTEX-7 FPGA 的实时模拟器 RT-LAB 和基于 XilinxZYNQ-7100 FPGA 的快速控制原型(rapid control prototyping，RCP)组成。在实际控制器中布置了 DFIG 中 RSC 变流器的矢量控制策略，并将模型其余部分建模在 RT-LAB 中。

首先，为了揭示系统运行工况(包括风速 v_w、串联补偿水平 SCL 和在线风机数量 n)对阻尼损耗因子的影响，验证阻尼评估的准确度，基于式(16)绘制阻尼损耗因子、系统工况参数(变化±20%)以及次同步振荡频率 f_{sso} (范围为 2.5~45 Hz)之间的关系，如图 7 所示。结果表明，随着补偿水平 SCL 的增加，或随着风速 v_w 和在线风机数量 n 的减小，系统的阻尼损耗因子在次同步频带可能从正变负，表明可能会发生次同步振荡。

基于理论分析结果，在上述工况下开展 CHIL 实验，在其他参数恒定的基础上，分别增大串联补偿度 SCL(从 25%增大至 35%)、减小在线风机台数 n(从 2 000 台减少至 1 800 台)或减小风速(从 9 m/s 减小至 7 m/s)。风电场输出有功功率输出与对应的对数拟合衰减率如图 8 和表 2 所示，其中 ΔP 为风电场输出有功功率变化量，i_a、i_b 和 i_c 为风电场并网母线处的三相电流，电流基准值为 4.6 kA。

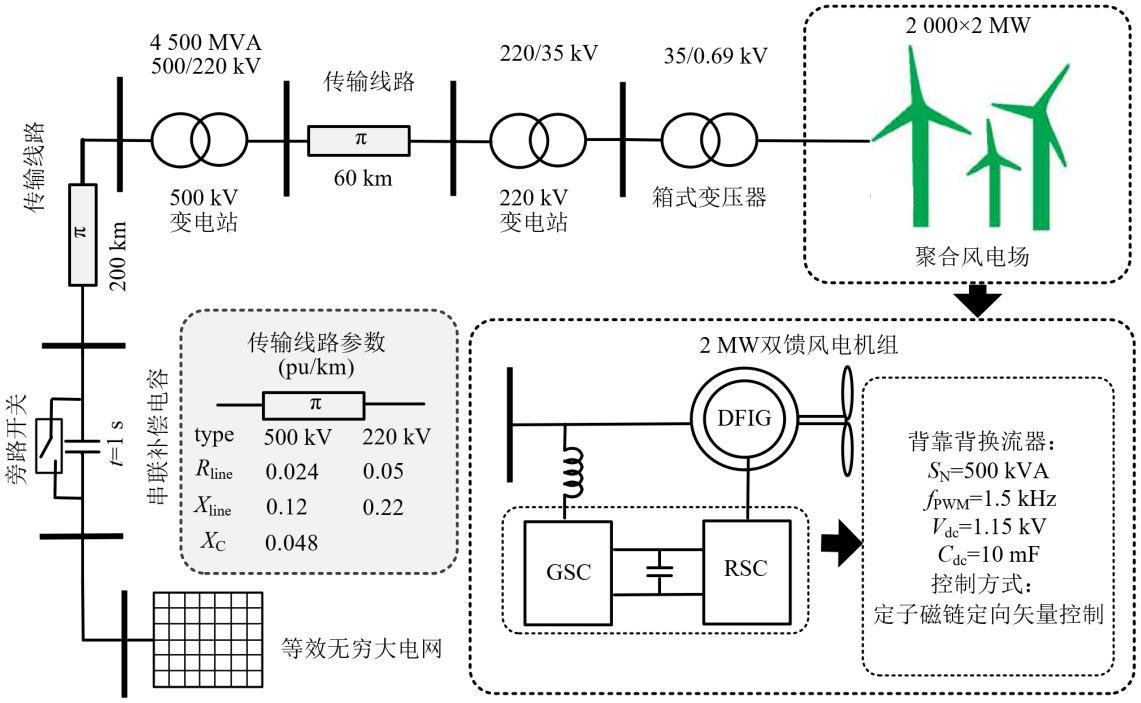


图 6 改进的 IEEE 次同步振荡第一标准模型

Fig.6 Modified IEEE first benchmark model for sub-synchronous resonance

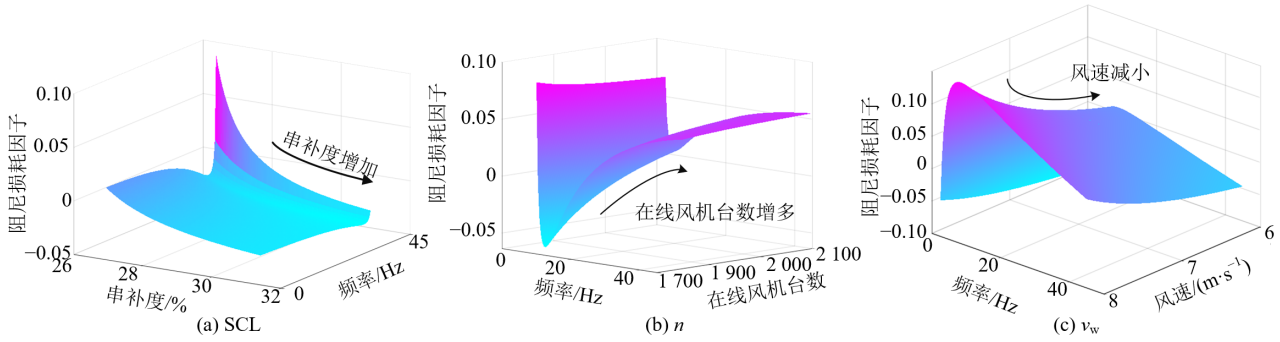


图 7 系统运行工况参数、振荡频率和系统全局阻尼损耗因子的关系

Fig.7 Relationship among parameters of operating conditions of the system, oscillation frequencies and the global DLF of the system

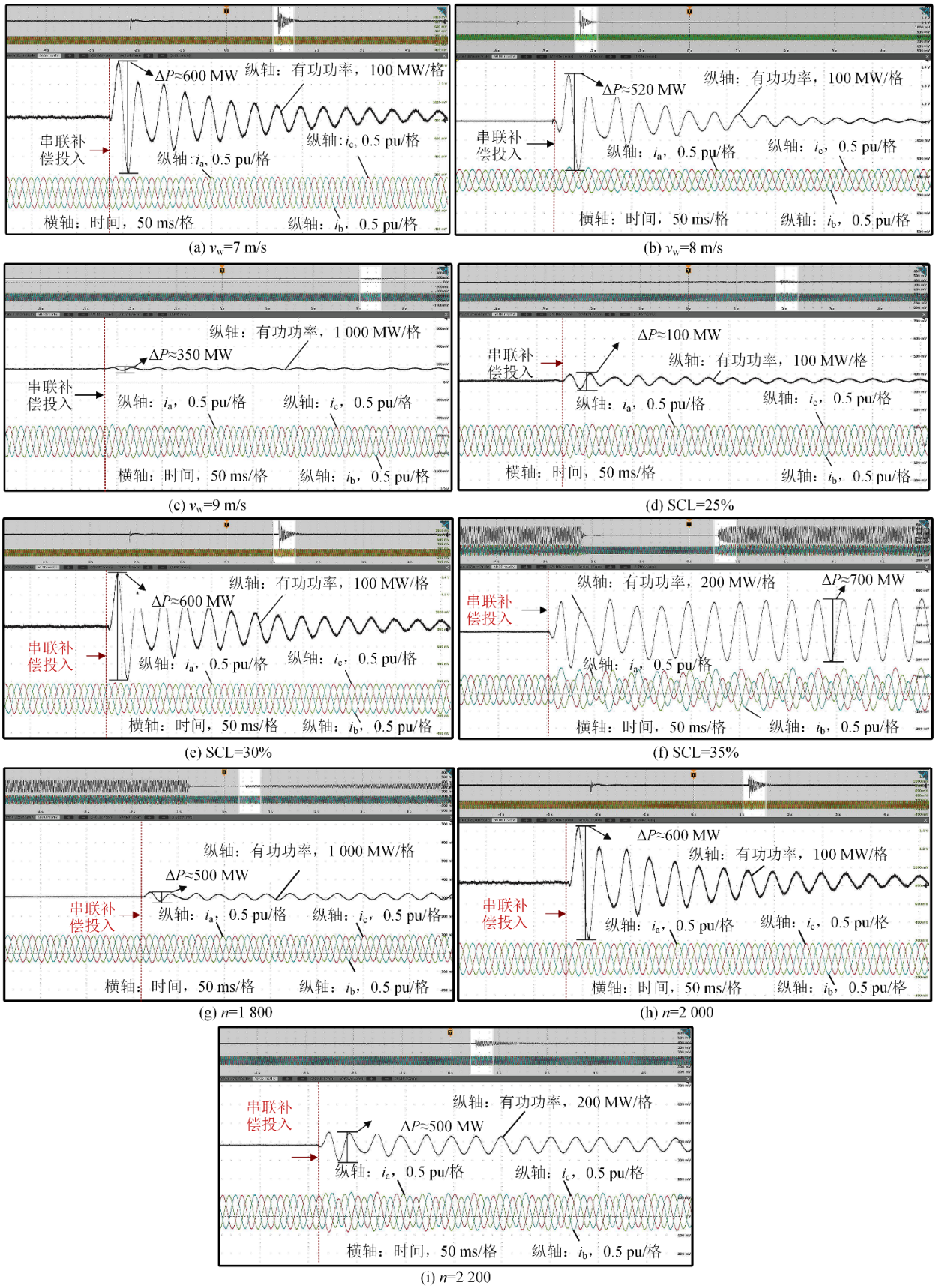


图 8　不同风速、串联补偿度和在线风机台数下风电场的输出有功功率

Fig.8　Output active power of the aggregated wind farms under different wind speeds, series compensated level and number of online wind turbines

表 2 运行工况变化下有功功率曲线的拟合衰减率

Table 2 Fitting attenuation rates of active power curves under different operating conditions

运行工况	对数拟合衰减率
v_w=7 m/s	0.331 1
v_w=8 m/s	0.469 3
v_w=9 m/s	0.507 4
SCL=25%	0.806 6
SCL=30%	0.331 1
SCL=35%	−0.102 9
n=1 800	−0.044 1
n=2 000	0.331 1
n=2 200	0.726 0

前述工况变化导致有功功率振荡曲线幅值增大，拟合衰减率减小，说明系统阻尼减弱导致振荡加剧，这与图 8(a)、(b)、(c)中获得的理论分析结果一致。

其次，基于式(16)，绘制双馈风电机组控制参数、系统振荡频率(变化范围为 5~45 Hz 的次同步振荡频带)和系统全局阻尼损耗因子间的关系，见图 9。

已有研究成果表明，RSC 控制器对系统次同步振荡较为敏感[9]，因此本文选取 RSC 控制器的功率外环控制参数(k_{p1} 和 k_{i1})及电流内环控制参数(k_{p2} 和 k_{i2})开展定量分析。如图 9 所示，系统的阻尼损耗因子对振荡频率较为敏感，且在低、中、高次同步频段展现出系统截然不同的阻尼特性。此外，如图 9(a)所示，在 10~15 Hz 振荡频率范围内，电流内环比例系数 k_{p2} 的阻尼损耗因子波动范围明显大于其余参数的波动范围，说明在该频段内，电流内环比例系数变化对振荡系统的阻尼影响最大，且适当减小 k_{p2} 值可以增大系统的阻尼损耗因子，提高振荡系统的稳定性。为验证上述结论的准确性，基于 CHIL 平台开展实验验证，得到不同 k_{p2} 参数下聚合风电场输出功率曲线与对应的对数拟合衰减率，如

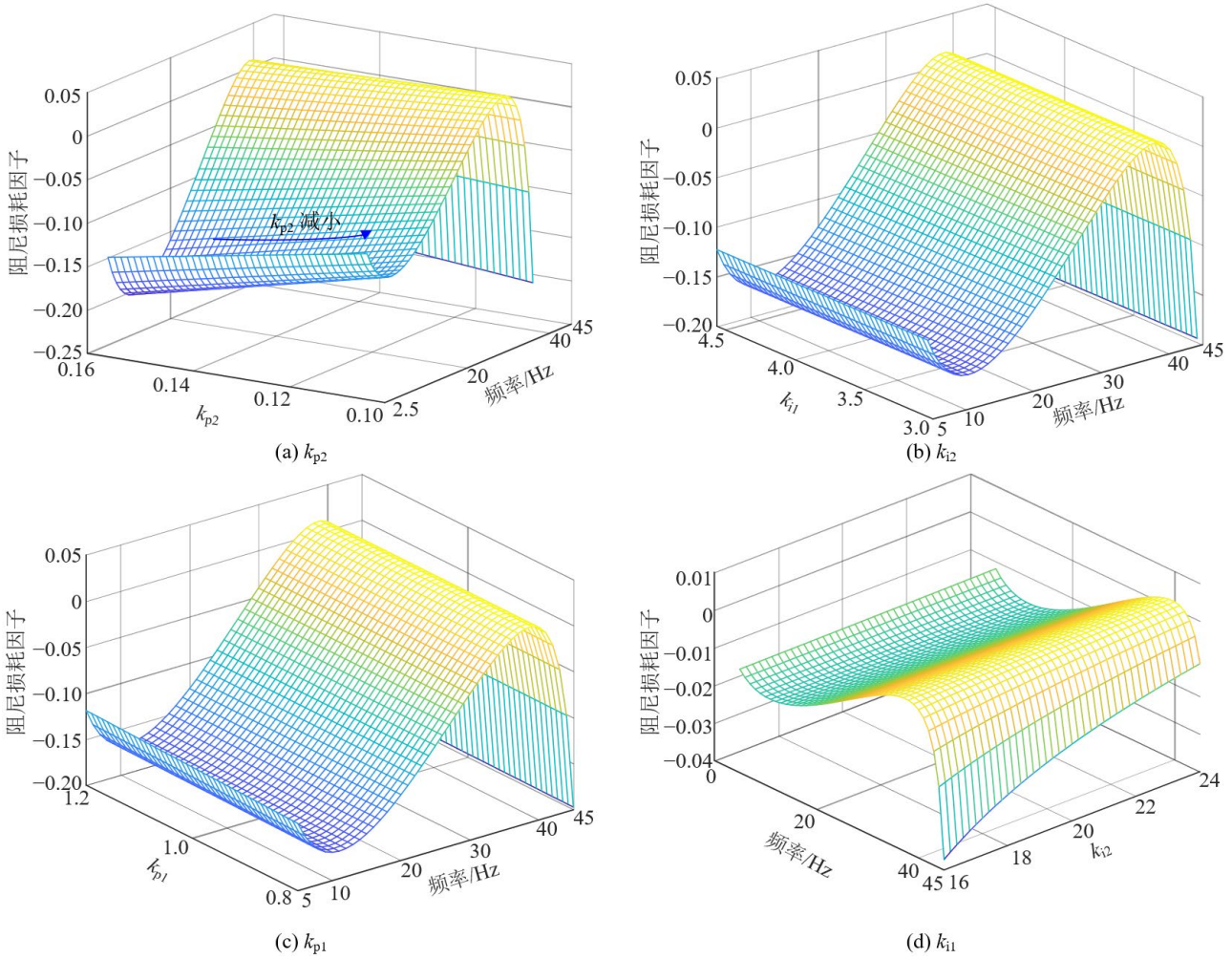
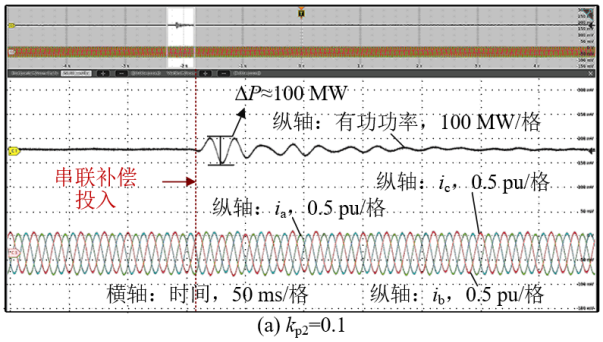


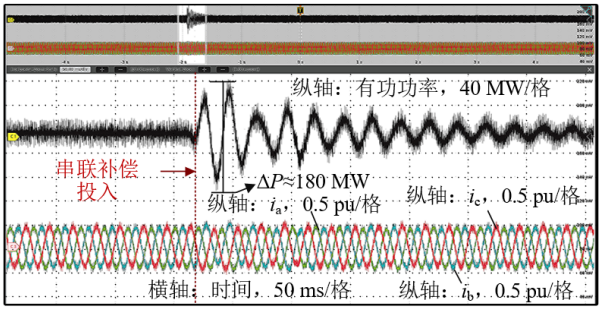
图 9 双馈感应发电机控制参数、振荡频率和系统全局阻尼损耗因子的关系

Fig.9 Relationship between control parameters of DFIG, oscillation frequencies and the global damping loss factors of the system

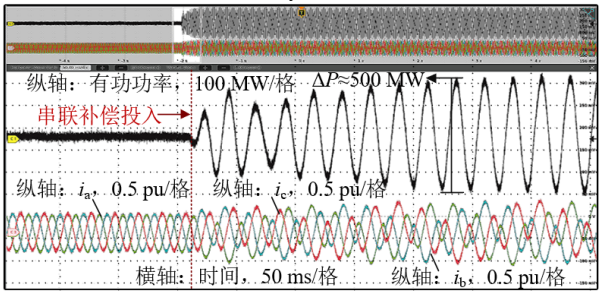
图 10 和表 3 所示。随着 k_{p2} 的减小，系统的振荡幅度逐渐减小，拟合衰减率增大，表征为系统的阻尼增大，实验结果进一步论证了阻尼损耗因子分析的准确性。



(a) k_{p2}=0.1



(b) k_{p2}=0.15



(c) k_{p2}=0.2

图 10　不同 k_{p2} 下风电场的输出有功功率

Fig.10　Output active power of wind farm under different k_{p2}

表 3　双馈感应发电机运行与控制参数变化下有功功率曲线的拟合衰减率

Table 3　Fitting attenuation rates of active power curves under different operating and control parameters of DFIG

运行工况	对数拟合衰减率
k_{p2}=0.1	0.444 3
k_{p2}=0.15	0.331 1
k_{p2}=0.2	0.008 6
R_r=0.01	0.482 5
R_r=0.015	0.331 1
R_r=0.03	0.267 8

另一方面，双馈风电机组的运行参数受绕组温升效应、设备自然误差及人为测量误差等因素影响会发生漂移，实际工况下双馈风机具有不同的运行参数。因此，定量评估运行参数变化对振荡系统阻尼特性的影响，对进一步提出有效的振荡抑制策略具有重要的工程意义。基于此，根据式(16)，绘制双馈风电机组运行参数(变化±20%)、系统振荡频率(变化范围为 5~45 Hz 的次同步振荡频带)和系统全局阻尼损耗因子之间的关系如图 11 所示。图 11 中，R_r 和 X_{lr} 为转子绕组电阻与电抗，X_m 和 X_{ls} 为激磁电抗和定子绕组电抗，上述电阻与电抗的基准值为单台风机 0.238 Ω。在 10~15 Hz 的振荡频率范围内，转子绕组电阻 R_r 的阻尼损耗因子波动范围明显大于其余参数的波动范围，说明在该频段转子绕组电阻 R_r 变化对振荡系统的阻尼影响最大，当 R_r 变小时，可以增大系统的阻尼损耗因子，提高振荡系统的稳定性。为验证上述结论的准确性，基于 CHIL 平台开展实验验证，得到不同 R_r 参数下聚合风电场输出功率曲线与对应的对数拟合衰减率，如图 12 所示和表 3 所示。随着 R_r 的减小，系统的振荡幅度逐渐减小，拟合衰减率增大，表征为系统的阻尼增大，实验结果进一步论证了阻尼损耗因子分析的准确性。

4　沽源风电系统的阻尼分布式评估

沽源风电场的拓扑结构如图 13 所示。将沽源地区的风电机组按照地理分布聚合为 6 个等效的双馈风电场，并通过 40%和 45%的串联补偿线路将电能传输至华北和内蒙古电网[12]。每个风电场由不同数量的双馈风机组成，且同一风电场内各个双馈风机参数相同。输电线路参数如附录 E 表 E2 所示。该模型的额定容量为 4 000 MVA。按照沽源风电场发生次同步控制相互作用时的运行工况，设置各风电场的风速在 6~8 m/s 区间变化，设置各风电场的控制参数 k_{p2} 在 0.1~0.2 区间变化，且各风电场均有 20%的风电机组在线运行。在 t=1 s 时，闭合模型中的旁路开关，以触发振荡。

然后，根据第 1 章变量间的映射关系，首先将 6 个风电场与其外送输电线路按照映射关系构成 6 个弹性能量等效结构。其次，按照电气连接方式对 6 个端口弹性子系统分层布置。第 1 层包含义缘、察北和白龙山 3 个风电场的弹性能量等效结构，第 2 层包含恒泰、九龙泉和莲花滩 3 个风电场的弹性能量等效结构。接下来，将各风电场输出的振荡模态电流有效值的差异表征为纵方向上端口弹性子系

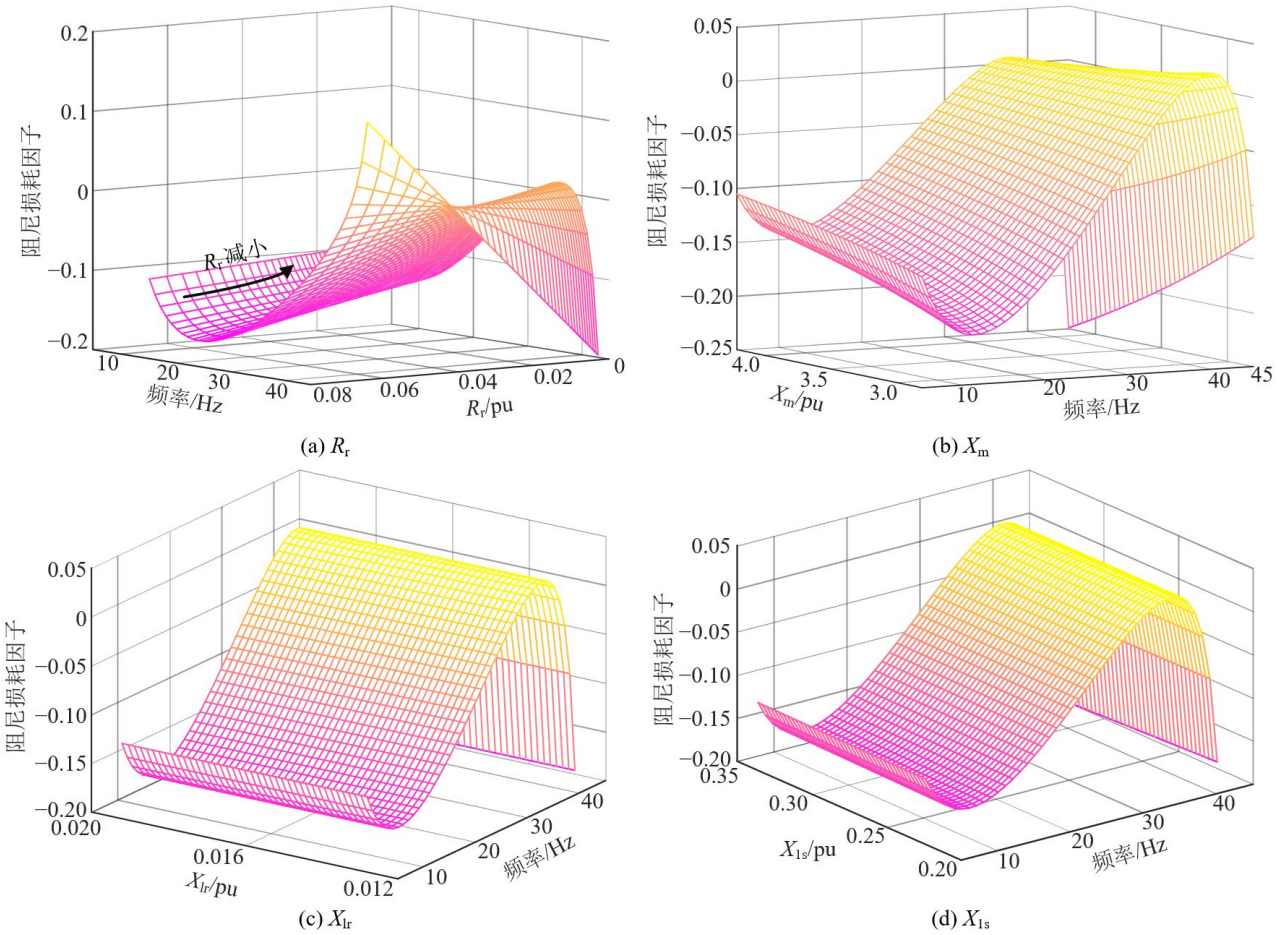


图 11 双馈感应发电机运行参数、振荡频率和系统全局阻尼损耗因子的关系

Fig.11 Relationship between operating parameters of DFIG, oscillation frequencies and the global damping loss factors of the system

统间的位移差。最后，假定各层弹性能量等效结构的合力作用于同一点且无横方向的分力，华北电网和内蒙古电网所等效得到的端口和各弹性子系统端口固定。构造如图 14 所示的沽源风电场等效弹性动力学模型。

基于图 14，在满足能量守恒定律的基础上计算系统的全局阻尼损耗因子η_{total}，其数学表达为：

$$\eta_{\text{total}}=\frac{\sum_{\gamma=1}^{n'}E_{\text{d}\gamma}}{\sum_{\gamma=1}^{n'}E_{\text{p}\gamma}}=\frac{\sum_{\gamma=1}^{n'}\int R_\gamma\Delta I_\gamma^2\text{d}\Delta\theta}{2\pi\sum_{\gamma=1}^{n'}\left(\frac{1}{2}\frac{X_\gamma}{\omega_{\text{sso}}}I_\gamma^2\left|\frac{I_\gamma}{I_{0\gamma}}\right.\right)}\gamma \tag{17}$$

式中：η_{total}定义为系统全部等效粘滞阻尼器在 1 个振荡周期内耗散能量之和与系统最大暂态能量的比；n'为系统中等效弹簧与等效粘滞阻尼器的数量；ω_{sso}为系统的主导振荡频率；R_γ和X_γ分别为第γ个弹性振子的等效阻尼系数与劲度系数；$E_{\text{d}\gamma}$和$E_{\text{p}\gamma}$分别为第γ个弹性振子的耗散能量与势能；I_γ和$I_{0\gamma}$分别为第γ个弹性振子的等效形变量与初始形变量；同时，鉴于弹性能量的可叠加性，可将分子中的耗散能量按照分析需求进行拆分，求得各振荡频率下弹性子系统的阻尼损耗因子，以此实现系统阻尼的分布式评估。本文以 6 个风电场的阻尼评估为例，首先通过快速傅里叶分析得到系统的主导振荡频率为 13 Hz，进一步基于 Prony 算法提取系统中各风电场端口同一振荡周期内该振荡分量电流有效值。最后，根据拆分后的式(17)计算风电场的阻尼损耗因子，如图 15 所示。上述结果定量表征了各风电场对系统的总体阻尼贡献。阻尼损耗因子越大，表征各风电场对系统的阻尼贡献越大。为验证上述定量分析结果的准确性，在 CHIL 平台开展实验，得到图 16 所示各风电场归一化后的输出有功功率曲线。

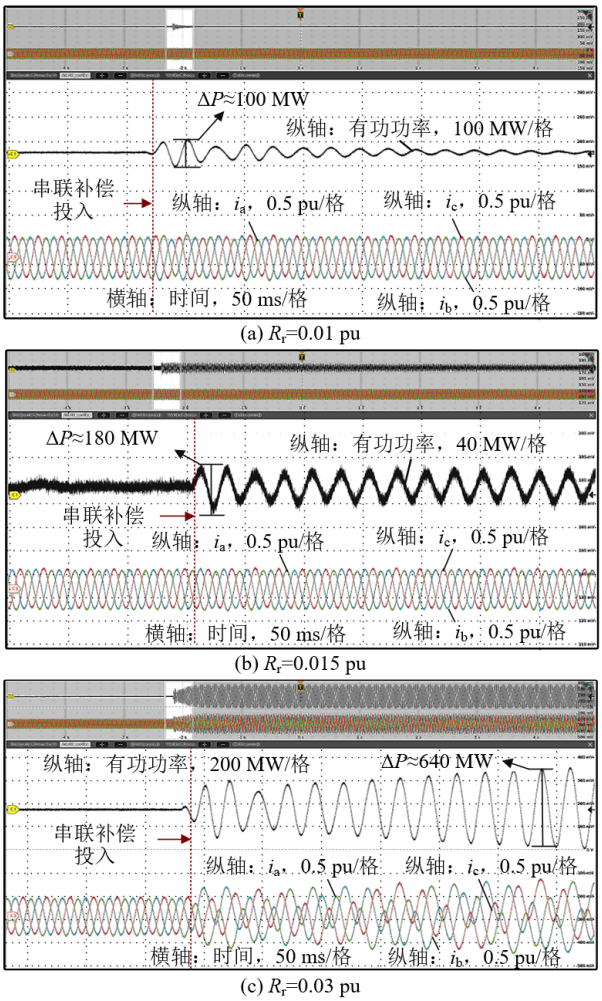


图 12　不同 R_r 下风电场的输出有功功率

Fig.12　Output active power of wind farms under different R_r

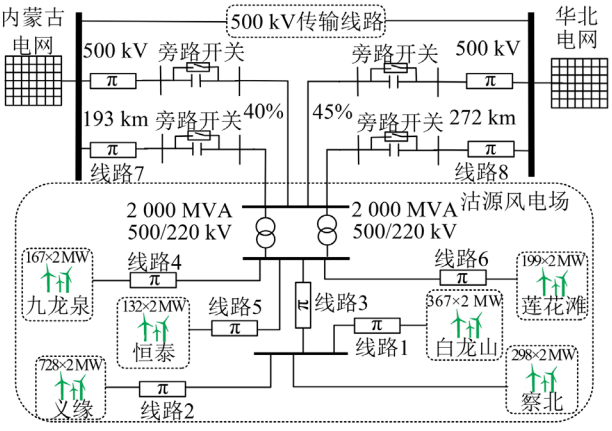


图 13　沽源风电场的等效模型

Fig.13　Equivalent model of Guyuan wind farm

图 17 中各风电场的输出有功功率曲线振荡幅度可以表征各风电场对系统提供阻尼的强弱，实验结果与图 16 中的定量分析结果一致，各风电场阻尼由强到弱排序为察北—九龙泉—白龙山—义缘—恒泰。

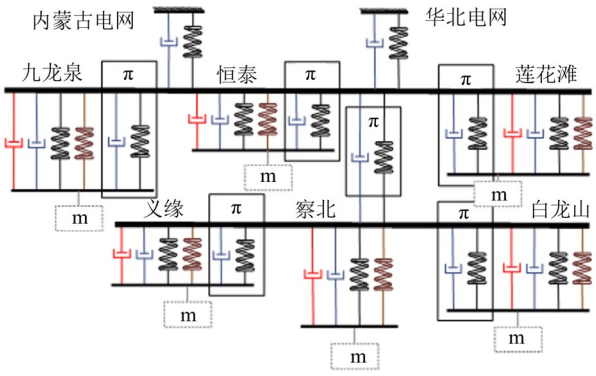


图 14　沽源风电场的等效弹性动力学模型

Fig.14　Equivalent elastic dynamics model of Guyuan wind farm

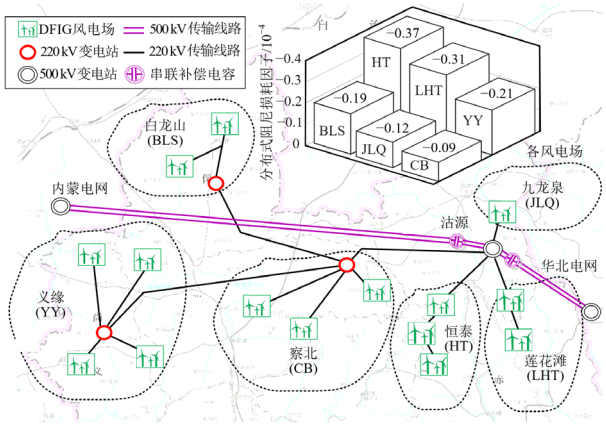


图 15　各风电场的阻尼损耗因子

Fig.15　Damping loss factor of each wind farm

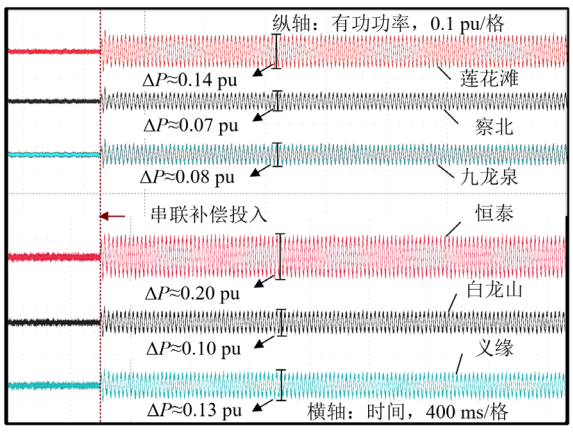


图 16　各风电场归一化后的输出有功功率

Fig.16　Normalized output active power of each wind farm

在确定了弱阻尼风电场为恒泰风电场后，根据第 3 章中的分析结果，双馈风电机组的敏感参数为其转子侧控制器的内环比例系数 k_{p2}，随着 k_{p2} 的减小，次同步振荡将缓解。基于此，将沽源风电场的

阻尼损耗因子列写为关于 k_{p2} 的函数形式：

$$\eta_{\mathrm{Guyuan}}=\frac{\int R_{\mathrm{HT}}(k_{\mathrm{p2}})\Delta I_{\mathrm{HT}}^{2}\mathrm{d}\Delta\theta+\sum_{\gamma=1}^{z-1}\int R_{\gamma}\Delta I_{\gamma}^{2}\mathrm{d}\Delta\theta}{2\pi\left(\left(\frac{1}{2}\frac{X_{\mathrm{HT}}(k_{\mathrm{p2}})}{\omega_{\mathrm{sso}}}\Delta I_{\mathrm{HT}}^{2}\left|\frac{I_{\mathrm{HT}}}{I_{0\mathrm{HT}}}\right.\right)+\sum_{\gamma=1}^{z-1}\left(\frac{1}{2}\frac{X_{\gamma}}{\omega_{\mathrm{sso}}}\Delta I_{\gamma}^{2}\left|\frac{I_{\gamma}}{I_{0\gamma}}\right.\right)\right)} \tag{18}$$

式中：R_{HT}、ΔI_{HT}、I_{HT} 和 $I_{0\mathrm{HT}}$ 分别为恒泰风电场的等效阻尼系数、振子等效形变量、振子形变终点位置和振子形变起点位置；z 为沽源风电系统的风电场数，在双馈风机的控制参数、运行参数和系统运行工况已知的情况下，将 η_{Guyuan}=0 代入式(18)，可以获得恒泰风电场中 k_{p2} 的临界阈值为 0.2。当 k_{p2}<0.2 时，振荡将得到缓解。图 17 中 CHIL 实验结果表明，当实际 k_{p2}=0.15 时，沽源风电系统发生的次同步振荡能够得到有效抑制，验证了理论分析的准确性。

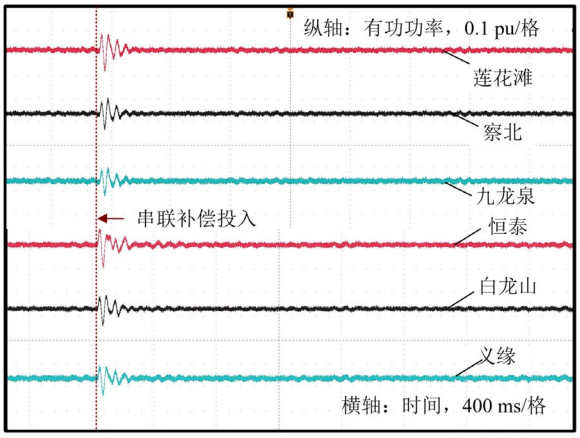


图 17 参数调整后沽源风电系统中各风电场归一化后的输出有功功率

Fig.17 Normalized output active power of each wind farm in the Guyuan wind power system after the adjustment of parameters

值得注意的是，本文主要围绕风电系统的阻尼分布式评估开展工作，尚未对等效弹性系统在电磁振荡过程中惯量的动能特性与解析表达形式展开深入研究，这亦为弹性动力学建模分析方法与传统阻抗建模法之间的重要区别，也是进一步研究重点，即通过对电磁振荡系统等效惯量开展建模与量化工作，从而进一步揭示惯量在电磁振荡过程中的物理机理与表现形式。实际上，系统惯量 m 与系统本身的固有振荡属性息息相关，弹性系统的振荡角频率表达式为 $\omega_{\mathrm{s}}=\sqrt{k/m}$，该振荡角频率即为系统的主导振荡频率，已通过量测的方式代入到阻尼损耗因子的计算中，因此，本文所提出的基于阻尼损耗因子的评估方法本质上并未忽略惯量对系统电磁振荡的影响。此外，在附录 F 中，分别用阻抗法、特征值法和弹性能量法计算系统的阻尼比，以验证所提方法的精度。同时从计算复杂度和可行性的角度对 3 种方法进行归纳总结，证明所提方法是现有方法的有益补充。

5 结论

1）本文在弹性能量等效结构的基础上，发展出适配双馈风电系统阻尼分布式评估的阻尼损耗因子指标，并推导其复频域下的解析表达式。该指标一方面可以量化风电机组关键参数对系统全局阻尼的贡献程度，另一方面可以明晰风电场局部阻尼与全局阻尼间的定量关系，辨识风电场内的阻尼薄弱点。从而直观、解析、定量地揭示双馈风电系统次同步控制相互作用下的阻尼特性。

2）本文探讨的次同步振荡为小信号失稳诱发的负阻尼振荡，所提方法对于触发系统非线性环节(如触发变流器限幅或饱和)的次同步等幅振荡的适用性需要在未来的研究中继续论证。此外，后续研究将基于本文所构建的单维弹性能量等效结构，发展平面二维等效弹性能量系统与三维等效弹性能量空间，分别分析振荡能量的多机交互与跨频传播机理。

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

参考文献 References

[1] 迟永宁，江炳蔚，胡家兵，等. 构网型变流器：物理本质与特征[J]. 高电压技术，2024，50(2)：590-604.
CHI Yongning, JIANG Bingwei, HU Jiabing, et al. Grid-forming converters: physical mechanism and characteristics[J]. High Voltage Engineering, 2024, 50(2): 590-604.

[2] 熊馨瑶，付红军，熊浩清，等. 基于频域阻抗的新能源并网振荡风险评估方法[J]. 高电压技术，2024，50(8)：3745-3756.
XIONG Xinyao, FU Hongjun, XIONG Haoqing, et al. Risk assessment method for the oscillation of renewable energy grid-connected system based on frequency domain impedance[J]. High Voltage Engineering, 2024, 50(8): 3745-3756.

[3] 王兴国，程琪，于溯. 利用电压变化特征的识别电力系统振荡的方法[J]. 高电压技术，2024，50(10)：4655-4661.
WANG Xingguo, CHEN Qi, YU Su. Method for identifying power system swing by using voltage variation characteristics[J]. High Voltage Engineering, 2024, 50(10): 4655-4661.

[4] 李明，常永康，毛永涛，等. 高渗透率新能源发电并网变流器跟网/构网型稳定控制技术综述与展望[J]. 高电压技术，2024，50(11)：4773-4788.

LI Ming, CHANG Yongkang, MAO Yongtao, et al. Review and prospect of stability control techniques for grid-following/grid-forming converters in high-penetration renewable energy generation[J]. High Voltage Engineering, 2024, 50(11): 4773-4788.

[5] 许津铭，凌子涵，程成，等. 并网逆变器非线性特性建模及稳定性研究综述[J]. 高电压技术，2024，50(1)：370-385.
XU Jinming, LING Zihan, CHENG Cheng, et al. Overview on nonlinear modeling and stability analysis of grid-tied inverters[J]. High Voltage Engineering, 2024, 50(1): 370-385.

[6] ADAMS J, PAPPU V A, DIXIT A. Ercot experience screening for sub-synchronous control interaction in the vicinity of series capacitor banks[C]//Proceedings of 2012 IEEE Power and Energy Society General Meeting. San Diego, USA: IEEE, 2012: 1-5.

[7] 谢小荣，刘华坤，贺静波，等. 直驱风机风电场与交流电网相互作用引发次同步振荡的机理与特性分析[J]. 中国电机工程学报，2016，36(9)：2366-2372.
XIE Xiaorong, LIU Huakun, HE Jingbo, et al. Mechanism and characteristics of subsynchronous oscillation caused by the interaction between full-converter wind turbines and AC systems[J]. Proceedings of the CSEE, 2016, 36(9): 2366-2372.

[8] WANG L, XIE X R, JIANG Q R, et al. Investigation of SSR in practical DFIG-based wind farms connected to a series-compensated power system[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2015, 30(5): 2772-2779.

[9] 王远卓，徐海亮，葛平娟，等. 弱电网下无刷双馈风机稳定域评估及电流前馈控制策略[J]. 电网技术，2025，49(6)：2476-2490.
WANG Yuanzhuo, XU Hailiang, GE Pingjuan, et al. Stability domain evaluation and current feed-forward control strategy of BDFIG-based wind turbines during weak grid condition[J]. Power System Technology, 2025, 49(6): 2476-2490.

[10] 潘学萍，郭金鹏，孙晓荣，等. 双馈风电场频率响应特性的频域等值建模方法[J]. 电网技术，2025，49(6)：2465-2475.
PAN Xueping, GUO Jinpeng, SUN Xiaorong, et al. Frequency domain equivalent modelling of frequency response characteristics for DFIG-based wind farms[J]. Power System Technology, 2025, 49(6): 2465-2475.

[11] 高本锋，张笑宁，梁纪峰，等. 虚拟同步机型直驱风机接入LCC-HVDC系统次同步振荡特性及机理研究[J]. 电网技术，2025，49(8)：3416-3429.
GAO Benfeng, ZHANG Xiaoning, LIANG Jifeng, et al. Study on characteristics and mechanism of sub-synchronous oscillation LCC-HVDC with VSG type direct-drive wind farm at sending end[J]. Power System Technology, 2025, 49(8): 3416-3429.

[12] SHAIR J, XIE X R, YAN G G. Mitigating subsynchronous control interaction in wind power systems: existing techniques and open challenges[J]. Renewable and Sustainable Energy Reviews, 2019, 108: 330-346.

[13] 王杨，陈姣娇，王翰文，等. 基于谐波状态空间的海上风电系统合空变谐振过电压分析[J]. 电网技术，2025，49(6)：2283-2292.
WANG Yang, CHEN Jiaojiao, WANG Hanwen, et al. Analysis of resonant overvoltage caused by no-load transformer switching in offshore wind power systems based on harmonic state space[J]. Power System Technology, 2025, 49(6): 2283-2292.

[14] 孙正龙，李明达，郝舒宇，等. 基于能量耗散的电压源型双馈风电机组轴系扭振阻尼特性分析[J]. 电网技术，2024，48(12)：4855-4864.
SUN Zhenglong, LI Mingda, HAO Shuyu, et al. Analysis of torsional vibration damping characteristics of voltage source doubly fed wind turbine shaft system based on energy dissipation[J]. Power System Technology, 2024, 48(12): 4855-4864.

[15] 熊浩清，何鹏飞，孙冉，等. 双馈风电场无串补并网振荡场景及关键影响因素研究[J]. 高电压技术，2024，50(2)：660-672.
XIONG Haoqing, HE Pengfei, SUN Ran, et al. Oscillation scenarios of grid integrated wind farm with DFIGs without series compensation and effects of key factors[J]. High Voltage Engineering, 2024, 50(2): 660-672.

[16] 吴天昊，谢小荣，姜齐荣. 风电系统次同步等幅振荡的机理与特性分析[J]. 中国电机工程学报，2023，43(7)：2689-2698.
WU Tianhao, XIE Xiaorong, JIANG Qirong. On subsynchronous sustained oscillation issues of wind power systems[J]. Proceedings of the CSEE, 2023, 43(7): 2689-2698.

[17] FAN L L, MIAO Z X. Nyquist-stability-criterion-based SSR explanation for type-3 wind generators[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2012, 27(3): 807-809.

[18] MIAO Z X. Impedance-model-based SSR analysis for type 3 wind generator and series-compensated network[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2012, 27(4): 984-991.

[19] WU T H, JIANG Q R, SHAIR J, et al. Inclusion of current limiter nonlinearity in the characteristic analysis of sustained subsynchronous oscillations in grid-connected PMSGs[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2021, 36(3): 2416-2426.

[20] LIU H K, XIE X R, ZHANG C Y, 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.

[21] 唐冰婕，迟永宁，田新首，等. 基于阻抗模型闭环极点的双馈风电系统次同步振荡稳定性分析[J]. 电网技术，2020，44(3)：871-879.
TANG Bingjie, CHI Yongning, TIAN Xinshou, et al. Stability analysis of subsynchronous oscillation in DFIG-based wind power system based on closed-loop poles of impedance model[J]. Power System Technology, 2020, 44(3): 871-879.

[22] 王永杰，薛静玮，魏鑫，等. 限幅参与的双馈风电接入的系统次同步振荡近似阻抗分析[J]. 电网技术，2022，46(5)：1917-1925.
WANG Yongjie, XUE Jingwei, WEI Xin, et al. Approximate impedance analysis of subsynchronous oscillation engaged limiters in power system connected with DFIG-based wind power[J]. Power System Technology, 2022, 46(5): 1917-1925.

[23] 占颖，吴琛，谢小荣，等. 风电并网系统次同步振荡的频域模式分析[J]. 电力系统自动化，2020，44(18)：90-97.
ZHAN Ying, WU Chen, XIE Xiaorong. Frequency domain modal analysis of subsynchronous oscillation in grid-connected wind power system[J]. Automation of Electric Power Systems, 2020, 44(18): 90-97.

[24] ZHAN Y, XIE X R, WANG Y. 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.

[25] MA J, SHEN Y Q. Stability assessment of DFIG subsynchronous oscillation based on energy dissipation intensity analysis[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2020, 35(8): 8074-8087.

[26] LIU C X, HAN J B. Evaluation of the sub-synchronous control interaction based on the elastic energy equivalent system[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2023, 38(4): 3897-3910.

[27] 朱林，钟丹婷，王贝，等. 含转子侧控制器的双馈风机建模与次同步振荡机理分析[J]. 电力系统自动化，2021，45(13)：40-48.
ZHU Lin, ZHONG Danting, WANG Bei, et al. Modeling of doubly-fed wind turbine with rotor-side converter control and mechanism analysis of subsynchronous oscillation[J]. Automation of Electric Power Systems, 2021, 45(13): 40-48.

[28] IEEE Committee. First benchmark model for computer simulation of subsynchronous resonance[J]. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, 1977, 96(5): 1565-1572.

[29] SUN Z L, CAI G W, YANG D Y, et al. A method for the evaluation of generator damping during low-frequency oscillations[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2019, 34(1): 109-119.

[30] 王彦美. 双馈式风力发电系统次同步振荡问题的研究[D]. 哈尔滨：哈尔滨理工大学，2018.
WANG Yanmei. Research on subsynchronous oscillation of doubly-fed wind power generation system[D]. Harbin, China: Harbin University of Science and Technology, 2018.



韩江北
1996—，男，博士(后)
主要从事新型电力系统宽频振荡分析与抑制、全电力电子电力系统稳定运行与控制、100%新能源供电系统运行可靠性研究
E-mail: hanjiangbei@whu.edu.cn

HAN Jiangbei
Post-doctrate



刘承锡(通信作者)
1985—，男，博士，教授，博导
主要从事电力系统的稳定与控制、高比例新能源电力系统的不确定性和随机性问题等研究
E-mail: liuchengxi@whu.edu.cn

LIU Chengxi
Ph.D., Professor
Corresponding author

收稿日期 2025-06-08 在线出版日期 2025-10-17 编辑 程子丰

附录 A

1）忽略 L_m 的误差定量分析

在所研究的目标系统中(如图 1 所示)，激磁电感 L_m 的取值为 3.5，此时，对于双馈风机转子侧 R_r 和 L_{1r} 的取值分别为 0.042，0.016，根据解析表达式与表 C1 中参数取值计算得到的 R_{RSC} 及 C_{RSC} 对应的等效电阻与等效容抗分别为−0.27 和−0.026，运行工况取图 6 中 k_{p2} 为 0.135 时的工况，计算得到的转子侧支路的等效阻抗 Z_1 模值为：21.37，激磁电抗支路阻抗 Z_2 的模值为 968。由此可得，激磁电抗支路的模值$|Z_2|$ 远大于转子侧支路的模值$|Z_1|$，因此，本文在此处忽略激磁电抗进行简化分析。

2）机械-电气变量映射缺乏物理机制解释

如图 A1 所示，Laplace 算子 $s=j\omega_m$ 形式的并联弹簧阻尼系统的表达式如下：

$$F = kl + j\omega_m Dl \tag{A1}$$

式中：ω_m 为弹簧阻尼系统的固有角频率，F 为受力，l 为并联弹簧阻尼系统的形变量，D 为阻尼器的粘滞阻尼系数，k 为劲度系数，类似地，串联 RLC 电路中的电压 U 的可表示为：

$$U = RI + jXI \tag{A2}$$

式中 X 是串联 RLC 电路的电抗，亦可以表示为 $\omega_e L$ 或 $1/\omega_e C$，I 为电流。将(A1)和(A2)类比可知，电抗 X 在串联电路中作为储能元件，与弹簧的弹性势能物理概念相似。同时，电阻 R 和粘滞阻尼器 D 均为耗散能量的物理元件。因此，根据相同的耗散能属性，将弹性坐标系下虚轴方向作用力 $F_y=\omega_m Dl$ 的相位与电气坐标系下实轴方向电压 $U_x=RI$ 的相位锁定。基于此，得到弹簧-阻尼系统和串联 RLC 电路之间的变量映射关系如下：

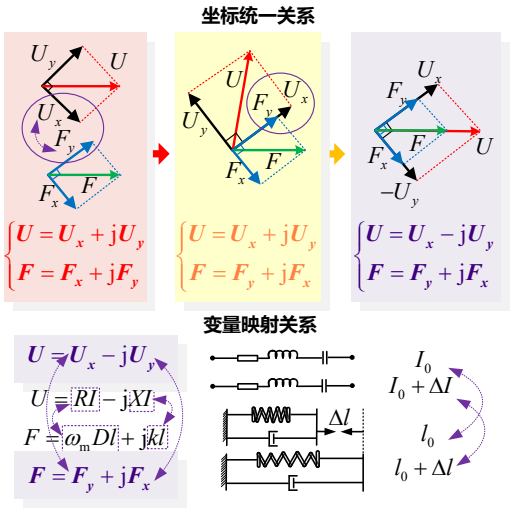


图 A1　弹簧阻尼系统与串联 RLC 电路间的类比关系

Fig.A1　Analogy between RLC circuit and spring-damper branch

如图 A1 所示，串联 RLC 电路的 x-y 复频域下坐标系与弹簧-阻尼系统的 y-x 复频域坐标系相统一，而电压 U 和电流 I 的矢量在频域下分别与弹簧阻尼系统的受力 F 和形变量 l 的矢量相对应。上述映射关系的构建从物理概念的相似性出发，最终给出了统一坐标系下的变量映射关系，并选取串联 RLC 电路的电流与弹簧阻尼系统形变量相类比，便于后续根据量测电流值求解风电系统的等效弹性能量函数。

附录 B

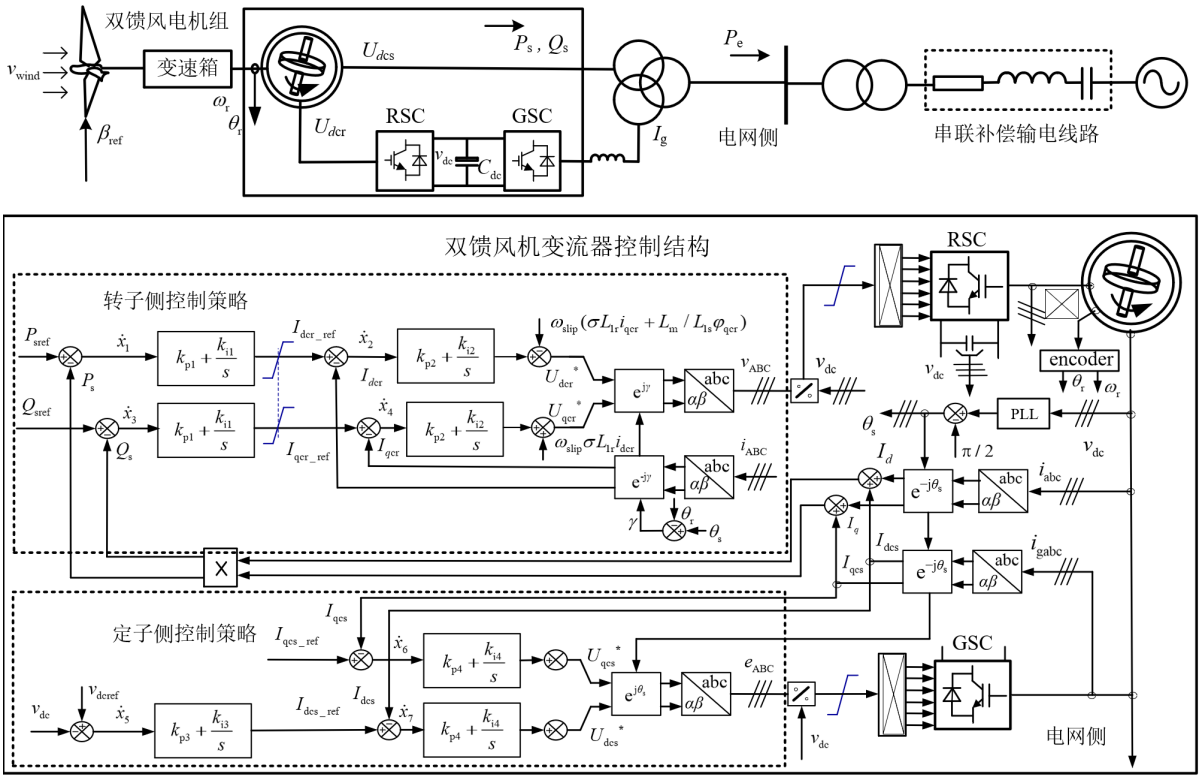


图 B1　改进的 IEEE 次同步振荡第一标准模型与双馈风机的控制结构

Fig.B1　Modified IEEE first benchmark model on SSR and the control structure of DFIG

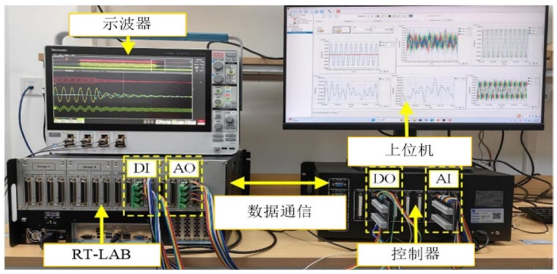


图 B2　控制器在环实验平台

Fig.B2　Controller-hardware-in-loop platform

附录 C

双馈风机转子侧换流器等效电阻 R_{RSC} 和等效电容 C_{RSC} 的推导步骤如下[26,28]：

时域下感应发电机的电压与磁链方程为：

$$\begin{cases} U_{\mathrm{dcs}}(t)=R_{\mathrm{s}}I_{\mathrm{dcs}}(t)+\dfrac{\mathrm{d}\varphi_{\mathrm{dcs}}(t)}{\mathrm{d}t}-\omega_{\mathrm{n}}\varphi_{\mathrm{qcs}}(t) \\ U_{\mathrm{qcs}}(t)=R_{\mathrm{s}}I_{\mathrm{qcs}}(t)+\dfrac{\mathrm{d}\varphi_{\mathrm{qcs}}(t)}{\mathrm{d}t}+\omega_{\mathrm{n}}\varphi_{\mathrm{dcs}}(t) \\ U_{\mathrm{dcr}}(t)=R_{\mathrm{r}}I_{\mathrm{dcr}}(t)+\dfrac{\mathrm{d}\varphi_{\mathrm{dcr}}(t)}{\mathrm{d}t}-S_{\mathrm{slip}}\omega_{\mathrm{n}}\varphi_{\mathrm{qcr}}(t) \\ U_{\mathrm{qcr}}(t)=R_{\mathrm{r}}I_{\mathrm{qcr}}(t)+\dfrac{\mathrm{d}\varphi_{\mathrm{qcr}}(t)}{\mathrm{d}t}+S_{\mathrm{slip}}\omega_{\mathrm{n}}\varphi_{\mathrm{dcr}}(t) \end{cases} \tag{C1}$$

$$\begin{cases} \varphi_{\mathrm{dcs}}(t)=(L_{\mathrm{ls}}+L_{\mathrm{m}})I_{\mathrm{dcs}}(t)+L_{\mathrm{m}}I_{\mathrm{dcr}}(t) \\ \varphi_{\mathrm{qcs}}(t)=(L_{\mathrm{ls}}+L_{\mathrm{m}})I_{\mathrm{qcs}}(t)+L_{\mathrm{m}}I_{\mathrm{qcr}}(t) \\ \varphi_{\mathrm{dcr}}(t)=(L_{\mathrm{lr}}+L_{\mathrm{m}})I_{\mathrm{dcr}}(t)+L_{\mathrm{m}}I_{\mathrm{dcs}}(t) \\ \varphi_{\mathrm{qcs}}(t)=(L_{\mathrm{lr}}+L_{\mathrm{m}})I_{\mathrm{qcr}}(t)+L_{\mathrm{m}}I_{\mathrm{qcs}}(t) \end{cases} \tag{C2}$$

式中：U_{dcs}、U_{qcs}、I_{dcs}、I_{qcs}、φ_{dcs} 和 φ_{qcs} 分别是定子侧 d 轴与 q 轴的电压电流和磁链；U_{dcr}、U_{qcr}、I_{dcr}、I_{qcr}、φ_{dcr} 和 φ_{qcr} 分别是转子侧 d 轴与 q 轴的电压电流和磁链；S_{slip} 是转差率；ω_{n} 是额定转速；L_{m} 是互感。

RSC 控制器的数学模型为：

$$\begin{cases} U^{*}_{\mathrm{dcr}}(s)=\left((k_{\mathrm{p1}}+\dfrac{k_{\mathrm{i1}}}{s})(P_{\mathrm{sref}}-P_{\mathrm{s}})-I^{*}_{\mathrm{dcr}}(s)\right)(k_{\mathrm{p2}}+\dfrac{k_{\mathrm{i2}}}{s}) \\ U^{*}_{\mathrm{qcr}}(s)=\left((k_{\mathrm{p1}}+\dfrac{k_{\mathrm{i1}}}{s})(Q_{\mathrm{sref}}-Q_{\mathrm{s}})-I^{*}_{\mathrm{qcr}}(s)\right)(k_{\mathrm{p2}}+\dfrac{k_{\mathrm{i2}}}{s}) \end{cases} \tag{C3}$$

通常，转子侧变流器控制通过锁相环追踪感应电机的相位，锁相环的传递函数为：

$$\theta_{\mathrm{PLL}}(s)=\frac{(sk_{\mathrm{pPLL}}+k_{\mathrm{iPLL}})}{s^{2}+E_{\mathrm{s}}(sk_{\mathrm{pPLL}}+k_{\mathrm{iPLL}})}U_{\mathrm{qcs}}(s) \tag{C4}$$

式中：k_{pPLL} 和 k_{iPLL} 分别是锁相环的比例系数与积分系数；θ_{PLL} 是锁相环的相位追踪误差。感应电机与控制器的相位关系可表示为：

$$\begin{cases}\Theta_{\mathrm{d}}(s)=\cos\left(\theta_{\mathrm{PLL}}(s)\right)\Theta_{\mathrm{d}}^{*}(s)+\sin\left(\theta_{\mathrm{PLL}}(s)\right)\Theta_{\mathrm{q}}^{*}(s)\\ \Theta_{\mathrm{q}}(s)=-\sin\left(\theta_{\mathrm{PLL}}(s)\right)\Theta_{\mathrm{d}}^{*}(s)+\cos\left(\theta_{\mathrm{PLL}}(s)\right)\Theta_{\mathrm{q}}^{*}(s)\end{cases}\tag{C5}$$

$$\begin{cases}P_{\mathrm{s}}(s)=-\dfrac{E_{\mathrm{s}}L_{\mathrm{m}}}{L_{\mathrm{ls}}}{I_{\mathrm{dcr}}}^{*}(s)\\ Q_{\mathrm{s}}(s)=-\dfrac{{E_{\mathrm{s}}}^{2}}{\omega_{\mathrm{n}}L_{\mathrm{ls}}}-\dfrac{E_{\mathrm{s}}L_{\mathrm{m}}}{L_{\mathrm{ls}}}{I_{\mathrm{qcr}}}^{*}(s)\end{cases}\tag{C6}$$

通过式(C5)，感应电机的变量 $\Theta(s)$(包括电压电流和磁链)，可以转换为换流器控制的变量 $\Theta^{*}(s)$。本文中双馈风机采用定子磁链定向控制，感应电机定子侧输出功率可以表示为：接着，将式(C1)和(C2)转化到频域，联立方程(C1)至(C6)得：

$$\begin{cases}\cos\left(\theta_{\mathrm{PLL}}(s)\right)\left(\left(k_{\mathrm{p1}}+\dfrac{k_{\mathrm{i1}}}{s}\right)\left(k_{\mathrm{p2}}+\dfrac{k_{\mathrm{i2}}}{s}\right)P_{\mathrm{sref}}\right)+\\ \sin\left(\theta_{\mathrm{PLL}}(s)\right)\left(\left(k_{\mathrm{p1}}+\dfrac{k_{\mathrm{i1}}}{s}\right)\left(k_{\mathrm{p2}}+\dfrac{k_{\mathrm{i2}}}{s}\right)P_{\mathrm{sref}}\right)\left(Q_{\mathrm{sref}}+\dfrac{{E_{\mathrm{s}}}^{2}}{\omega_{\mathrm{n}}L_{\mathrm{ls}}}\right)=\\ \left(\left(k_{\mathrm{p2}}+\dfrac{k_{\mathrm{i2}}}{s}\right)\left(1+\left(k_{\mathrm{p1}}+\dfrac{k_{\mathrm{i1}}}{s}\right)\dfrac{E_{\mathrm{s}}L_{\mathrm{m}}}{L_{\mathrm{ls}}}\right)\right){I^{*}}_{\mathrm{dcr}}(s)+\\ R_{\mathrm{1r}}{I^{*}}_{\mathrm{dcr}}(s)+s{\varphi^{*}}_{\mathrm{dcr}}(s)-S_{\mathrm{slip}}\omega_{\mathrm{n}}{\varphi^{*}}_{\mathrm{qcr}}(s)\\ -\sin\left(\theta_{\mathrm{PLL}}(s)\right)\left(\left(k_{\mathrm{p1}}+\dfrac{k_{\mathrm{i1}}}{s}\right)\left(k_{\mathrm{p2}}+\dfrac{k_{\mathrm{i2}}}{s}\right)P_{\mathrm{sref}}\right)+\\ \cos\left(\theta_{\mathrm{PLL}}(s)\right)\left(\left(k_{\mathrm{p1}}+\dfrac{k_{\mathrm{i1}}}{s}\right)\left(k_{\mathrm{p2}}+\dfrac{k_{\mathrm{i2}}}{s}\right)P_{\mathrm{sref}}\right)\left(Q_{\mathrm{sref}}+\dfrac{{E_{\mathrm{s}}}^{2}}{\omega_{\mathrm{n}}L_{\mathrm{ls}}}\right)=\\ \left(\left(k_{\mathrm{p2}}+\dfrac{k_{\mathrm{i2}}}{s}\right)\left(1+\left(k_{\mathrm{p1}}+\dfrac{k_{\mathrm{i1}}}{s}\right)\dfrac{E_{\mathrm{s}}L_{\mathrm{m}}}{L_{\mathrm{ls}}}\right)\right){I^{*}}_{\mathrm{qcr}}(s)+\\ R_{\mathrm{1r}}{I^{*}}_{\mathrm{qcr}}(s)+s{\varphi^{*}}_{\mathrm{qcr}}(s)-S_{\mathrm{slip}}\omega_{\mathrm{n}}{\varphi^{*}}_{\mathrm{dcr}}(s)\end{cases}\tag{C7}$$

如方程(C7)所示，方程左侧没有电流分量。此外，$\theta_{\mathrm{PLL}}(s)$与感应发电机的定子电压有关。因此，方程式左侧可分别定义为 d 轴和 q 轴控制电压源 ${U^{c*}}_{\mathrm{dcr}}(s)$和 ${U^{c*}}_{\mathrm{qcr}}(s)$。

$$\begin{cases}{U^{*c}}_{\mathrm{dcr}}(s)=\cos\left(\theta_{\mathrm{PLL}}(s)\right)\left(\left(k_{\mathrm{p1}}+\dfrac{k_{\mathrm{i1}}}{s}\right)\left(k_{\mathrm{p2}}+\dfrac{k_{\mathrm{i2}}}{s}\right)P_{\mathrm{sref}}\right)\\ +\sin\left(\theta_{PLL}(s)\right)\left(\left(k_{\mathrm{p1}}+\dfrac{k_{\mathrm{i1}}}{s}\right)\left(k_{\mathrm{p2}}+\dfrac{k_{\mathrm{i2}}}{s}\right)P_{\mathrm{sref}}\right)\left(Q_{\mathrm{sref}}+\dfrac{{E_{\mathrm{s}}}^{2}}{\omega_{\mathrm{n}}L_{\mathrm{ls}}}\right)\\ {U^{*c}}_{\mathrm{qcr}}(s)=-\sin\left(\theta_{\mathrm{PLL}}(s)\right)\left(\left(k_{\mathrm{p1}}+\dfrac{k_{\mathrm{i1}}}{s}\right)\left(k_{\mathrm{p2}}+\dfrac{k_{\mathrm{i2}}}{s}\right)P_{\mathrm{sref}}\right)\\ +\cos\left(\theta_{PLL}(s)\right)\left(\left(k_{\mathrm{p1}}+\dfrac{k_{\mathrm{i1}}}{s}\right)\left(k_{\mathrm{p2}}+\dfrac{k_{\mathrm{i2}}}{s}\right)P_{\mathrm{sref}}\right)\left(Q_{\mathrm{sref}}+\dfrac{{E_{\mathrm{s}}}^{2}}{\omega_{\mathrm{n}}L_{\mathrm{ls}}}\right)\end{cases}\tag{C8}$$

此外，基于戴维南定理，并将式(C7)中 d 轴和 q 轴方程的右侧合并，用 s-jω_{n} 代替 s，得到等效 RLC 电路模型及 R_{RSC}、C_{RSC} 的表达式为：

$$\begin{cases}{U^{c}}_{\mathrm{cr}}(s)=\left(R_{\mathrm{r}}+R_{\mathrm{RSC}}(s)+\dfrac{1}{sC_{\mathrm{RSC}}(s-\mathrm{j}\omega_{\mathrm{n}})}+(s-\mathrm{j}\omega_{\mathrm{n}})L_{\mathrm{lr}}\right)\dot{I}_{\mathrm{cr}}(s)+\\ L_{\mathrm{m}}(s-\mathrm{j}\omega_{\mathrm{n}})\left(\dot{I}_{\mathrm{cr}}(s)+\dot{I}_{\mathrm{cr}}(s)\right)\\ R_{\mathrm{RSC}}(s)=\left(k_{\mathrm{p2}}k_{\mathrm{p1}}+\dfrac{k_{\mathrm{i2}}k_{\mathrm{i1}}}{(s-\mathrm{j}\omega_{\mathrm{n}})^{2}}\right)\dfrac{E_{\mathrm{s}}L_{\mathrm{m}}}{L_{\mathrm{m}}+L_{\mathrm{ls}}}+k_{\mathrm{p2}}\\ (s-\mathrm{j}\omega_{\mathrm{n}})C_{\mathrm{RSC}}=\dfrac{(s-\mathrm{j}\omega_{\mathrm{n}})(L_{\mathrm{m}}+L_{\mathrm{ls}})}{(L_{\mathrm{m}}+L_{\mathrm{ls}})k_{\mathrm{i2}}+(k_{\mathrm{p2}}k_{\mathrm{i1}}+k_{\mathrm{i2}}k_{\mathrm{p1}})E_{\mathrm{s}}L_{\mathrm{m}}}\end{cases}\tag{C9}$$

附录 D

双馈风电系统 2 阶动态小信号模型如下[30]：

1）4 阶双馈式感应发电机小信号模型

$$\begin{cases}P\boldsymbol{x}_{\mathrm{G}}=\boldsymbol{A}_{\mathrm{G}}\boldsymbol{x}_{\mathrm{G}}+\boldsymbol{B}_{\mathrm{G}}\boldsymbol{u}_{\mathrm{G}}\\ \boldsymbol{Y}_{\mathrm{G}}=\boldsymbol{C}_{\mathrm{G}}\boldsymbol{x}_{\mathrm{G}}+\boldsymbol{D}_{\mathrm{G}}\boldsymbol{u}_{\mathrm{G}}\end{cases}\tag{D1}$$

式中：P 为微分算子，状态变量矩阵 $\boldsymbol{x}_{\mathrm{G}}=[\Delta\varphi_{\mathrm{qcs}},\Delta\varphi_{\mathrm{dcs}},\Delta\varphi_{\mathrm{qcr}},\Delta\varphi_{\mathrm{dcr}}]^{\mathrm{T}}$；输入变量矩阵 $\boldsymbol{u}_{\mathrm{G}}=[\Delta U_{\mathrm{qcs}},\Delta U_{\mathrm{dcs}},\Delta U_{\mathrm{qcr}},\Delta U_{\mathrm{dcr}}]^{\mathrm{T}}$；输出变量矩阵 $\boldsymbol{Y}_{\mathrm{G}}=[\Delta I_{\mathrm{qcs}},\Delta I_{\mathrm{dcs}},\Delta I_{\mathrm{qcr}},\Delta I_{\mathrm{dcr}}]^{\mathrm{T}}$；

$$\boldsymbol{A}_{\mathrm{G}}=\begin{bmatrix}\dfrac{-\omega_{\mathrm{n}}R_{\mathrm{s}}x_{\mathrm{rr}}}{\mathrm{H}} & -\omega_{\mathrm{s}}\omega_{\mathrm{n}} & \dfrac{-\omega_{\mathrm{n}}R_{\mathrm{s}}x_{\mathrm{m}}}{\mathrm{H}} & 0\\ \omega_{\mathrm{s}}\omega_{\mathrm{n}} & \dfrac{-\omega_{\mathrm{n}}R_{\mathrm{s}}x_{\mathrm{rr}}}{\mathrm{H}} & 0 & \dfrac{\omega_{\mathrm{n}}R_{\mathrm{s}}x_{\mathrm{m}}}{\mathrm{H}}\\ \dfrac{-\omega_{\mathrm{n}}R_{\mathrm{r}}x_{\mathrm{m}}}{\mathrm{H}} & 0 & \dfrac{-\omega_{\mathrm{n}}R_{\mathrm{r}}x_{\mathrm{m}}}{\mathrm{H}} & -S_{\mathrm{slip0}}\omega_{\mathrm{s}}\omega_{\mathrm{n}}\\ 0 & \dfrac{\omega_{\mathrm{n}}R_{\mathrm{r}}x_{\mathrm{m}}}{\mathrm{H}} & S_{\mathrm{slip0}}\omega_{\mathrm{s}}\omega_{\mathrm{n}} & \dfrac{-\omega_{\mathrm{n}}R_{\mathrm{r}}x_{\mathrm{ss}}}{\mathrm{H}}\end{bmatrix}$$

$$\boldsymbol{B}_{\mathrm{G}}=\begin{bmatrix}\omega_{\mathrm{n}} & 0 & 0 & 0 & 0\\ 0 & \omega_{\mathrm{n}} & 0 & 0 & 0\\ 0 & 0 & \omega_{\mathrm{n}} & 0 & \omega_{\mathrm{s}}\omega_{\mathrm{n}}\varphi_{\mathrm{dcr0}}\\ 0 & 0 & 0 & \omega_{\mathrm{n}} & -\omega_{\mathrm{s}}\omega_{\mathrm{n}}\varphi_{\mathrm{qcr0}}\end{bmatrix}$$

$$\boldsymbol{C}_{\mathrm{G}}=\begin{bmatrix}\dfrac{x_{\mathrm{rr}}}{H} & 0 & -\dfrac{x_{\mathrm{m}}}{H} & 0\\ 0 & \dfrac{x_{\mathrm{rr}}}{H} & 0 & -\dfrac{x_{\mathrm{m}}}{H}\\ -\dfrac{x_{\mathrm{m}}}{H} & 0 & \dfrac{x_{\mathrm{ss}}}{H} & 0\\ 0 & -\dfrac{x_{\mathrm{m}}}{H} & 0 & \dfrac{x_{\mathrm{ss}}}{H}\\ \dfrac{x_{\mathrm{ss}}}{H}\varphi_{\mathrm{dcr0}} & -\dfrac{x_{\mathrm{m}}}{H}\varphi_{\mathrm{qcr0}} & -\dfrac{x_{\mathrm{m}}}{H}\varphi_{\mathrm{dcs0}} & -\dfrac{x_{\mathrm{m}}}{H}\varphi_{\mathrm{qcs0}}\end{bmatrix}$$

$$\boldsymbol{D}_{\mathrm{G}}=0$$

式中：$x_{\mathrm{rr}}=x_{\mathrm{r}}+x_{\mathrm{m}}$，$x_{\mathrm{ss}}=x_{\mathrm{s}}+x_{\mathrm{m}}$，$\mathrm{H}=x_{\mathrm{s}}x_{\mathrm{r}}+(x_{\mathrm{s}}+x_{\mathrm{r}})x_{\mathrm{m}}$。

2）8 阶变流器的动态小信号模型

包括 4 阶转子侧变流器、3 阶定子侧变流器和 1 阶变流器直流侧模型。

(1)4 阶转子侧变流器模型

$$\begin{cases} P\boldsymbol{x}_{\mathrm{RSC}}=\boldsymbol{A}_{\mathrm{RSC}}\boldsymbol{x}_{\mathrm{RSC}}+\boldsymbol{B}_{\mathrm{RSC}}\boldsymbol{u}_{\mathrm{RSC}} \\ \boldsymbol{Y}_{\mathrm{RSC}}=\boldsymbol{C}_{\mathrm{RSC}}\boldsymbol{x}_{\mathrm{RSC}}+\boldsymbol{D}_{\mathrm{RSC}}\boldsymbol{u}_{\mathrm{RSC}} \end{cases} \tag{D2}$$

式中：状态变量矩阵 $\boldsymbol{x}_{\mathrm{RSC}}=[\Delta x_1, \Delta x_2, \Delta x_3, \Delta x_4]^{\mathrm{T}}$；输入变量矩阵 $\boldsymbol{u}_{\mathrm{RSC}}=[\Delta U_{\mathrm{qcs}}, \Delta U_{\mathrm{dcs}}, \Delta I_{\mathrm{qcs}}, \Delta I_{\mathrm{dcs}}, \Delta I_{\mathrm{qcr}}, \Delta I_{\mathrm{dcr}}, \Delta P_{\mathrm{sref}}, \Delta Q_{\mathrm{sref}}, \Delta S_{\mathrm{slip}}]^{\mathrm{T}}$；输出变量矩阵 $\boldsymbol{Y}_G=[\Delta U_{\mathrm{qcr}}, \Delta U_{\mathrm{dcr}}]^{\mathrm{T}}$；

$$\boldsymbol{A}_{\mathrm{RSC}}=\begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 \\ \dfrac{k_{\mathrm{i1}}}{s} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \dfrac{k_{\mathrm{i1}}}{s} & 0 \end{bmatrix}$$

$$\boldsymbol{B}_{\mathrm{RSC}}=\begin{bmatrix} -I_{\mathrm{qcs0}} & -k_{\mathrm{p1}}I_{\mathrm{qcs0}} & -I_{\mathrm{dcs0}} & -k_{\mathrm{p1}}I_{\mathrm{dcs0}} \\ -I_{\mathrm{dcs0}} & -k_{\mathrm{p1}}I_{\mathrm{dcs0}} & -I_{\mathrm{qcs0}} & k_{\mathrm{p1}}I_{\mathrm{qcs0}} \\ -U_{\mathrm{qcs0}} & -k_{\mathrm{p1}}U_{\mathrm{qcs0}} & U_{\mathrm{dcs0}} & k_{\mathrm{p1}}U_{\mathrm{dcs0}} \\ -U_{\mathrm{dcs0}} & -k_{\mathrm{p1}}U_{\mathrm{dcs0}} & -U_{\mathrm{qcs0}} & -k_{\mathrm{p1}}U_{\mathrm{qcs0}} \\ 0 & 0 & -1 & 0 \\ -1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & k_{\mathrm{p1}} & 1 \\ k_{\mathrm{p1}} & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$$

$$\boldsymbol{C}_{\mathrm{RSC}}=\begin{bmatrix} \dfrac{k_{\mathrm{p1}}k_{\mathrm{i1}}}{s} & \dfrac{k_{\mathrm{i2}}}{s} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \dfrac{k_{\mathrm{p2}}k_{\mathrm{i1}}}{s} & \dfrac{k_{\mathrm{i2}}}{s} \end{bmatrix}$$

$$\boldsymbol{D}_{\mathrm{RSC}}=\begin{bmatrix} -k_{\mathrm{p1}}k_{\mathrm{p2}}I_{\mathrm{qcs0}} & -k_{\mathrm{p2}}k_{\mathrm{p1}}I_{\mathrm{dcs0}} \\ -k_{\mathrm{p1}}k_{\mathrm{p2}}I_{\mathrm{dcs0}} & k_{\mathrm{p2}}k_{\mathrm{p1}}I_{\mathrm{qcs0}} \\ -k_{\mathrm{p1}}k_{\mathrm{p2}}U_{\mathrm{qcs0}} & k_{\mathrm{p2}}k_{\mathrm{p1}}U_{\mathrm{qcs0}}-S_{\mathrm{slip0}}x_{\mathrm{m}} \\ S_{\mathrm{slip0}}x_{\mathrm{m}}-k_{\mathrm{p1}}k_{\mathrm{p2}}U_{\mathrm{dcs0}} & -k_{\mathrm{p2}}k_{\mathrm{p1}}U_{\mathrm{qcs0}} \\ -k_{\mathrm{p2}} & -S_{\mathrm{slip0}}x_{\mathrm{rr}} \\ S_{\mathrm{slip0}}x_{\mathrm{rr}} & -k_{\mathrm{p2}} \\ k_{\mathrm{p1}}k_{\mathrm{p2}} & k_{\mathrm{p1}}k_{\mathrm{p2}} \\ 0 & 0 \\ x_{\mathrm{m}}I_{\mathrm{dcs0}}+x_{\mathrm{rr}}I_{\mathrm{dcr0}} & -x_{\mathrm{rr}}I_{\mathrm{qcr0}}-x_{\mathrm{m}}I_{\mathrm{qcs0}} \end{bmatrix}$$

(2)1 阶变流器直流侧模型

$$\begin{cases} P\boldsymbol{x}_{\mathrm{DC}}=\boldsymbol{A}_{\mathrm{DC}}\boldsymbol{x}_{\mathrm{DC}}+\boldsymbol{B}_{\mathrm{DC}}\boldsymbol{u}_{\mathrm{DC}} \\ \boldsymbol{Y}_{\mathrm{DC}}=\boldsymbol{C}_{\mathrm{DC}}\boldsymbol{x}_{\mathrm{DC}}+\boldsymbol{D}_{\mathrm{DC}}\boldsymbol{u}_{\mathrm{DC}} \end{cases} \tag{D3}$$

式中：状态变量矩阵 $\boldsymbol{x}_{\mathrm{DC}}=\boldsymbol{Y}_{\mathrm{GSC}}=\Delta V_{\mathrm{DC}}$；输入变量矩阵 $\boldsymbol{u}_{DC}=[\Delta U_{\mathrm{dcs}}, \Delta U_{\mathrm{qcs}}, \Delta U_{\mathrm{dcr}}, \Delta U_{\mathrm{qcr}}, \Delta I_{\mathrm{dcs}}, \Delta I_{\mathrm{qcs}}, \Delta I_{\mathrm{dcr}}, \Delta I_{\mathrm{qcr}}]^{\mathrm{T}}$；系数矩阵为：$\boldsymbol{A}_{\mathrm{DC}}=0$；$\boldsymbol{B}_{\mathrm{DC}}=1/C_{\mathrm{DC}}[I_{\mathrm{dcs0}}, I_{\mathrm{qcs0}}, -I_{\mathrm{dcr0}}, -I_{\mathrm{qcr0}}, U_{\mathrm{dcs0}}, U_{\mathrm{qcs0}}, -U_{\mathrm{dcr0}}, -U_{\mathrm{qcr0}}]$；$\boldsymbol{C}_{\mathrm{DC}}=1$；$\boldsymbol{D}_{\mathrm{DC}}=0$。

(3)3 阶定子侧变流器模型

$$\begin{cases} P\boldsymbol{x}_{\mathrm{GSC}}=\boldsymbol{A}_{\mathrm{GSC}}\boldsymbol{x}_{\mathrm{GSC}}+\boldsymbol{B}_{\mathrm{GSC}}\boldsymbol{u}_{\mathrm{GSC}} \\ \boldsymbol{Y}_{\mathrm{GSC}}=\boldsymbol{C}_{\mathrm{GSC}}\boldsymbol{x}_{\mathrm{GSC}}+\boldsymbol{D}_{\mathrm{GSC}}\boldsymbol{u}_{\mathrm{GSC}} \end{cases} \tag{D4}$$

式中：状态变量矩阵 $\boldsymbol{x}_{\mathrm{GSC}}=[\Delta x_5, \Delta x_6, \Delta x_7]^{\mathrm{T}}$；输入变量矩阵 $\boldsymbol{u}_{\mathrm{GSC}}=[\Delta V_{\mathrm{dcref}}, \Delta V_{\mathrm{dc}}, \Delta I_{\mathrm{qcs_ref}}, \Delta I_{\mathrm{dcs}}, \Delta I_{\mathrm{qcs}}]^{\mathrm{T}}$；输出变量矩阵 $\boldsymbol{Y}_{\mathrm{GSC}}=[\Delta U_{\mathrm{qcs}}, \Delta U_{\mathrm{dcs}}]^{\mathrm{T}}$；系数矩阵为：

$$\boldsymbol{A}_{\mathrm{GSC}}=\begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ \dfrac{k_{\mathrm{i3}}}{s} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$$

$$\boldsymbol{B}_{\mathrm{GSC}}=\begin{bmatrix} 1 & -1 & 0 & 0 & 0 \\ k_{\mathrm{p3}} & -k_{\mathrm{p3}} & 0 & -1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & -1 & 0 \end{bmatrix}$$

$$\boldsymbol{C}_{\mathrm{GSC}}=\begin{bmatrix} \dfrac{k_{\mathrm{p3}}k_{\mathrm{p4}}}{s} & \dfrac{k_{\mathrm{i4}}}{s} & 0 \\ 0 & 0 & \dfrac{k_{\mathrm{i4}}}{s} \end{bmatrix}$$

$$\boldsymbol{D}_{\mathrm{GSC}}=\begin{bmatrix} k_{\mathrm{p3}}k_{\mathrm{p4}} & -k_{\mathrm{p4}} & 0 & -k_{\mathrm{p3}} & 0 \\ 0 & 0 & k_{\mathrm{p3}} & 0 & -k_{\mathrm{p4}} \end{bmatrix}$$

3）4 阶变流器端口动态小信号模型

(1)2 阶变流器与电网接口模型

$$\begin{cases} P\boldsymbol{x}_{\mathrm{P}}=\boldsymbol{A}_{\mathrm{P}}\boldsymbol{x}_{\mathrm{P}}+\boldsymbol{B}_{\mathrm{P}}\boldsymbol{u}_{\mathrm{P}} \\ \boldsymbol{Y}_{\mathrm{P}}=\boldsymbol{C}_{\mathrm{P}}\boldsymbol{x}_{\mathrm{P}}+\boldsymbol{D}_{\mathrm{P}}\boldsymbol{u}_{\mathrm{P}} \end{cases} \tag{D5}$$

式中：状态变量矩阵 $\boldsymbol{x}_{\mathrm{P}}=\boldsymbol{Y}_{\mathrm{P}}=[\Delta I_{\mathrm{dcs}}, \Delta I_{\mathrm{qcs}}]^{\mathrm{T}}$；输入变量矩阵 $\boldsymbol{u}_{\mathrm{P}}=[\Delta U_{\mathrm{dcs}}, \Delta U_{\mathrm{qcs}}]^{\mathrm{T}}$；系数矩阵为：

$$\boldsymbol{A}_{\mathrm{P}}=\begin{bmatrix} -\dfrac{R\omega_{\mathrm{n}}}{x} & \omega_{\mathrm{n}} \\ -\omega_{\mathrm{n}} & -\dfrac{R\omega_{\mathrm{n}}}{x} \end{bmatrix}$$

$$\boldsymbol{B}_{\mathrm{P}}=\begin{bmatrix} \dfrac{\omega_{\mathrm{n}}}{x} & 0 \\ 0 & \dfrac{\omega_{\mathrm{n}}}{x} \end{bmatrix}$$

$$\boldsymbol{C}_{\mathrm{P}}=1$$

$$\boldsymbol{D}_{\mathrm{P}}=0$$

式中：R、x 分别为平波电抗器和出口变压器的总电阻与总电抗。

(2)2 阶并联电容器的数学模型

$$\begin{cases} P\boldsymbol{x}_{\mathrm{c}}=\boldsymbol{A}_{\mathrm{c}}\boldsymbol{x}_{\mathrm{c}}+\boldsymbol{B}_{\mathrm{c}}\boldsymbol{u}_{\mathrm{c}} \\ \boldsymbol{Y}_{\mathrm{c}}=\boldsymbol{C}_{\mathrm{c}}\boldsymbol{x}_{\mathrm{c}}+\boldsymbol{D}_{\mathrm{c}}\boldsymbol{u}_{\mathrm{c}} \end{cases} \tag{D6}$$

式中：状态变量矩阵 $\boldsymbol{x}_{\mathrm{c}}=\boldsymbol{Y}_{\mathrm{c}}=[\Delta U_{\mathrm{cd}}, \Delta U_{\mathrm{cq}}]^{\mathrm{T}}$；输入变量矩阵 $\boldsymbol{u}_{\mathrm{c}}=[\Delta I_{\mathrm{cd}}, \Delta I_{\mathrm{cq}}]^{\mathrm{T}}$；系数矩阵为：

$$\begin{cases} \boldsymbol{A}_{\mathrm{c}}=\begin{bmatrix} 0 & \omega_{\mathrm{n}} \\ -\omega_{\mathrm{n}} & 0 \end{bmatrix} \\ \boldsymbol{B}_{\mathrm{c}}=\begin{bmatrix} -\omega_{\mathrm{n}}c & 0 \\ 0 & \omega_{\mathrm{n}}c \end{bmatrix} \\ \boldsymbol{C}_{\mathrm{c}}=\begin{bmatrix} 1 & 0 \\ 0 & 1 \end{bmatrix} \\ \boldsymbol{D}_{\mathrm{c}}=0 \end{cases}$$

4）2 阶锁相环动态小信号模型

$$\begin{cases} P\boldsymbol{x}_{\mathrm{pll}}=\boldsymbol{A}_{\mathrm{pll}}\boldsymbol{x}_{\mathrm{pll}}+\boldsymbol{B}_{\mathrm{pll}}\boldsymbol{u}_{\mathrm{pll}} \\ \boldsymbol{Y}_{\mathrm{pll}}=\boldsymbol{C}_{\mathrm{pll}}\boldsymbol{x}_{\mathrm{pll}}+\boldsymbol{D}_{\mathrm{pll}}\boldsymbol{u}_{\mathrm{pll}} \end{cases} \tag{D7}$$

式中：状态变量矩阵 $\boldsymbol{x}_{\mathrm{pll}}=\boldsymbol{Y}_{\mathrm{pll}}=[\Delta x_{\mathrm{pll1}}, \Delta\theta_{\mathrm{pll}}]^{\mathrm{T}}$；输入变量矩阵 $\boldsymbol{u}_{\mathrm{pll}}=[\Delta u_{\mathrm{qcs}}, 0]^{\mathrm{T}}$；系数矩阵为：

$$\begin{cases} \boldsymbol{A}_{\mathrm{pll}}=\begin{bmatrix} 0 & 0 \\ k_{\mathrm{iPLL}} & 0 \end{bmatrix} \\ \boldsymbol{B}_{\mathrm{pll}}=\begin{bmatrix} 1 & 0 \\ k_{\mathrm{pPLL}} & 0 \end{bmatrix} \\ \boldsymbol{C}_{\mathrm{pll}}=\begin{bmatrix} 0 & 1 \\ k_{\mathrm{iPLL}} & 0 \end{bmatrix} \\ \boldsymbol{D}_{\mathrm{pll}}=\begin{bmatrix} 0 & 0 \\ k_{\mathrm{pPLL}} & 0 \end{bmatrix} \end{cases}$$

5）4 阶串联补偿输电线路动态小信号模型

（1)2 阶 RL 输电线路模型

$$\begin{cases} P\boldsymbol{x}_{\mathrm{L}}=\boldsymbol{A}_{\mathrm{L}}\boldsymbol{x}_{\mathrm{L}}+\boldsymbol{B}_{\mathrm{L}}\boldsymbol{u}_{\mathrm{L}} \\ \boldsymbol{Y}_{\mathrm{L}}=\boldsymbol{C}_{\mathrm{L}}\boldsymbol{x}_{\mathrm{L}}+\boldsymbol{D}_{\mathrm{L}}\boldsymbol{u}_{\mathrm{L}} \end{cases} \tag{D8}$$

式中：状态变量矩阵 $\boldsymbol{x}_{\mathrm{L}}=\boldsymbol{Y}_{\mathrm{L}}=[\Delta I_{\mathrm{d}}, \Delta I_{\mathrm{q}}]^{\mathrm{T}}$；输入变量矩阵 $\boldsymbol{u}_{\mathrm{L}}=[\Delta U_{\mathrm{d}}, \Delta U_{\mathrm{q}}]^{\mathrm{T}}$；系数矩阵为：

$$\boldsymbol{A}_{\mathrm{L}}=\begin{bmatrix} -\dfrac{R_{\mathrm{L}}\omega_{\mathrm{n}}}{x_{\mathrm{L}}} & \omega_{\mathrm{n}} \\ -\omega_{\mathrm{n}} & -\dfrac{R_{\mathrm{L}}\omega_{\mathrm{n}}}{x_{\mathrm{L}}} \end{bmatrix},\quad \boldsymbol{B}_{\mathrm{L}}=\begin{bmatrix} \dfrac{\omega_{\mathrm{n}}}{x_{\mathrm{L}}} & 0 \\ 0 & \dfrac{\omega_{\mathrm{n}}}{x_{\mathrm{L}}} \end{bmatrix},$$

$$\boldsymbol{C}_{\mathrm{L}}=\begin{bmatrix} 1 & 0 \\ 0 & 1 \end{bmatrix},\quad \boldsymbol{D}_{\mathrm{L}}=0$$

(2)2 阶线路串联补偿电容模型

$$\begin{cases} P\boldsymbol{x}_{\mathrm{SCL}}=\boldsymbol{A}_{\mathrm{SCL}}\boldsymbol{x}_{\mathrm{SCL}}+\boldsymbol{B}_{\mathrm{SCL}}\boldsymbol{u}_{\mathrm{SCL}} \\ \boldsymbol{Y}_{\mathrm{SCL}}=\boldsymbol{C}_{\mathrm{SCL}}\boldsymbol{x}_{\mathrm{SCL}}+\boldsymbol{D}_{\mathrm{SCL}}\boldsymbol{u}_{\mathrm{SCL}} \end{cases} \tag{D9}$$

式中：输入变量矩阵 $\boldsymbol{u}_{\mathrm{SCL}}=[\Delta I_{\mathrm{Cd}}, \Delta I_{\mathrm{Cq}}]^{\mathrm{T}}$；状态变量和输出变量矩阵 $\boldsymbol{x}_{\mathrm{SCL}}=\boldsymbol{Y}_{\mathrm{SCL}}=[\Delta U_{\mathrm{Cd}}, \Delta U_{\mathrm{Cq}}]^{\mathrm{T}}$；系数矩阵为：

$$\boldsymbol{A}_{\mathrm{SCL}}=\begin{bmatrix} 0 & \omega_{\mathrm{n}} \\ \omega_{\mathrm{n}} & 0 \end{bmatrix},\ \boldsymbol{B}_{\mathrm{SCL}}=\begin{bmatrix} -1/\omega_{\mathrm{n}}C_{\mathrm{SCL}} & 0 \\ 0 & -1/\omega_{\mathrm{n}}C_{\mathrm{SCL}} \end{bmatrix},$$

$$\boldsymbol{C}_{\mathrm{SCL}}=\begin{bmatrix} 1 & 0 \\ 0 & 1 \end{bmatrix},\quad \boldsymbol{D}_{\mathrm{SCL}}=0$$

附录 E

表 E1　双馈风电机组控制运行参数

Table E1　Control and operation parameters of doubly-fed induction generator

参数	定义	数值/pu
k_{p1}, k_{i1}	RSC 控制器功率外环比例积分系数	1, 3.75
k_{p2}, k_{i2}	RSC 控制器电流内环比例积分系数	0.135, 20
k_{p3}, k_{i3}	GSC 控制器直流电压比例积分系数	8, 400
k_{p4}, k_{i4}	GSC 控制器电流内环比例积分系数	0.83, 5
R_s	定子电阻	0.023
R_r	转子电阻	0.042
L_{1s}	定子电感	0.28
L_{1r}	转子电感	0.016
L_{m}	激磁电感	3.5

表 E2　沽源风电场传输线路参数

Table E2　Parameters of transmission lines in Guyuan wind farms

线路编号	电阻/(Ω/km)	感抗/(Ω/km)	容抗/(MΩ/km)
线路 1	0.023	0.29	0.27
线路 2	0.023	0.29	0.27
线路 3	0.018	0.26	0.24
线路 4	0.074	0.39	0.35
线路 5	0.032	0.24	0.28
线路 6	0.020	0.16	0.32
线路 7	0.016	0.20	0.18
线路 8	0.016	0.20	0.18

附录 F

为了验证上述方法的准确性，基于图 6 中改进的 IEEE 次同步振荡第一标准模型，设置了发散振荡、等幅振荡和收敛振荡三种工况，如图 F1 所示。并分别通过所提方法、特征值法、阻抗法和时域仿真法计算各个工况下的系统阻尼比如表 E1 所示。其中对于所提方法，阻尼比基于阻尼损耗因子 η_{i} 计算，可以表示为 $\eta/2$；对于特征值法，其阻尼比由主导振荡模态 $\sigma_i+\mathrm{j}\omega_i$ 计算，可表示为 $-\sigma_i/\sqrt{\sigma_i^2+\omega_i^2}$；阻抗法通过表达式 $\mathrm{Re}(Z_{\mathrm{total}}(\mathrm{j}\omega_i))/(2X_{\mathrm{L}}(\mathrm{j}\omega_i))$计算阻尼比，其中 Re(·)为提取等效阻抗 $Z_{\mathrm{total}}(\mathrm{j}\omega_i)$实部的算子，$X_{\mathrm{L}}(\mathrm{j}\omega_i)$是振荡系统的电抗。时域仿真法通过 Prony 算法提取不同工况下次同步电流 i_{sub} 的阻尼比信息。表 F1 的结果表明所有方法都准确地识别对应的运行工况，且误差

较小可以相互印证。然后，从计算复杂性可行性的角度对上述方法进行比较。特征值法提供了精确的模态和阻尼比，但由于特征值求解要求和对精确线性化模型的依赖，对于大规模系统来说，计算上变得困难。然而，特征值法对于离线小信号稳定性研究仍然是不可或缺的。阻抗法在设计验证的频带精度方面表现出色，但目前仅限于离线使用。所提方法将机理模型与 PMU 测量数据相结合，为不同运行工况下的振荡提供了一种潜在的在线分布式阻尼评估方法，但方法使用的前提是要提供足够的 PMU 设备和计算资源。

表 F1　不同运行工况下各类方法计算得到的系统阻尼比

Table F1　Damping ratios calculated by different methods under different operating conditions

运行工况	阻尼比(ζ)			
	所提方法	特征值法	阻抗法	时域仿真法
案例 I	−0.171 2	−0.172 8	−0.175 8	−0.172 6
案例 II	−0.002 7	−0.002 4	−0.002 9	−0.002 8
案例 III	0.001 1	0.001 3	0.000 9	0.001 0

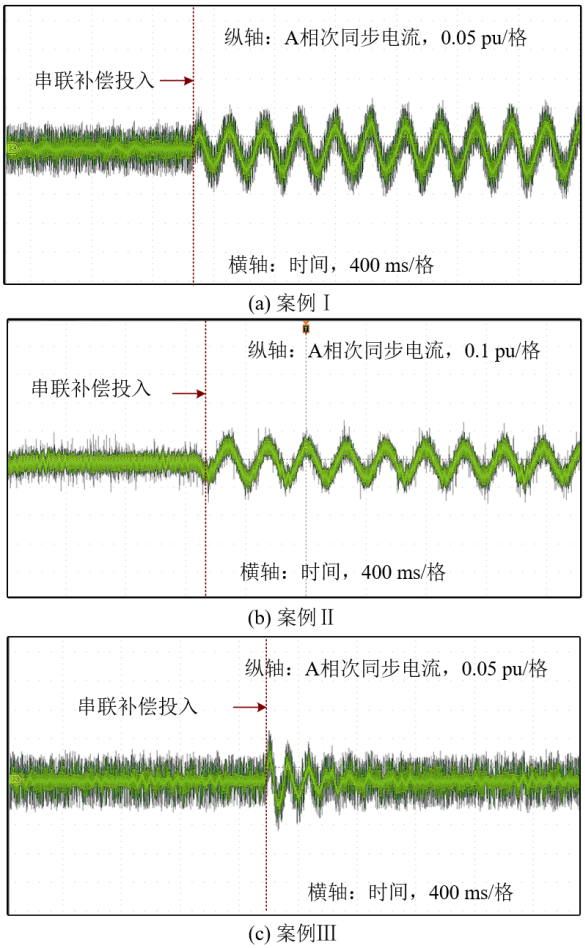


图 F1　不同工况下双馈风电场 A 相次同步电流 i_{sub} 曲线

Fig.F1　Curves of the sub-synchronous current i_{sub} of phase-A of the DFIG-based wind farms under different cases