DOI：10.13234/j.issn.2095-2805.2026.3.190 **中图分类号**：TM76 **文献标志码**：A

风火打捆外送系统低频与次同步振荡的自抗扰附加阻尼控制

刘新元[1]，张 谦[1]，程有深[2]，马燕峰[2]，赵书强[2]，程雪婷[1]
(1.国网山西省电力有限公司电力科学研究院，太原 030012；2.河北省分布式储能与微网重点实验室(华北电力大学)，保定 071003)

摘要：风火打捆外送系统会引发次同步振荡问题，同时火电机组固有的低频振荡及其控制器与次同步振荡相互作用，增加了稳定控制难度。针对此问题，首先采用模块化建模思想建立系统小信号模型，通过系统振荡模态特征值和参与因子分析，得到低频振荡与次同步振荡主导因素和参与模块，确定控制器的输入信号和安装位置；然后采用鲁棒性较好的自抗扰控制技术，对其进行线性化处理，设计多通道多频段双馈风电场线性自抗扰附加阻尼控制器；最后考虑低频振荡附加阻尼控制器对次同步频段阻尼影响，提出基于改进粒子群优化算法的多通道多频段双馈风电与火电外送系统振荡协调抑制策略，结合时域仿真进行验证。结果表明，所设计控制策略对低频和次同步振荡均具有很好的抑制效果，并具有良好的抗扰性和鲁棒性。

关键词：双馈风力发电机；风火打捆系统；小干扰稳定；线性自抗扰控制；振荡协调抑制

ADRC Additional Damping Control for Low-frequency and Sub-synchronous Oscillations in Wind-thermal Bundled Outgoing System

LIU Xinyuan[1], ZHANG Qian[1], CHENG Youshen[2], MA Yanfeng[2], ZHAO Shuqiang[2], CHENG Xueting[1]
(1. Electric Power Research Institute, State Grid Shanxi Electric Power Co., Ltd., Taiyuan 030012, China; 2. Key Laboratory of Distributed Energy Storage and Microgrid of Hebei Province (North China Electric Power University), Baoding 071003, China)

Abstract: The wind-thermal bundled outgoing system may cause sub-synchronous oscillation, while the inherent low-frequency oscillation of the thermal power unit and the interaction between its controller and sub-synchronous oscillation increase the difficulty in stability control. To solve this problem, a small-signal model of the system is established using the modular modeling idea at first, and the leading factors and participation modules of low-frequency and sub-synchronous oscillations are obtained by analyzing the eigenvalues and participation factors of the system oscillation modes, so as to determine the input signal and installation position of the controller. Then, the robust active disturbance rejection control (ADRC) technology is used to perform linearization, and a multi-channel and multi-frequency band doubly-fed wind farm linear ADRC (L-ADRC) additional damping controller is designed. Finally, considering the influence of the low-frequency oscillation additional damping controller on the damping of sub-synchronous frequency band, a coordinated suppression strategy for the multi-channel and multi-frequency band doubly-fed wind-thermal outgoing system based on an improved particle swarm optimization algorithm is put forward, which is verified by time-domain simulations. Results show that the designed control strategy has good suppression effect on low-frequency and sub-synchronous oscillation, and it also has good immunity and robustness.

收稿日期：2023-08-23；**修回日期**：2023-09-26，2023-10-15；
录用日期：2023-10-18；**网络首发日期**：2023-12-13
基金项目：国网山西省电力有限公司科技资助项目(520530220008)
This work is supported by the Science and Technology Program of State Grid Shanxi Electric Power Co., Ltd. under the grant 520530220008

Keywords: Doubly-fed induction generator (DFIG); wind-thermal bundled system; small disturbance stability; linear adaptive disturbance rejection control (L-ADRC); coordinated oscillation suppression

能源消耗与环境污染日益成为全世界共同面对与亟需解决的问题，新能源发展迅猛，我国正努力构建以新能源为主体的新型电力系统，力争早日实现“双碳”目标。风火打捆外送工程因受到自身或外部因素影响，易引发系统在较宽范围内发生振荡，安全稳定性问题尤为突出，不容忽视。

近年来，国内外相继发生多起风火打捆外送工程宽频带振荡事故，如 2015 年新疆哈密地区风电接入造成大量机组脱网，损失严重，类似的事件还发生在美国德州和我国华北某地区[1]。研究表明，电力电子设备交互作用易引发系统在较宽范围内振荡[2]。因此，研究风火打捆外送系统振荡的抑制方法，对系统安全稳定运行具有较高的实际应用意义。

目前，针对风火打捆外送系统振荡的抑制方法已取得一些研究成果。文献[3]通过改变双馈风机转子侧电流内环参数抑制系统次同步振荡；文献[4-5]通过在不同位置附加阻尼控制，改进不同优化方法，提高系统阻尼，实现次同步振荡抑制，但对于风火打捆系统振荡的抑制研究多集中于风电机组的次同步频段，对于低频段的研究较少；文献[6-7]从阻尼守恒角度出发，说明了低频振荡与次同步振荡之间存在阻尼耦合关系，在抑制低频振荡的同时可能会降低次同步振荡模式的阻尼，从而引起系统的次同步振荡问题，并设计了 1 种新型可切换式电力系统稳定器 SPSS(switching power system stabilizer)，保证抑制低频振荡的同时，降低对次同步振荡阻尼影响；文献[8]针对串补输电线路的低频与次同步振荡问题，以火电机组经串补外送系统为例，提出包含模糊控制在内的控制措施对低频和次同步展开抑制；文献[9]指出风电机组经弱电网外送系统中同时存在低频与次同步振荡问题，并提出 1 种动态模型对其机理展开分析。前已述及，在风火打捆外送系统中同时存在低频与次同步振荡问题，但现有研究多集中于次同步频段的抑制，对多振荡模式的协调抑制研究较少。因此，有必要对风火打捆外送系统低频与次同步振荡的协调抑制方法展开研究。

自抗扰控制 ADRC(active disturbance rejection control)是 1 种不依赖被控对象、鲁棒性较高，且适用于系统变化复杂的控制方法[10]。文献[11]实现基于 ADRC 的虚拟同步发电机 VSG(virtual synchronous generator)有功附加阻尼控制抑制低频振荡；文献[12-14]将 ADRC 控制器线性化处理，替换原有风机电流内环控制器，优化控制器参数，对比线性自抗扰控制 L-ADRC(linear ADRC)与比例积分 PI(proportional-integral)控制效果，提高系统阻尼，线性化的控制器简化了参数整定数量，有效抑制系统次同步振荡；文献[15]计及时滞影响，提出风电并网系统阻尼协调控制，实现抑制电网的低频振荡。通过 ADRC 控制策略解决了传统 PI 控制和附加阻尼控制易受风电出力波动影响问题，提高了风场稳定性。因此，ADRC 对低频与次同步振荡均有较好的抑制效果。

本文以双馈风电与火电打捆外送系统为研究对象，提出多通道多频段二阶线性自抗扰双馈风机转子侧电流内环附加阻尼抑制策略，通过对低频振荡抑制通道与次同步抑制通道参数协调整定与优化，实现低频振荡与次同步振荡的协调抑制，将双馈风机从被动适应转为主动提供阻尼支撑，提高系统稳定性。通过仿真结果验证本文抑制策略的有效性与鲁棒性。

1　风火打捆系统稳定性分析

1.1　双馈风电与火电打捆外送系统结构

双馈风电与火电打捆外送系统结构如图 1 所示，由双馈风电场、火电机组、串补交流弱电网构成。双馈风电场采用单阻抗等值法，聚合等效为单台风机[9]，风机换流器转子侧采用定子电压定向控制，网侧采用电网电压定向控制，火电机组为常规经典模型。其中：i_s、i_r、i_g、i_{DFIG}、i_G、i_C、i_R 分别

为双馈风机定子电流、双馈风机转子电流、网侧换流器电流、双馈风机出口电流、火电机组出口电流、对地电容电流、流出汇流母线电流；u_s、u_r、u_g、U_R 分别为感应发电机定子端电压、转子换流器端电压、网侧换流器端电压、汇流母线电压；C_{dc}、U_{dc}、I_{dc} 分别为双馈风机直流电容、电压、电流；R_g、L_g、R_C、L_C、C_C 分别为网侧换流器出口电阻、网侧换流器出口电感、输电线路电阻、输电线路电感、输电串补电容；T_1、T_2、T_3 分别为风场出口变压器、火电厂出口变压器、输电线路变压器；C_R 为对地电容；S_1 为无穷大电源。

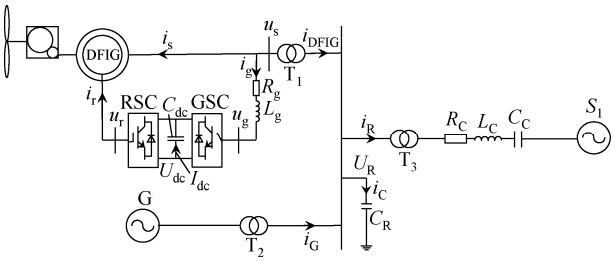


图 1 双馈风电与火电打捆外送系统结构

Fig. 1 Structure of doubly-fed wind-thermal bundled outgoing system

1.2 系统振荡模态分析

鉴于本文所研究系统较为复杂，因此采用模块化建模思想，搭建系统小信号模型[16-18]。具体步骤为：首先将系统划分为各个子模块，建立各子模块的状态空间模型；然后根据各子模块之间的接口关系，将各子模块连接形成整个系统的小信号模型。各子模块的状态空间模型可表示为

$$\begin{cases}\Delta\dot{\boldsymbol{X}}_k = \boldsymbol{A}_k\Delta\boldsymbol{X}_k + \boldsymbol{B}_k\Delta\boldsymbol{U}_k \\ \Delta\boldsymbol{Y}_k = \boldsymbol{C}_k\Delta\boldsymbol{X}_k + \boldsymbol{D}_k\Delta\boldsymbol{U}_k\end{cases} \tag{1}$$

式中：下标 k 表示各子模块；$\Delta\boldsymbol{X}_k$、$\Delta\boldsymbol{U}_k$、$\Delta\boldsymbol{Y}_k$ 分别为 k 子模块的状态变量矩阵、输入变量矩阵、输出变量矩阵；$\Delta\dot{\boldsymbol{X}}_k$ 为第 k 个子模块状态变量微增量对时间的导数；$\boldsymbol{A}_k$、$\boldsymbol{B}_k$、$\boldsymbol{C}_k$、$\boldsymbol{D}_k$ 分别为第 k 个子模块的系数矩阵、输入矩阵、输出矩阵、传递矩阵。

由于篇幅有限，各子模块的详细状态空间模块表达式不再赘述。系统各子模块之间的接口关系如图 2 所示，图中：$\Delta\omega_r$ 为角速度；Δs 为风机转差率；ΔT_e 为电磁力矩；Δi_s 为风机定子电流；Δi_L 为风机出口电流；Δu_f 为励磁电压；Δu_{dq} 为绕组 dq 轴端电压；Δi_{dq} 为绕组 dq 轴电流；$\Delta\omega$ 为发电机等效电气角速度微增量；$\Delta\omega_5$ 为发电机转子的转速微增量；$\Delta\mu$ 为汽轮机的开度；ΔT_1~ΔT_4 为高、中压缸及 2 个低压缸作用于轴系的力矩；$\Delta\delta_5$ 为轴系的角位移。根据所得各子模块状态空间模型及其接口关系，在 MATLAB/Simulink 中可方便建立起系统的小信号模型。

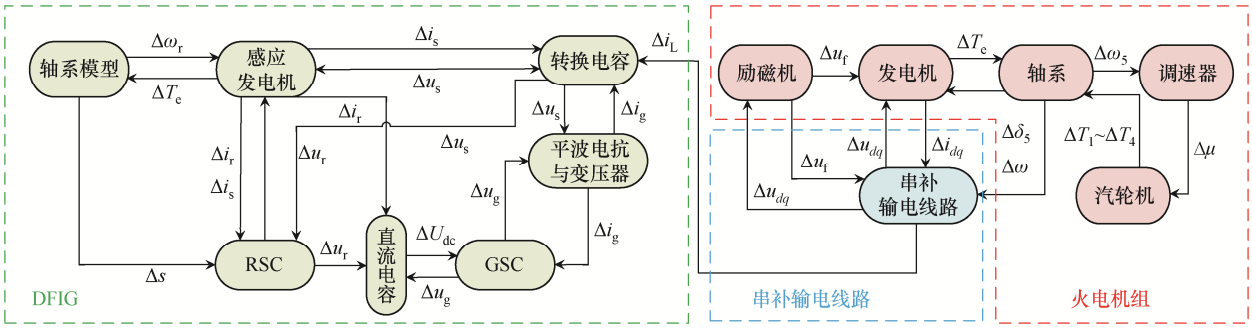


图 2 小信号模型子模块连接示意

Fig. 2 Schematic of connection of sub-modules in small-signal model

由所建立的系统小信号模型，分析系统振荡模态的参与因子与主导模块。系统低频振荡和次/超同步振荡特征值及参与因子分析结果见表 1。

由表 1 可知，$\lambda_{1,2}$ 与 $\lambda_{13,14}$、$\lambda_{3,4}$ 与 $\lambda_{5,6}$ 为 2 对共轭次/超同步振荡模态；$\lambda_{7,8}$、$\lambda_{9,10}$、$\lambda_{11,12}$、$\lambda_{15,16}$、$\lambda_{17,18}$ 为火电机组轴系主导的次同步振荡模式；$\lambda_{19,20}$ 为风机轴系主导的次同步振荡模式，属于系统固有振荡模式；$\lambda_{23,24}$ 为风机轴系与 RSC 有功外环主导的低频振荡模式；$\lambda_{21,22}$ 为风机 RSC 与串补线路、双馈感应电机主导的次同步振荡；$\lambda_{25,26}$ 为火电机组轴系与同步发电机感应的低频振荡模式。$\lambda_{21,22}$ 次同步振荡模式阻尼比为负，$\lambda_{25,26}$ 低频振荡有向外扩散风

表 1　特征值及参与因子分析

Tab. 1 Analysis of eigenvalues and participation factors

振荡模式	特征值	振荡频率/Hz	阻尼比	频段	主导因素	参与模块
$\lambda_{1,2}$	−251.82±606.26i	96.49	0.383 6	超同步	风机出口 d 轴电流 Δi_{wd}；风机出口 q 轴电流 Δi_{wq}	风机出口交流线路
$\lambda_{3,4}$	−39.50±390.60i	62.17	0.100 6	超同步	换流器直流电容 ΔU_{dc}	换流器直流电容
$\lambda_{5,6}$	−45.87±363.36i	57.83	0.125 2	次同步	换流器直流电容 ΔU_{dc}；双馈感应电机 d 轴定子磁通 $\Delta\psi_{ds}$；双馈感应电机 q 轴转子磁通 $\Delta\psi_{qr}$	换流器直流电容、双馈感应电机
$\lambda_{7,8}$	−0.24±298.18i	47.46	8.051×10^{-4}	次同步	火电机组轴系转子功角$\Delta\delta$; 发电机等效电气角速度微增量 $\Delta\omega$	火电机组轴系
$\lambda_{9,10}$	−0.41±202.63i	32.25	0.002 1	次同步	火电机组轴系转子功角$\Delta\delta$; 发电机等效电气角速度微增量 $\Delta\omega$	火电机组轴系
$\lambda_{11,12}$	−0.21±160.52i	25.55	0.001 3	次同步	火电机组轴系转子功角$\Delta\delta$; 发电机等效电气角速度微增量 $\Delta\omega$	火电机组轴系
$\lambda_{13,14}$	−20.52±147.70i	23.51	0.137 6	次同步	风机出口 d 轴电流 Δi_{wd}；风机出口 q 轴电流Δi_{wq}；交流输电线路 q 轴电流 Δi_{qR}	风机出口线路、交流输电线路
$\lambda_{15,16}$	−0.56±128.72i	20.49	0.004 4	次同步	火电机组轴系转子功角$\Delta\delta$; 发电机等效电气角速度微增量 $\Delta\omega$	火电机组轴系
$\lambda_{17,18}$	−0.52±99.26i	15.80	0.005 2	次同步	火电机组轴系转子功角$\Delta\delta$; 发电机等效电气角速度微增量 $\Delta\omega$	火电机组轴系
$\lambda_{19,20}$	−307.55±84.26i	13.41	0.964 5	次同步	双馈风机轴系扭转角$\Delta\theta$; 发电机等效电气角速度微增量 $\Delta\omega$	双馈风机轴系
$\lambda_{21,22}$	0.37±78.79i	12.54	−0.004 7	次同步	双馈感应电机 d 轴转子磁通 $\Delta\psi_{dr}$；双馈感应电机 q 轴转子磁通 $\Delta\psi_{qr}$；RSC 有功/电流内环积分状态量 Δx_3；串补线路 d 轴电容电压 Δu_{pcd}	双馈感应电机、RSC 有功内环、串补线路
$\lambda_{23,24}$	−6.20±8.38i	1.33	0.594 8	低频	发电机等效电气角速度微增量 $\Delta\omega$；RSC 有功外环 PI 积分状态量 Δx_1	双馈风机轴系、RSC 有功外环
$\lambda_{25,26}$	−0.93±7.35i	1.17	0.125 5	低频	发电机等效电气角速度微增量 $\Delta\omega$；同步发电机定子 d 轴电流 Δi_d	火电机组轴系、同步发电机

险，亟需制定控制策略，提高系统阻尼。因此，选择这两振荡模态进行后续分析与抑制。图 3 详细给出了 $\lambda_{21,22}$ 与 $\lambda_{25,26}$ 两振荡模式归一化的参与因子，为后续控制器信号的选择提供基础。

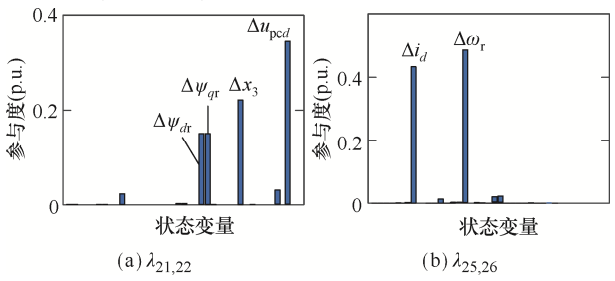


图 3　参与因子分析

Fig. 3 Analysis of participation factors

2　多通道 L-ADRC 附加阻尼控制设计

由 1.2 节模态及参与因子分析可知，次同步振荡模式 $\lambda_{21,22}$ 的阻尼比为负值，低频振荡模式 $\lambda_{25,26}$ 阻尼比较小，存在发生振荡的风险。针对该系统存在低频与次同步的多频段振荡风险的问题，亟需设计 1 种多频段协调抑制措施。虽然 ADRC 对低频与次同步振荡抑制均有较好的效果，但对于参数整定较为复杂烦琐，若同时对两通道进行参数整定，

其难度较大。因此，本文考虑采用线性自抗扰控制技术，设计 1 种多通道 L-ADRC 附加阻尼控制对系统低频和次同步振荡进行协调抑制。

2.1 线性自抗扰控制技术

ADRC 对不确定因素有较好的估计与补偿能力，有良好的自适应性与鲁棒性[10,19]，以图 4 所示二阶 ADRC 为例，主要由跟踪微分器 TD(tracking differentiator)、扩张状态观测器 ESO(extended state observer)、非线性状态误差反馈 NLSEF(nonlinear state error feedback)和扰动估计补偿组成。图中：v_0 为输入量；v_2 为微分信号；e_2 为误差的微分信号；z_1、z_2、z_3 为扩张状态观测器(ESO)的状态变量估计值；u_0 为误差反馈控制律的初始输出量；b_0 为系统控制增益的估计值；u 为系统的实际控制输入量；y 为被控对象的实际测量输出量。

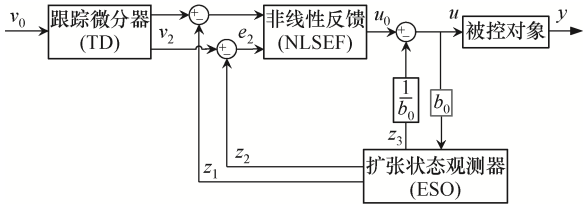


图 4 二阶 ADRC 结构

Fig. 4 Structure of second-order ADRC

在线性化过程中，简化 TD 为比例微分 PD (proportional-derivative)，即

$$\begin{cases} u_0 = k_{\mathrm{p}}(v_0 - z_1) - k_{\mathrm{d}} z_2 \\ k_{\mathrm{p}} = \omega_{\mathrm{c}}^2 \\ k_{\mathrm{d}} = \omega_{\mathrm{c}} \end{cases} \tag{2}$$

式中：k_{p}、k_{d} 分别为比例、微分系数；ω_{c} 为控制器带宽，rad/s。原有 ESO 被替换成线性扩张状态观测器 LESO(linear extended state observer)，NLSEF 中非线性部分线性化处理，利用带宽概念整定控制器参数，其余原理框架未改变[13-14]，二阶 L-ADRC 如图 5 所示。

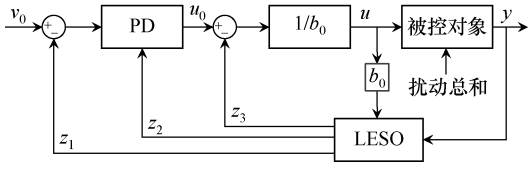


图 5 二阶 L-ADRC 结构

Fig. 5 Structure of second-order L-ADRC

系统阶数为 n 时，LESO 阶数为 n+1 阶，即

$$\begin{cases} \dot{z}_1 = z_2 - \beta_1(z_1 - x) \\ \dot{z}_2 = z_3 - \beta_2(z_1 - x) + b_0 u(t) \\ \dot{z}_3 = -\beta_3(z_1 - x) \\ s^3 + \beta_1 s^2 + \beta_2 s + \beta_3 = 0 \end{cases} \tag{3}$$

式中：β_1、β_2、β_3 为线性扩张状态观测器(LESO)的观测器误差反馈增益系数；x 为系统输入值；b_1、b_2、b_3 为 LESO 线性增益系数。

在小信号模型中，通过特征方程求解，得出带宽参数，结合式(2)与式(3)可知控制器输出量为

$$u = \frac{k_{\mathrm{p}}(x - z_1) - k_{\mathrm{d}} z_2 - z_3}{b_0} \tag{4}$$

2.2 多通道线性自抗扰(ML-ADRC)结构

ML-ADRC 结构如图 6 所示，控制器不同通道抑制不同频段振荡模态，根据其主导因素，选择控制器输入信号。

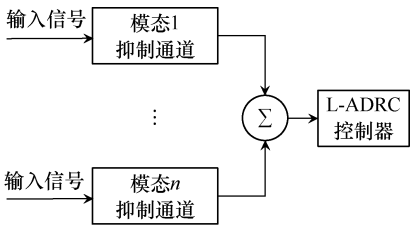


图 6 多通道 L-ADRC 结构

Fig. 6 Structure of multi-channel L-ADRC

针对双馈风电与火电打捆外送系统中低频振荡与次同步振荡进行协调抑制，采用两通道控制器，ML-ADRC 附加阻尼控制结构如图 7 所示。图中：P_{s} 为有功功率实际值；$P_{\mathrm{s,ref}}$ 为有功功率参考值；k_{p1}、k_{i1} 分别为有功功率外环 PI 控制器的比例、积分系数；i_{dr} 为转子 d 轴电流实际值；$i_{dr,\mathrm{ref}}$ 为转子 d 轴电流参考值；i_{qs} 为定子 q 轴电流；i_{qr} 为转子 q 轴电流；ω_{e}、ω_{r} 分别为电网同步旋转角速度和发电机转子电角速度；L_{m} 为定、转子互感；k_{p3}、k_{i3} 分别为转子 d 轴电流内环 PI 控制器的比例、积分系数；L_{r} 为转子自感；$u_{dr,\mathrm{ref}}$ 为转子 d 轴电压指令值。通过 1.2 节中的参与因子分析与所选取低频和次同步振荡模态关联程度较大的状态变量，进而选取控制器输入变量。对于低频振荡模态，从参与因子结果可

知，对该振荡模式起主导作用的为火电机组轴系；对于次同步振荡模态，从分析结果可知，对此模态起主导作用的是双馈风机 RSC 有功内环及串补线路。因此，对于低频抑制通道选取发电机等效电气角速度微增量 $\Delta\omega$ 作为输入信号，而次同步抑制通道选取公共连接点 PCC(point of common coupling)频率偏差 Δf 作为输入信号。根据文献[20]可知，在 RSC 内环控制调节环节附加阻尼控制器是抑制次同步振荡的有效措施之一。同时，双馈风机 RSC 内环的附加阻尼控制也可实现风电场的主动支撑，为系统提供阻尼抑制低频振荡。因此，控制器的安装位置选择在双馈风机 RSC 有功电流内环上。另外，针对 L-ADRC 中 PD 环节可能会引入高频噪声，考虑在 L-ADRC 前安装带通滤波器，去除 120 Hz 以上振荡模态，避免其对控制产生影响。

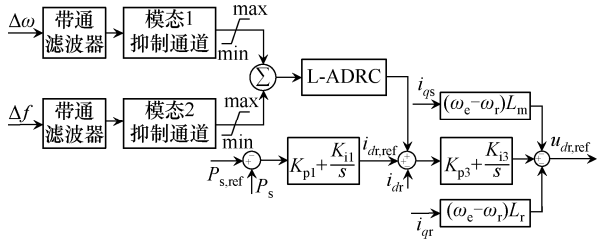


图 7　两通道 L-ADRC 附加阻尼控制结构

Fig. 7 Structure of two-channel L-ADRC additional damping control

2.3 参数整定原则和方法

线性化后的自抗扰控制器各部分遵照“分离性原理”，每个模块单独整定，优先整定 PD 与 LESO，最后对扰动补偿进行综合调整。PD 中的 k_p 与 k_d，LESO 中的 ω_c、状态观测器带宽 ω_0 与 b_0 需优化整定。

PD 中的 k_p 与 k_d，可按照内环控制器带宽进行整定，且随着 k_p 增高，闭环系统相位滞后减小，$k_p=\omega_c^2$、$k_d=\omega_c$。在整定 LESO 中的 ω_c、ω_0 与 b_0 时，系统阶数 n 已确定，ω_0 设定过高虽有助于提高系统响应速度，但影响 LESO 跟踪效果，增大高频带增益，放大噪声，输出量过高，因此，在 LESO 前置滤波器以减小影响，且 ω_c 与 ω_0 相关联，ω_0 往往是 ω_c 的 3~5 倍；约定当且仅当系统状态变量与 LESO 跟踪误差均稳定后，系统稳定。b_0/b 的比值称为 B，B 越接近 1，系统相角裕度越大，控制器性能也越高，当 $B\geqslant 4$ 时，控制失稳[21]。

针对某一频段振荡模式进行阻尼调整，可能会导致系统其他模态阻尼的降低[5]，因此，本文采用粒子群优化算法 PSO(particle swarm optimization)对不同抑制通道控制参数进行自适应优化[22]。本文在此算法基础上进行改进，采用改进粒子群算法对不同通道进行协调抑制；根据抑制振荡模式不同，将低频振荡抑制通道参数种群设为 A 群，次同步频段抑制通道种群设为 B 群，在优化时先优化 A 群，然后在此基础上再优化 B 群，得到控制器参数。设定合理的初始粒子群与参数限定范围，提取 $\lambda_{21,22}$ 与 $\lambda_{25,26}$ 模式的特征值，以低频段阻尼与次同步频段阻尼之和最大为目标函数，对阻尼权重系数，需避免过高过低，因此设定约束条件和目标函数为

$$\begin{cases}\max\sum_{i=1}^{m}\mu_i\xi_i \\ \text{s.t.}\begin{cases}k_{p\min}\leqslant k_p\leqslant k_{p\max}\\ k_{d\min}\leqslant k_d\leqslant k_{d\max}\\ \mu_i>0\\ \omega_{\min}\leqslant\omega_0\leqslant\omega_{\max}\\ \omega_{c\min}\leqslant\omega_c\leqslant\omega_{c\max}\\ b_{\min}\leqslant b_0\leqslant b_{\max}\end{cases}\end{cases} \tag{5}$$

式中：m 为振荡模式数量；μ_i 为各模态权重系数；ξ_i 为振荡模式阻尼比。

综合迭代寻优策略如图 8 所示。PSO 主要参数设置如下：在对低频振荡控制器参数优化时，希望使系统低频振荡模态阻尼比最大，同时兼顾到系统阻尼竞争关系，设定低频振荡模态阻尼权重系数为 0.9，次同步振荡模式阻尼权重系数为 0.1；在对次同步振荡控制器参数优化时，希望使系统次同步振荡模态阻尼比最大，同时兼顾到系统阻尼竞争关系，设定次同步振荡模态阻尼权重系数为 0.9，低频振荡模态权重系数为 0.1。PSO 算法其余主要参数设置如下：粒子群规模为 400；迭代次数为 3 000；学习因子均设为 0.5。

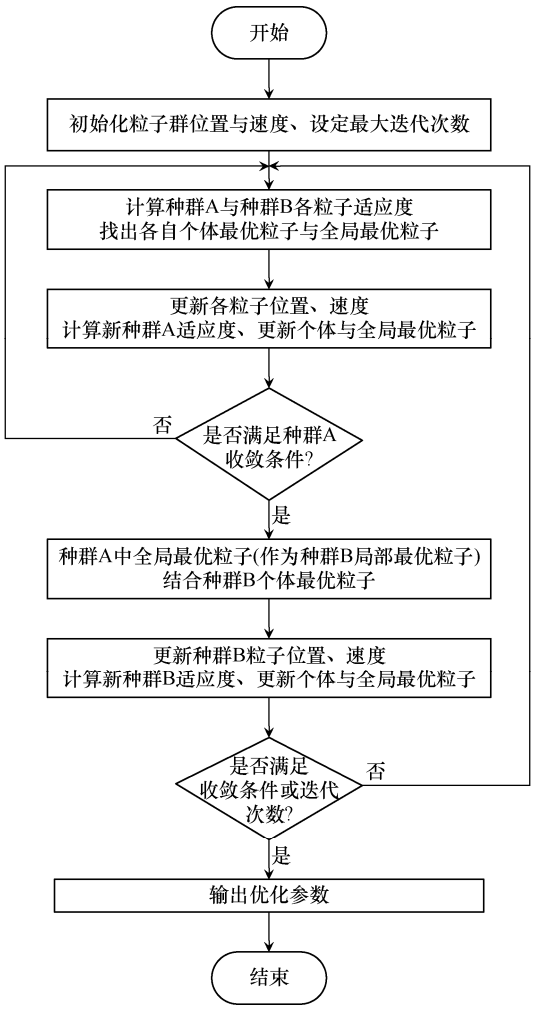


图 8 综合迭代寻优策略框图

Fig. 8 Block diagram of comprehensive iterative optimization strategy

3 算例分析

在 MATLAB/Simulink 中建立如图 1 所示双馈风电与火电打捆外送系统时域仿真模型，并投入所设计的 ML-ADRC 以验证控制策略的有效性与鲁棒性，如图 9 所示。

3.1 ML-ADRC 有效性验证

设定火电机组固定出力为 892.4 MVA，200 台额定电压为 0.69 kV、容量为 1 MW 的双馈风机经单阻抗等值聚合[16]，一同并入含 20%串补度的 220 kV 输电线路进行远距离输送。设置初始风速为 9 m/s，串补度为 20%，10 s 时，汇流母线处设置三相接地短路故障，持续时间 0.05 s 后自动切除。

当仅投入低频振荡抑制通道时，计算 $\lambda_{25,26}$ 控制前后特征值与阻尼比变化，见表 2。

发现系统在低频段内阻尼增大、稳定性提高。观察汇流母线处有功功率 P 动态响应曲线，如图 10 所示。由图 10 可见：系统受到扰动后，自身正的低频段阻尼能够使其在激发振荡后 5 s 衰减；对比投入后，能更快平息低频振荡，且振荡幅值也得到有效降低，与特征值计算结果保持一致，验证了控制器的有效性。但投入的附加阻尼控制器对次同步振荡起到反作用，虽发散幅度不高，但发散呈现逐渐放大状态。

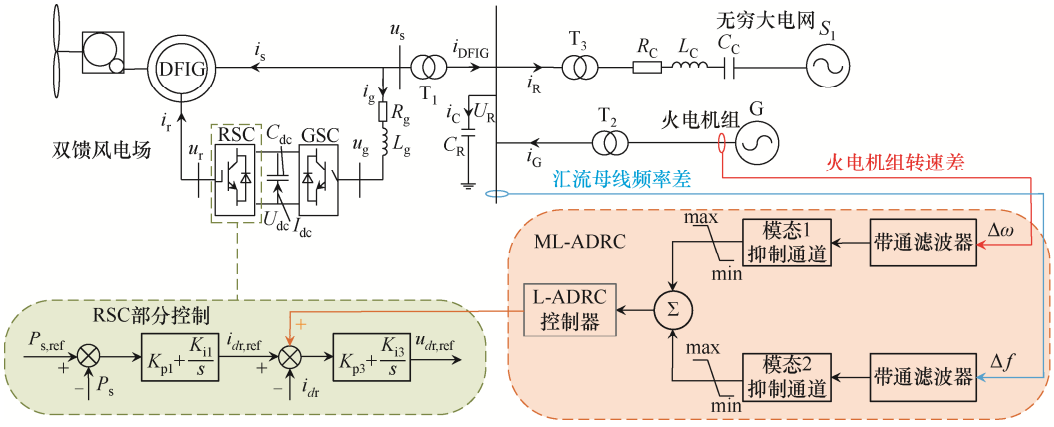


图 9 加入 ML-ADRC 后系统结构

Fig. 9 System structure after ML-ADRC is added

当系统仅投入次同步频段抑制通道时，计算 $\lambda_{21,22}$ 控制前后特征值与阻尼比变化，见表 3。

表 2　投入 L-ADRC 控制前后 $\lambda_{25,26}$ 振荡模式对比

Tab. 2 Comparison of $\lambda_{25,26}$ oscillation mode before and after L-ADRC control is implemented

投入情况	特征值	振荡频率/Hz	阻尼比
投入前	−0.93±7.35i	1.17	0.125 5
投入后	−1.06±7.35i	1.17	0.142 7

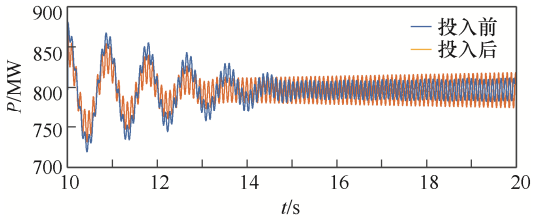


图 10　L-ADRC 附加阻尼控制后低频振荡抑制效果

Fig. 10 Low-frequency oscillation suppression effect with L-ADRC additional damping control

表 3　投入 L-ADRC 控制前后 $\lambda_{21,22}$ 振荡模式对比

Tab. 3 Comparison of $\lambda_{21,22}$ oscillation mode before and after L-ADRC control is implemented

投入情况	特征值	振荡频率/Hz	阻尼比
投入前	0.37±78.79i	12.54	−0.004 7
投入后	−3.65±78.78i	12.53	0.046 3

发现系统阻尼增加，由负阻尼变为正阻尼，系统稳定性得到显著提高。观察汇流母线处有功功率 P 动态响应曲线，如图 11 所示。由图 11 可见：此控制策略能较好地抑制系统次同步振荡，验证了其正确性，提高了系统稳定性。

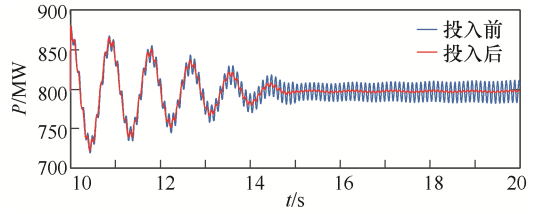


图 11　L-ADRC 附加阻尼控制后次同步振荡抑制效果

Fig. 11 Sub-synchronous oscillation suppression effect with L-ADRC additional damping control

当同时投入两通道进行抑制时，计算 $\lambda_{21,22}$ 与 $\lambda_{25,26}$ 两振荡模态控制前后阻尼比变化，见表 4。

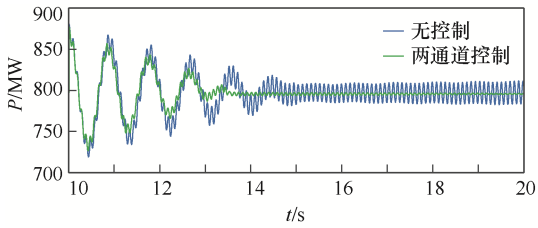
同时投入两通道对低频段 $\lambda_{25,26}$ 模式的阻尼影响较小，可忽略不计；次同步频段 $\lambda_{21,22}$ 模式阻尼虽有提升，但抑制效果不如系统单独投入次同步频段时效果好，显然，低频附加阻尼控制器对 $\lambda_{21,22}$ 模式的抑制效果存在负面影响。

表 4　$\lambda_{21,22}$ 与 $\lambda_{25,26}$ 模式阻尼变化

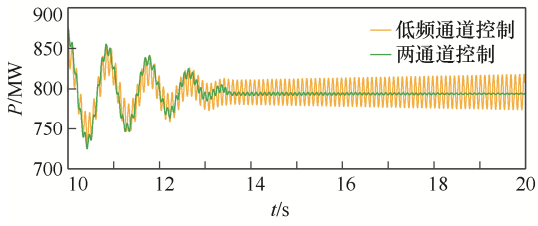
Tab. 4 Changes in damping in modes $\lambda_{21,22}$ and $\lambda_{25,26}$

投入情况	$\lambda_{21,22}$	$\lambda_{25,26}$
无控制器	−0.004 7	0.125 5
投入低频振荡抑制通道	−0.014 8	0.142 7
投入次同步振荡抑制通道	0.046 3	0.125 5
投入双通道	0.041 5	0.142 3

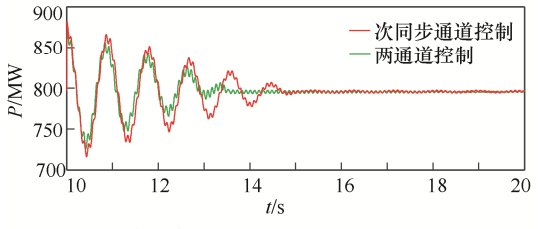
在时域仿真中，单通道与多通道抑制效果对比结果如图 12 所示。图 12(a)为与原始扰动的抑制效果对比，可以发现对系统低频振荡与次同步振荡有较好的抑制效果；图 12(b)为与单独投入低频振荡抑制通道的抑制效果对比，可以发现在抑制低频时，$\lambda_{25,26}$ 振荡模态受到次同步抑制通道影响较小，可忽略不计；图 12(c)为与单独投入次同步振荡抑制通道的抑制效果对比，可以发现次同步振荡抑制效果受到低频抑制通道影响，次同步振荡幅值变大，仿真结果与特征值计算结果保持一致。



(a) 同时投入2个附加阻尼抑制控制器效果



(b) 与单独低频附加阻尼抑制通道效果对比



(c) 与单独次同步附加阻尼抑制通道效果对比

图 12　单通道与多通道抑制效果对比

Fig. 12 Comparison between single-channel suppression effect and multi-channel suppression effect

因此，有必要在系统同时出现低频振荡与次同

步振荡时，对两通道控制参数进行协调整定，以降低不同通道间的相互影响，实现最佳控制效果。

经综合迭代寻优后的低频抑制通道与次同步抑制通道参数见表 5。

表 5 PSO 寻优后的 L-ADRC 参数

Tab. 5 L-ADRC parameters after PSO optimization

通道	k_p/(rad·s^{-1})	k_d/(rad·s^{-1})	ω_0/(rad·s^{-1})	ω_c/(rad·s^{-1})	b_0
通道 1	1 000	650	2 729	650	23.652
通道 2	1 825	1 070	4 066	1 070	17.485

计算风火打捆外送系统小信号模型特征值，观察 $\lambda_{21,22}$ 与 $\lambda_{25,26}$ 模式特征值与阻尼变化情况，见表 6。

表 6 控制器参数协调前后 $\lambda_{21,22}$ 与 $\lambda_{25,26}$ 情况对比

Tab. 6 Comparison between $\lambda_{21,22}$ and $\lambda_{25,26}$ before and after coordination of controller parameters

投入情况	$\lambda_{21,22}$		$\lambda_{25,26}$	
	特征值	阻尼比	特征值	阻尼比
未投入控制	0.37±78.79i	−0.004 7	−0.93±7.35i	0.125 5
单一低频控制	1.17±78.79i	−0.014 8	−1.06±7.35i	0.142 7
单一次同步控制	−3.65±78.78i	0.046 3	−0.93±7.35i	0.125 5
参数协调前	−3.27±78.78i	0.041 5	−1.06±7.35i	0.142 5
参数协调后	−3.53±78.78i	0.044 8	−1.02±7.35i	0.137 5

由表 6 可知：协调后，低频段阻尼降低，次同步频段阻尼有所提高，在综合迭代寻优下，低频段阻尼权重系数不高，且寻优未达到最高值；与单一低频、次同步控制效果相比，协调后 2 个频段的阻尼均有所降低，未达到单一频段单一控制器最佳效果；与未投入抑制通道相比，阻尼均有提升，低频段阻尼幅值增长相对高于次同步频段阻尼增长，但从系统稳定控制角度看，对次同步振荡的抑制效果更好，协调后系统应对同时存在低频与次同步振荡阻尼特性更好，系统稳定性提高。

观察时域仿真抑制效果，如图 13 所示。与协调前相比，低频振荡衰减速度略有下降，但均在 13.5 s 左右完成衰减；次同步振荡方面，从 11.4 s 开始，系统次同步振荡开始衰减，在 14.0 s 后次同步振荡幅值低于协调抑制前，时域仿真结果与特征值分析结果保持一致，验证了协调抑制的有效性。

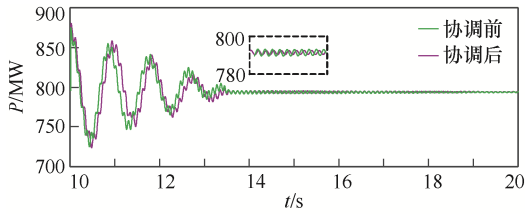


图 13 双馈风电与火电打捆外送系统振荡协调抑制效果

Fig. 13 Coordinated oscillation suppression effect of doubly-fed wind-thermal bundled outgoing system

3.2 ML-ADRC 适应性与鲁棒性验证

在不改变协调后控制器参数的条件下，改变双馈风电场风速、外送系统串补度、故障发生地点与类型 3 个方面，进行时域仿真模拟，验证双馈风机附加阻尼控制协调抑制策略的适应性与鲁棒性。

在改变双馈风电场风速方面，设定初始风速为 7 m/s，串补为 20%；在系统运行稳定后，10.5 s 时，外送线路接入 0.005 H 电感，在 11.0 s 时设置风速阶跃，从 7 m/s 升到 9 m/s；运行到 12.0 s 后再次设计风速阶跃扰动，从 9 m/s 降到 5 m/s。观察汇流母线处有功功率 P 的动态响应曲线，时域仿真结果如图14(a)所示。由图可见：风火打捆外送系统在未采用 ML-ADRC 附加阻尼协调时，仅依靠自身 PI 控制，风电场出口处有功输出迅速出现振荡，且振荡呈现发散状态，严重影响系统稳定；采用 ML-ADRC 附加阻尼控制系统能够快速平息振荡，对比协调前后动态响应曲线，发现协调后的控制对于振荡情况能够更快速地响应，加快对次同步的衰减速度。

在改变外送线路串补度方面，设定风速为 7 m/s，外送线路初始串补度为 20%；系统稳定运行后，10.0 s 时将线路串补度增加到 40%，观察汇流母线处有功功率 P 动态响应曲线，时域仿真结果

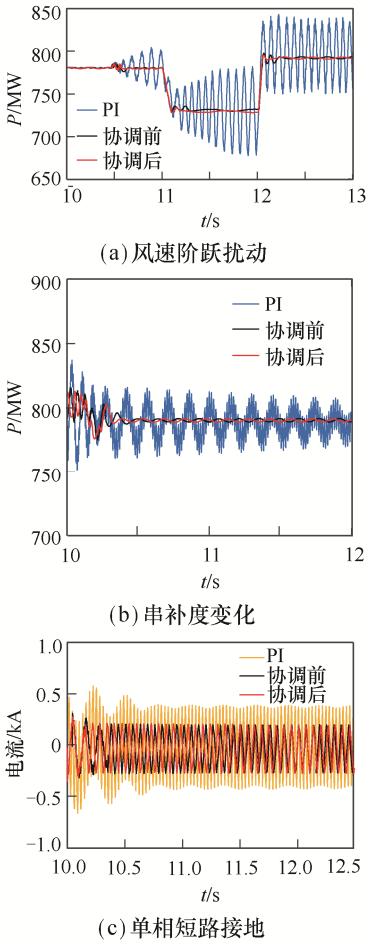


图 14　不同影响因素改变下 L-ADRC 协调前后与 PI 控制效果对比

Fig. 14 Comparison of control effect between L-ADRC before and after coordination and PI under changes in different influencing factors

如图 14(b)所示。由图可见：当线路串补度变化时，仅依靠 PI 控制，系统呈现出先发散再等幅振荡状态，且发散速度快，PI 控制效果欠佳，系统稳定性受到影响；当投入 ML-ADRC 附加阻尼控制后，可以迅速对系统扰动进行估计与反馈补偿，提供快速阻尼支撑，能够快速平息扰动，保证系统稳定运行。对比协调前后动态响应曲线，能够发现 ML-ADRC 附加阻尼控制器参数协调后能够更快速平息次同步振荡分量，且抑制振荡幅度更低，在对低频振荡分量抑制上，协调前后差别较小。

在改变故障发生地点与类型方面，在风机出口处设置单相短路故障，观察外送线路 A 相电流 i_a 动态响应曲线，设定风电场风速为 7 m/s，串补为 20%；系统稳定运行后，10.0 s 时发生单相短路，故障发生 0.05 s 后自动切除，时域仿真结果如图 14(c)所示。由图可见：系统依靠 PI 控制，故障后扰动快速发散，系统逐渐失稳，i_a 进入等幅振荡，而系统在投入 ML-ADRC 附加阻尼控制器抑制下，故障后经 0.3 s 暂态波动过程，迅速恢复正常，未出现次同步振荡情况，展现了良好的适应性；观察对比协调后动态响应曲线，能够看到系统应对次同步振荡效果更好。

同时，在初始风速分别为 5 m/s 和 7 m/s 2 种情况下，设定串补为 20%，在系统运行稳定后，10.5 s 时，外送线路接入 0.005 H 电感，对比文献[23]所提次同步阻尼控制器 SSDC(secondary synchronous damping controller)和本文所提 ML-ADRC 抑制效果，系统 PCC 有功功率动态响应如图 15 所示。

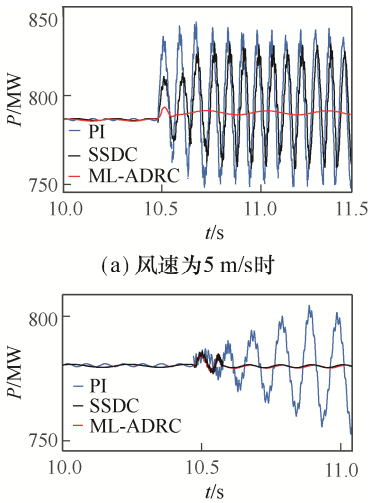


图 15　不同风速下 SSDC 与 ML-ADRC 控制效果对比

Fig. 15 Comparison of control effect between SSDC and ML-ADRC under different wind speeds

由图 15 可见，在风速为 7 m/s 时，SSDC 和 ML-ADRC 均能对振荡进行抑制，抑制效果相差较小。但在风速为 5 m/s 时，SSDC 无法有效抑制振荡，其原因主要为风速较低时振荡出现漂移，SSDC 的抗干扰能力较差，无法起到抑制效果；而本文所提的 ML-ADRC 仍能够有效抑制振荡，说明本文所提 ML-ADRC 相较于文献[23]中所提的 SSDC 具有更好的抗干扰能力，具有更好的抑制效果。

另外，设置初始风速为 9 m/s，串补度为 20%，10.0 s 时在 PCC 点设置持续 0.05 s 三相接地故障，对比不同控制延迟下 ML-ADRC 的控制效果，系统 PCC 有功功率响应如图 16 所示。

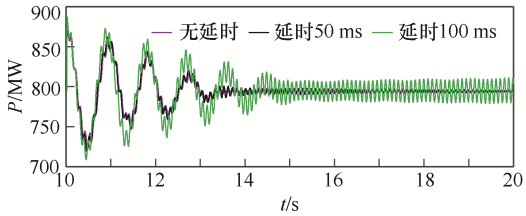


图 16 不同延时下 ML-ADRC 控制效果对比

Fig. 16 Comparison of ML-ADRC control effect under different time delays

由图 16 可见，在系统不存在延时的情况下，ML-ADRC 能够有效抑制系统振荡；在系统存在 50 ms 延时的情况下，振荡幅值和平息振荡时间有略微增加，但相差不大，仍能够有效抑制系统振荡；在系统存在 100 ms 延时的情况下，ML-ADRC 的控制效果较差。因此，延时会对系统的稳定性造成影响，从而影响自抗扰控制器的控制效果，但也能看出本文所设计 ML-ADRC 在一定延时范围内具有良好的鲁棒性。在不考虑广域控制的情况下，控制延迟一般不超过 10 ms[14]，本文所设计 ML-ADRC 完全能够承受由此带来的误差扰动，对振荡进行有效抑制。

综上，经综合迭代寻优后的 ML-ADRC 附加阻尼协调抑制策略，展现了良好的抗扰动性与鲁棒性。

4 结论

针对系统同时存在低频振荡与次同步振荡的问题，设计基于线性自抗扰控制技术的多通道附加阻尼控制器，改进优化粒子群算法，提出综合迭代寻优整定策略，整定控制器参数，实现对风火打捆外送系统低频振荡与次同步振荡的多通道协调抑制。通过时域仿真模型，验证控制策略的有效性与鲁棒性，得到以下结论。

(1)基于自抗扰控制技术，将控制器中微分观测器、状态观测器与反馈部分线性化处理，设计了双馈风机线性自抗扰附加阻尼控制器。

(2)提出双馈风电与火电打捆外送系统低频振荡与次同步振荡多通道、多频段协调抑制策略，提高了系统鲁棒性。

(3)提出了基于改进粒子群算法的综合迭代寻优参数整定方法，协调整定不同通道参数，降低了低频抑制通道对次同步频段阻尼的影响。

参考文献：

[1] 李明节, 于钊, 许涛, 等. 新能源并网系统引发的复杂振荡问题及其对策研究[J]. 电网技术, 2017, 41(4): 1035-1042.
Li Mingjie, Yu Zhao, Xu Tao, et al. Study of complex oscillation caused by renewable energy integration and its solution [J]. Power System Technology, 2017, 41(4): 1035-1042. (in Chinese)

[2] 冯双, 杨浩, 崔昊, 等. 基于 Copula 传递熵的设备级和网络频振荡传播路径分析及振荡源定位方法[J]. 电工技术学报, 2024, 39(16): 4996-5010.
Feng Shuang, Yang Hao, Cui Hao, et al. Device and network level wideband oscillations propagation path analysis and source localization method based on copula transfer entropy [J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2024, 39(16): 4996-5010. (in Chinese)

[3] 赵云灏, 夏懿, 周勤勇, 等. 风火打捆直流外送系统的直流系统无功补偿装置协调控制策略及配置方案[J]. 电网技术, 2016, 40(7): 2081-2086.
Zhao Yunhao, Xia Yi, Zhou Qinyong, et al. Coordinated control strategy and configuration scheme of RPCD of DC system for wind-thermal-bundled power transmission [J]. Power System Technology, 2016, 40(7): 2081-2086. (in Chinese)

[4] 刘青, 徐宏璐, 李杰. 基于 STATCOM/BESS 的风火打捆系统次同步振荡抑制研究[J]. 电力电容器与无功补偿, 2019, 40(3): 165-170.
Liu Qing, Xu Honglu, Li Jie. Study on sub-synchronous oscillation suppression strategy of wind-thermal power bundled transmission system based on STATCOM/BESS [J]. Power Capacitor & Reactive Power Compensation,

2019, 40(3): 165-170. (in Chinese)

[5] 张育硕, 郝丽丽, 周彦彤, 等. 风火打捆经串补外送系统次同步振荡分析及抑制策略研究[J]. 电力电容器与无功补偿, 2019, 40(6): 189-195.
Zhang Yushuo, Hao Lili, Zhou Yantong, et al. Analysis and suppression strategy of sub-synchronous oscillation for wind-thermal-bundled power transmitted by series-compensated system [J]. Power Capacitor & Reactive Power Compensation, 2019, 40(6): 189-195. (in Chinese)

[6] 赵书强, 常鲜戎, 贺仁睦, 等. PSS 控制过程中的借阻尼现象与负阻尼效应[J]. 中国电机工程学报, 2004, 24(5): 7-11.
Zhao Shuqiang, Chang Xianrong, He Renmu, et al. Borrow damping phenomena and negative damping effect of PSS control [J]. Proceedings of the CSEE, 2004, 24(5): 7-11. (in Chinese)

[7] 刘昕宇, 徐政, 邢法财, 等. 溪洛渡直流送端系统中 PSS 对次同步振荡的影响及应对措施[J]. 电力自动化设备, 2020, 40(9): 177-183.
Liu Xinyu, Xu Zheng, Xing Facai, et al. Impact of PSS on subsynchronous oscillation in Xiluodu DC sending end system and its countermeasures [J]. Electric Power Automation Equipment, 2020, 40(9): 177-183. (in Chinese)

[8] Alizadeh Pahlavani M R, Ali Mohammadpour H. Damping of sub-synchronous resonance and low-frequency power oscillation in a series-compensated transmission line using gate-controlled series capacitor [J]. Electric Power Systems Research, 2011, 81(2): 308-317.

[9] Li Yin, Fan Lingling, Miao Zhixin. Wind in weak grids: Low-frequency oscillations, subsynchronous oscillations, and torsional interactions [J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2020, 35(1): 109-118.

[10] 韩京清. 自抗扰控制技术[J]. 前沿科学, 2007, 1(1): 24-31.
Han Jingqing. Auto disturbances rejection control technique [J]. Frontier Science, 2007, 1(1): 24-31. (in Chinese)

[11] 曾四鸣, 梁纪峰, 马燕峰, 等. VSG 附加自抗扰阻尼控制抑制低频振荡研究[J]. 电网与清洁能源, 2022, 38(11): 27-34.
Zeng Siming, Liang Jifeng, Ma Yanfeng, et al. Research on VSG additional active disturbance rejection damping control to suppress low frequency oscillations [J]. Advances of Power System & Hydroelectric Engineering, 2022, 38(11): 27-34. (in Chinese)

[12] 蔡维正, 郭昆丽, 刘璐雨, 等. 基于一阶 LADRC 控制的直驱风机次同步振荡抑制策略[J]. 中国电力, 2022, 55(4): 175-184.
Cai Weizheng, Guo Kunli, Liu Luyu, et al. Subsynchronous oscillation mitigation strategy based on first-order LADRC for direct-drive wind turbines [J]. Electric Power, 2022, 55(4): 175-184. (in Chinese)

[13] Gao Zhiqiang. Scaling and bandwidth-parameterization based controller tuning [C]// Proceedings of the 2003 American Control Conference, 2003. Denver, CO, USA, 2003: 4989-4996.

[14] 陈宗祥, 赵欣雨, 张武林, 等. LLC 谐振变换器电荷自抗扰控制策略研究[J]. 电源学报, 2025, 23(6): 1-9.
Chen Zongxiang, Zhao Xinyu, Zhang Wulin, et al. Research on charge active disturbance rejection control strategy for LLC resonant converter [J]. Journal of Power Supply, 2025, 23(6): 1-9. (in Chinese)

[15] 梁纪峰, 马燕峰, 霍亚欣, 等. 基于自抗扰控制的风电并网系统广域阻尼协调控制[J]. 华北电力大学学报(自然科学版), 2021, 48(3): 22-31.
Liang Jifeng, Ma Yanfeng, Huo Yaxin, et al. Wide-area damping coordination control of wind power grid-connected system based on auto disturbance rejection control [J]. Journal of North China Electric Power University, 2021, 48(3): 22-31. (in Chinese)

[16] 马燕峰, 霍亚欣, 李鑫, 等. 考虑时滞影响的双馈风电场广域附加阻尼控制器设计[J]. 电工技术学报, 2020, 35(1): 158-166.
Ma Yanfeng, Huo Yaxin, Li Xin, et al. Design of wide area additional damping controller for doubly fed wind farms considering time delays [J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2020, 35(1): 158-166. (in Chinese)

[17] 张学毅, 张栋, 李圣清. 拓宽 LCL 型并网逆变器有效阻尼区的延时补偿策略[J]. 电源学报, 2025, 23(3): 280-289.
Zhang Xueyi, Zhang Dong, Li Shengqing. Delay compensation strategy for widening effective damping

zone of LCL grid-connected inverter [J]. Journal of Power Supply, 2025, 23(3): 280-289. (in Chinese)

[18] 高本锋, 刘培鑫, 刘王锋, 等. 直驱风电场并网对火电机组次同步谐振影响[J]. 电工技术学报, 2024, 39(11): 3308-3322.
Gao Benfeng, Liu Peixin, Liu Wangfeng, et al. Influence of grid connected direct drive wind farm on subsynchronous resonance of thermal power units [J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2024, 39(11): 3308-3322. (in Chinese)

[19] 王秀茹, 韩少华, 邱冬, 等. 风电系统直流母线电压的自抗扰控制与分析[J]. 电源学报, 2021, 19(6): 42-49.
Wang Xiuru, Han Shaohua, Qiu Dong, et al. Active disturbance rejection control and analysis of DC bus voltage in wind power system [J]. Journal of Power Supply, 2021, 19(6): 42-49. (in Chinese)

[20] 高本锋, 胡韵婷, 李忍, 等. 基于自抗扰控制的双馈风机次同步控制相互作用抑制策略研究[J]. 电网技术, 2019, 43(2): 655-664.
Gao Benfeng, Hu Yunting, Li Ren, et al. Research on subsynchronous control interaction mitigation strategy based on active disturbance rejection control for doubly-fed induction generator [J]. Power System Technology, 2019, 43(2): 655-664. (in Chinese)

[21] 靳江江. 基于线性自抗扰控制的双馈风力发电系统并网控制研究[D]. 西安: 西安理工大学, 2020.
Jin Jiangjiang. Research on grid connection control of doubly fed wind power generation system based on linear active disturbance rejection control [D]. Xi'an: Xi'an University of Technology, 2020. (in Chinese)

[22] 蔡卫江, 李雪锋, 赵士正. 基于粒子群算法的 SVC 抑制阻尼系统振荡控制器设计[J]. 电力科学与技术学报, 2020, 35(5): 60-65.
Cai Weijiang, Li Xuefeng, Zhao Shizheng. Design of oscillation controller of SVC damping system based on particle swarm algorithm [J]. Journal of Electric Power Science and Technology, 2020, 35(5): 60-65. (in Chinese)

[23] 赵书强, 张学伟, 高本锋, 等. 风火打捆经直流送出的次同步振荡分析与抑制措施[J]. 电工电能新技术, 2017, 36(3): 41-50.
Zhao Shuqiang, Zhang Xuewei, Gao Benfeng, et al. Analysis and countermeasure of sub-synchronous oscillation in wind-thermal bundling system sent out via HVDC transmission [J]. Advanced Technology of Electrical Engineering and Energy, 2017, 36(3): 41-50. (in Chinese)



刘新元

作者简介：

刘新元(1986—)，男，硕士，高级工程师。研究方向：电力系统运行分析，新能源联网发电关键技术。E-mail：liuxinyuan1208@163.com。

张谦(1992—)，男，硕士。研究方向：电力系统稳定与控制，电力系统电压稳定。E-mail：qianzhang@whu.edu.cn。

程有深(1999—)，男，通信作者，硕士研究生。研究方向：新能源电力系统稳定性分析。E-mail：1500903459@qq.com。

马燕峰(1978—)，女，博士，副教授。研究方向：新能源电力系统分析、运行与控制。E-mail：ma_yanfeng@163.com。

赵书强(1964—)，男，博士，教授。研究方向：电力系统分析与控制。E-mail：zsqdl@163.com。

程雪婷(1991—)，女，硕士，高级工程师。研究方向：新能源并网运行控制，电网分析。E-mail：cheng_xueting@163.com。

(责任编辑：耿越)