

# 风火打捆外送系统次同步振荡的改进自抗扰直流附加阻尼控制

毕悦<sup>1</sup>, 刘天琪<sup>1</sup>, 赵磊<sup>2</sup>, 李兴源<sup>1</sup>, 顾雨嘉<sup>3</sup>

(1. 四川大学 电气信息学院, 四川 成都 610065; 2. 国网江苏电力公司电力科学研究院, 江苏 南京 210000;

3. 国网宁夏电力公司电力科学研究院, 宁夏 银川 750011)

**摘要:**针对送端电网大规模风电接入可能加剧火电机组次同步振荡的问题,提出一种基于改进遗传算法的自抗扰附加阻尼控制方法。利用基于总体最小二乘法-旋转不变技术的信号参数估计(TLS-ESPRIT)算法对系统进行次同步振荡特性辨识,根据主模比指标选择合适的控制反馈信号,得到系统在次同步频段内各振荡模式对应的低阶传递函数;结合时间乘绝对误差积分准则(ITAE)指标与极大极小值原理确定被控系统控制目标,并利用改进遗传算法寻优确定多通道自抗扰控制器参数。在PSCAD上搭建含大规模风电的测试系统模型,仿真结果表明基于改进自抗扰控制的附加次同步阻尼控制器在送端电网多种运行方式和不同故障情况下都能有效抑制汽轮发电机组的次同步振荡,鲁棒性较强,同时低阶自抗扰控制器也具有令人满意的控制效果。

**关键词:**风火打捆;次同步振荡;自抗扰控制;改进遗传算法;附加次同步阻尼控制器

**中图分类号:**TM 721

**文献标识码:**A

**DOI:**10.16081/j.issn.1006-6047.2018.11.026

## 0 引言

随着新能源开发规模的逐年增大,以风电为代表的新型能源大量接入以火电为主的传统电力系统,这给次同步振荡SSO(SubSynchronous Oscillation)的研究带来了新的挑战。高压直流输电HVDC(High Voltage Direct Current)可能引发汽轮发电机组的次同步扭振,导致机组大轴的疲劳累积甚至断裂,严重威胁电力系统的稳定运行<sup>[1]</sup>。风电接入后,风电、火电和HVDC之间的次同步交互作用变得更加复杂,加大了引发汽轮发电机次同步扭振的可能性。如2015年7月,我国新疆哈密地区频繁出现直驱风电机组参与的SSO,SSO功率穿越多级电网激发300 km外的某电厂汽轮机组轴系扭振,造成该电厂机组全跳、天中特高压直流送出功率骤降的严重事故。为降低风火打捆弱送端系统中常规火电机组发生次同步扭振的可能性及由此带来的经济损失,加强风火打捆直流外送系统的SSO抑制已势在必行。

针对传统火电机组经HVDC送出引起的SSO问题,目前多采用遗传算法GA(Genetic Algorithm)、粒子群优化算法、模糊免疫算法等<sup>[2-5]</sup>现代控制工程中的新方法设计附加次同步阻尼控制器SSDC(Supplementary Subsynchronous Damping Controller)。上述各类控制方法虽对SSO有较好的抑制效果,但对系统模型规模和参数准确度要求较高,而对电力系统进行详细建模存在较大困难,使其控制性能具有一定局限性,且控制器阶数一般较高,不利于实际

工程应用。

自抗扰控制ADRC(Active Disturbance Rejection Control)克服了上述方法的缺点,且较好提升了比例-积分-微分(PID)控制器的控制性能,已被广泛应用于我国电力系统。文献[6]将矢量控制与ADRC相结合,应用于双馈发电机空载并网,使风机并网后具有优良的动态性能。文献[7]对传统ADRC的非线性函数进行改进,并以此为基础设计了MMC-HVDC的外环控制器,使电流内环离散控制器带来的抗扰性下降问题得到有效改善。文献[8]引入基于自抗扰的多目标非线性控制方法,有效地实现了传统火电机组中低频振荡的附加本地控制。上述文献虽已将ADRC分别应用于风电并网控制、柔直外环电流控制及低频振荡附加阻尼控制,然而却鲜有将其应用于SSO的抑制领域。

基于此,为了计及大容量风电接入对传统汽轮发电机组轴系扭振的影响,本文考虑送端电网风火打捆经HVDC送出的新能源并网情况,通过基于总体最小二乘法-旋转不变技术的信号参数估计TLS-ESPRIT(Total Least Squares-Estimation of Signal Parameters via Rotational Invariance Techniques)算法辨识系统SSO特性并计算主模比指标选择最优的控制反馈信号,同时结合控制受限的时间乘绝对误差积分准则(ITAE)指标和极大极小值原理,设计出基于自适应GA的自抗扰多通道SSDC;最后在PSCAD中搭建基于某实际工程的测试模型并进行多种运行方式和不同故障情况下的仿真测试,仿真结果验证了所提阻尼控制策略的有效性及鲁棒性。

## 1 基于改进GA的ADRC

### 1.1 自抗扰控制器基本原理及结构

ADRC可有效解决大规模、变结构、不确定系统

收稿日期:2017-10-05;修回日期:2018-07-24

基金项目:国家电网公司科技项目(SGNXDK00BGJS1600021)

Project supported by the Science and Technology Project of State Grid Corporation of China(SGNXDK00BGJS1600021)

的控制问题,且不依赖被控对象的精确数学模型,能自动估计和补偿被控对象的内外扰动,具有很强的适应性和鲁棒性<sup>[9]</sup>。

相比 PID 控制存在的不易提取误差微分信号、积分反馈可能劣化系统动态特性、加权和策略不为最优等缺点,ADRC 利用非线性微分跟踪器 TD(Tracking Differentiator)、扩张状态观测器 ESO(Extended State Observer)、非线性误差反馈 NLSEF(NonLinear State Error Feedback)三部分对其加以合理改进,谋求更优控制性能。以二阶 ADRC 为例,其具体控制结构如图 1 所示。

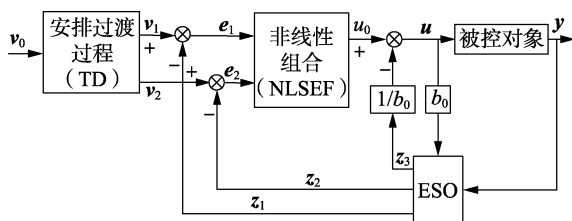


图 1 自抗扰控制器结构图

Fig.1 Structure of active disturbance rejection controller

**a.** 设计最速离散跟踪微分器,安排合适过渡过程,以缓解“快速性”与“超调”间的矛盾,做到合理提取误差微分信号。

$$\begin{cases} \mathbf{e} = \mathbf{v}_1 - \mathbf{v}_0, \mathbf{f}_h = \text{fhan}(\mathbf{e}, \mathbf{v}_2, r_0, h_0) \\ \mathbf{v}_1 = \mathbf{v}_1 + h\mathbf{v}_2 \\ \mathbf{v}_2 = \mathbf{v}_2 + h\mathbf{f}_h \end{cases} \quad (1)$$

其中,  $\mathbf{v}_0$  为输入信号整定值;  $\mathbf{v}_1$ 、 $\mathbf{v}_2$  分别为安排的过渡过程和微分信号;  $\mathbf{e}$  为输入信号  $\mathbf{v}_0$  与其跟踪信号  $\mathbf{v}_1$  的误差信号;  $h$  为积分步长;  $r_0$  为速度因子;  $h_0$  为滤波因子;  $\text{fhan}()$  为韩函数, 详细计算参见文献[9]。

**b.** 利用 ESO 以系统输出量  $y$  和控制量  $u$  来跟踪估计系统状态和总扰动。

$$\begin{cases} \mathbf{e}_u = \mathbf{z}_1 - \mathbf{y}, \mathbf{f}_e = \text{fal}(\mathbf{e}_u, 0.5, \delta), \mathbf{f}_{e1} = \text{fal}(\mathbf{e}_u, 0.25, \delta) \\ \mathbf{z}_1 = \mathbf{z}_1 + h(\mathbf{z}_2 - \beta_{01} \mathbf{e}_u) \\ \mathbf{z}_2 = \mathbf{z}_2 + h(\mathbf{z}_3 - \beta_{02} \mathbf{f}_e + b_0 \mathbf{u}) \\ \mathbf{z}_3 = \mathbf{z}_3 + h(-\beta_{03} \mathbf{f}_{e1}) \end{cases} \quad (2)$$

其中,  $\mathbf{z}_1$ 、 $\mathbf{z}_2$  为对输出向量  $\mathbf{y}$  和其微分信号的估计量;  $\mathbf{z}_3$  为估计“总扰动”中未知部分的“实时作用量”;  $\text{fal}(\cdot)$  为幂次函数, 其详细计算参见文献[9];  $\mathbf{e}_u$  为 ESO 输出信号  $\mathbf{z}_1$  与系统输出信号  $\mathbf{y}$  的误差信号;  $\delta$  为滤波因子, 用以界定误差信号  $\mathbf{e}_u$  的大小;  $b_0$  为补偿因子, 是控制时滞系统时的主要调节参数;  $\beta_{01}$ 、 $\beta_{02}$ 、 $\beta_{03}$  为一组可调参数。

c. 以非线性误差反馈替代线性反馈,利用动态补偿线性化手段将被控对象转变为积分串联型系统,形成最终控制量。

$$\begin{cases} \mathbf{e}_1 = \mathbf{v}_1 - \mathbf{z}_1, \mathbf{e}_2 = \mathbf{v}_2 - \mathbf{z}_2 \\ \mathbf{u}_0 = \beta_1 \text{fal}(\mathbf{e}_1, 0.5, \delta) + \beta_2 \text{fal}(\mathbf{e}_2, 1, \delta) \\ \mathbf{u} = \mathbf{u}_0 - \mathbf{z}_3 / b_0 \end{cases} \quad (3)$$

其中,  $\mathbf{e}_1$ 、 $\mathbf{e}_2$  分别为 TD 输出信号与 ESO 输出信号差值;  $\mathbf{u}_0$  为未经 ESO 动态补偿的控制器输出;  $\mathbf{u}$  为控制器最终输出;  $\beta_1$ 、 $\beta_2$  为一组可调参数。

### 1.2 基于改进 GA 的自抗扰参数整定

自抗扰控制器需整定的参数较多,设计中根据文献[9]取  $r_0=10$ 、 $h=h_0=0.01$ 、 $b_0=5$ 。而 ESO 参数  $\beta_{01}$ 、 $\beta_{02}$ 、 $\beta_{03}$  和非线性反馈参数  $\beta_1$ 、 $\beta_2$  对控制器性能影响较大,但一般只能由分离性原则初步确定<sup>[9]</sup>,再根据具体被控对象依经验调整。传统设计方法既耗时又不能达到最优控制效果,故提出一种自适应交叉变异的 GA 来求解自抗扰最优控制时各参数  $[\beta_{01}, \beta_{02}, \beta_{03}, \beta_1, \beta_2]$  的值。改进 GA 设计控制器过程如下<sup>[10]</sup>。

(1)产生初始种群。

随机产生初始种群,个体采用浮点编码方式,染色体长度为待求参数 $[\beta_{01}, \beta_{02}, \beta_{03}, \beta_1, \beta_2]$ 的个数。

(2) 确定适应度函数。

设置合理适应度函数是 GA 整体寻优的重要环节。选用控制系统中的误差泛函评价 ITAE 指标作为 ADRC 的控制目标,同时考虑被控对象可能的固有饱和特性,加权引入控制量受限因素,确定出综合考虑误差泛函和控制能量受限的多目标评价指标<sup>[11]</sup>,如式(4)所示。

$$J = J_{\text{ITAE}} + J_u = \int_0^\infty t \|\mathbf{e}(t)\| dt + \eta \|\mathbf{u}_{\max} - \mathbf{u}_{\min}\| \quad (4)$$

其中,  $e(t)$  为控制误差;  $u_{\max}$ 、 $u_{\min}$  分别为控制器输出最大、最小值;  $\eta$  为权重系数, 且  $\eta > 0$ , 针对本文受控系统, 寻优时取  $\eta = 0.2$ 。

ADRC 设计的关键在于确定控制器参数矩阵  $\boldsymbol{\beta}=[\beta_{01}, \beta_{02}, \beta_{03}, \beta_1, \beta_2]$ , 以保证控制器在系统所有可能的运行条件下都能获得理想控制效果。此问题可归类于数学上的极大极小值问题<sup>[12]</sup>, 故定义 GA 最终采用的适应度函数为:

$$J' = \min_{\beta \in R_1} \{ \max_{C \in R_2} J \} \quad (5)$$

其中,矩阵  $\mathbf{C}$  为系统的运行条件矩阵;  $\mathbf{R}_1$  为所有可能的控制器参数的集合;  $\mathbf{R}_2$  为所有可能的运行条件的集合。

### (3) 遗传操作。

**a. 选择:**计算种群中各个体的适应度值,并以优劣排序选出精英父代。

**b. 交叉、变异:**为避免 GA 陷入局部最优,寻优中改进为采用自适应交叉、变异方式。传统 GA 中,交叉概率  $P_c$  通常取值较大,而变异概率  $P_m$  反之且在整个寻优过程中保持不变。实际上,随着进化代

数的增大,个体已趋于一致,继续沿用过大的  $P_c$  以产生新个体的效率极低;同时较小的  $P_m$  不能使种群有效摆脱超平面,易陷入局部最优的困局。故控制器设计时遗传操作中的  $P_c$ 、 $P_m$  按式(6)进行自适应调节。

$$P = \begin{cases} k_1 + \frac{(k_2 - k_1)(f_{\max} - f)}{f_{\max} - f_{\text{avg}}} & f \geq f_{\text{avg}} \\ k_2 & f < f_{\text{avg}} \end{cases} \quad (6)$$

其中,  $f_{\max}$  为种群最大适应度值;  $f_{\text{avg}}$  为每代群体的平均适应度值;  $f$  为将要交叉或变异个体的适应度值;  $k_1$ 、 $k_2$  取区间(0,1)内的值,若根据需求分别取不同的  $k_1$ 、 $k_2$  值来计算  $P_c$ 、 $P_m$ ,即可自适应地调整  $P_c$  和  $P_m$ ,本文计算  $P_c$  时取  $k_1=0.7$ 、 $k_2=0.9$ ,计算  $P_m$  时取  $k_1=0.005$ 、 $k_2=0.2$ 。

自适应调节  $P_c$  和  $P_m$  后,可实现当种群个体适应度值趋于一致或局部最优时,  $P_c$  和  $P_m$  增大,反之减小。由此保证  $f$  高于  $f_{\text{avg}}$  的个体取较小的  $P_c$  和  $P_m$ ,以保护该个体优先进入下一代;对  $f$  低于  $f_{\text{avg}}$  的个体取较大的  $P_c$  和  $P_m$ ,使该个体被加速淘汰。

(4) 终止条件判断。

按式(5)经内、外层寻优后,根据选择的合适的最大遗传代数或适应度值不再变化时的代数终止 GA,确定出 ADRC 最优参数。

## 2 风火打捆外送系统 SSDC 设计

### 2.1 仿真系统介绍

某实际直流工程孤岛运行时为典型的弱系统工况,在该运行方式下,送端电网汽轮发电机组可能发生 SSO<sup>[13]</sup>。同时,当直驱风机在送端电网所占比例较高且参数设计未考虑接入弱系统后的适应性时,当并网规模、风电出力及系统工况满足一定条件后,故障工况下风机可能成为系统中的次同步谐波源,加大激发附近汽轮机组轴系大幅扭振的可能性<sup>[14]</sup>。以向上直流孤岛的运行拓扑结构为基础,结合哈密“7.1”事件,在送端火电场附近接入永磁直驱风电基地,搭建图 2 所示的风火打捆经 LCC-HVDC 外送的系统模型,以验证本文控制器的有效性。

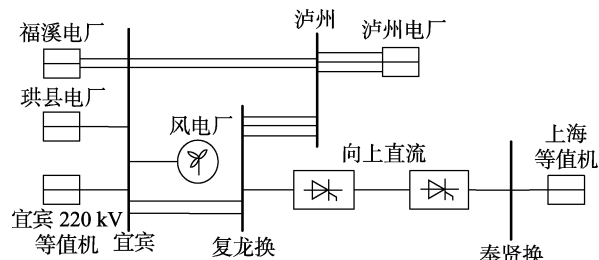


图 2 测试系统孤岛运行拓扑结构图

Fig.2 Topology of test system operating in isolated island mode

搭建测试系统电磁暂态模型时,主要考虑 500 kV 线路,适当等值处理 220 kV 的线路及所带负荷。直驱风电场经升压后接入宜宾变电站,该风电场由

360 台永磁直驱式风力发电机组等值聚合而成,聚合模型由在单台永磁同步型风电机组(PMSG)详细模型上并联理想受控电流源后得到,其总容量为 500 MW,风电渗透率达到 15%。送端交流系统共 5 台型号相同的汽轮发电机组,且均采用 4 质量块模型表示,其转子轴系主要包括高中合缸(HIP)、低压缸 A(LPA)、低压缸 B(LPB)和发电机(GEN)4 个轴段。直流系统正常运行时,整流侧采用定电流控制,逆变侧采用定熄弧角控制,直流双极额定输送容量为 3 200 MW。

对于测试系统,机组作用系数 UIF(Unit Interaction Factor)可用于表征第  $i$  台发电机与直流换流站间的相互作用程度<sup>[1]</sup>:

$$\alpha_{\text{UIFi}} = \frac{S_{\text{HVDC}}}{S_i} \left( 1 - \frac{S_{\text{Ci}}}{S_{\text{total}}} \right)^2 \quad (7)$$

其中,  $S_{\text{HVDC}}$  为直流输电系统额定容量(MW);  $S_i$  为第  $i$  台发电机组的额定容量(MV·A);  $S_{\text{Ci}}$ 、 $S_{\text{total}}$  分别为不包括和包括第  $i$  台发电机组贡献的直流整流站交流母线上的三相短路容量(MV·A),且短路容量均不计交流滤波器的贡献作用。

直驱风机出口短路时 a 相短路电流  $i_a(t)$  如式(8)所示<sup>[15]</sup>。

$$i_a(t) = \sqrt{2} U_m \left[ \left( \frac{1}{X_d''} - \frac{1}{X_d'} \right) e^{-\frac{t}{\tau_d'}} + \frac{1}{X_d} + \left( \frac{1}{X_d'} - \frac{1}{X_d} \right) e^{-\frac{t}{\tau_d}} \right] \times \cos(\theta + \omega t) - \frac{\sqrt{2} U_m}{X_d''} \theta e^{-\frac{t}{\tau_d}} \quad (8)$$

其中,  $U_m$  为机端稳态电压;  $\tau_a$ 、 $\tau_d'$ 、 $\tau_d''$  分别为非周期分量时间常数、暂态时间常数和次暂态时间常数;  $X_d$ 、 $X_d'$ 、 $X_d''$  分别为同步电机直轴电抗、直轴暂态电抗和直轴次暂态电抗;  $\omega$  为角频率;  $\theta$  为电流初相角。

由式(8)可得直驱风电机组较传统同步发电机在系统故障时能提供的短路电流更小,即用等容量的风电机组替代常规汽轮发电机后,交流母线短路容量  $S_{\text{Ci}}$ 、 $S_{\text{total}}$  将同时减小  $\Delta S$ ,而式(9)恒大于 0,故随风电渗透率的增大,  $S_{\text{Ci}}/S_{\text{total}}$  减小,代入式(7),则  $1 - S_{\text{Ci}}/S_{\text{total}}$  增大,导致临近火电机组作用系数增大,即火电机组与 HVDC 系统之间的相互作用增强,可能会减弱火电机组的次同步阻尼,使其在故障情况下更被易激发而发生 SSO。

$$\frac{S_{\text{Ci}}}{S_{\text{total}}} - \frac{S_{\text{Ci}} - \Delta S}{S_{\text{total}} - \Delta S} = \frac{\Delta S (S_{\text{total}} - S_{\text{Ci}})}{S_{\text{total}} (S_{\text{total}} - \Delta S)} \quad (9)$$

向上直流等输送容量时,在宜宾变电站接入 500 MW 直驱风电机组与用 500 MW 同步发电机组替换风电机组 2 种情况下,宜宾至复龙换单线三相短路时测量到的故障线路短路电流值如表 1 所示(表中电流均为标幺值)。

表 1 PMSG 与同步发电机短路电流大小比较

Table 1 Comparison of short circuit current between PMSG and synchronous generator

| 接入机组  | 外送容量/<br>MW | 瞬时最大<br>短路电流 | 稳态短路<br>电流 |
|-------|-------------|--------------|------------|
| 直驱风机  | 3 200       | 2.7          | 2.3        |
| 同步发电机 | 3 200       | 3.5          | 2.9        |

## 2.2 系统振荡特性辨识

作为控制器输入的反馈信号的选择对于 SSDC 的设计非常重要,使用 TLS-ESPRIT 辨识方法<sup>[16-17]</sup>结合主模比 DMR (Dominant Mode Ratio) 指标<sup>[18-19]</sup>可确定最优反馈信号。选择主模比最大的反馈信号可使单位控制输出量对弱阻尼 SSO 的阻尼能力最大。主模比指标的计算公式为:

$$DMR = \frac{|c_{\varphi_i}| |z_i(0)|}{\sum_{k=1}^n |c_{\varphi_k}| |z_k(0)|} \quad (10)$$

其中,  $|c_{\varphi_i}|$  和  $|c_{\varphi_k}|$  分别为控制输出在主导振荡模式和其他模式下的模式可观性;  $|z_i(0)|$  和  $|z_k(0)|$  分别为扰动后主导振荡模式和其他模式的初始能量,均可由 TLS-ESPRIT 算法辨识得到。

利用主模比指标计算得到福溪 1 号机组转子角速度差  $\Delta\omega$  对次同步分量的控制响应特性优于本地换流母线电压或电流等其他反馈信号,具体计算结果见表 2,故选取福溪 1 号机组的  $\Delta\omega$  作为 SSDC 的控制输入。

表 2 反馈信号主模比计算结果

Table 2 Calculative results of dominant mode ratio for feedback signals

| 反馈信号         | 主模比值  |
|--------------|-------|
| 福溪 1 号机组角速度差 | 0.756 |
| 珙县 1 号机组角速度差 | 0.689 |
| 泸州机组角速度差     | 0.663 |
| 复龙换母线电压      | 0.708 |
| 复龙换母线电流      | 0.694 |

在直流整流侧定电流处施加 0.05 p.u. 阶跃扰动,取福溪 1 号机组在有无小扰动时的转子角速度差  $\Delta\omega$  为输出,利用 TLS-ESPRIT 算法对测试系统在有无风电场接入情况下进行振荡特性辨识,辨识结果如表 3 所示(表中振荡幅值为标么值)。

表 3 TLS-ESPRIT 算法振荡模式辨识结果

Table 3 Identification results of oscillation modals by TLS-ESPRIT algorithm

| 振荡模式     | 振荡<br>频率/Hz | 振荡幅值    | 振荡<br>相角/(°) | 阻尼比/<br>% |
|----------|-------------|---------|--------------|-----------|
| 无风电 SSO1 | 13.376      | 0.016 9 | -113.20      | 0.03      |
| 无风电 SSO2 | 24.444      | 0.012 2 | -164.61      | 0.11      |
| 含风电 SSO1 | 13.387      | 0.014 3 | -113.89      | -0.02     |
| 含风电 SSO2 | 24.489      | 0.008 1 | -176.46      | 0.07      |

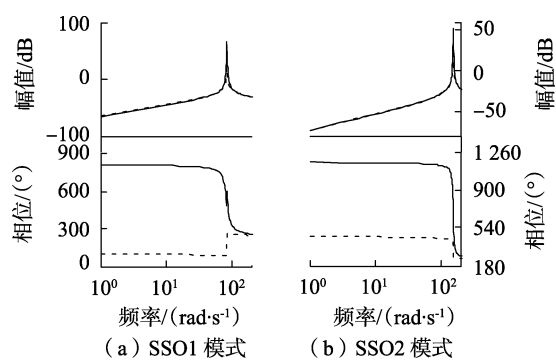
由表 3 可知,该系统在有无风电场时均存在 2 个次同步频段振荡模式,频率分别约为 13.4 Hz 和 24.5 Hz,但风电场并网后,使振荡模式 SSO1 和 SSO2 的幅值及相位都发生了偏移,振荡幅值虽略为减小但系统原阻尼被削弱,甚至造成振荡模式 SSO1 阻尼变负,极易引起振荡发散,威胁系统稳定运行。辨识结果验证了 2.1 节中对于风电机组并网可能加大临近火电机组发生 SSO 可能性的推论。

## 2.3 自抗扰附加阻尼控制器设计

根据表 3 辨识结果,利用 6 阶巴特沃兹 (Butterworth) 带通滤波器将不同振荡模式分解到不同通道,并分别再次利用 TLS-ESPRIT 算法对 2 种振荡模式的系统模型重新进行辨识,然后通过平衡截断法降阶,保留各振荡模式对应的主导极点,得到 2 种振荡模式对应的系统低阶传递函数,分别如式 (11)、(12) 所示。系统降阶前后波特图如图 3 所示,在关注的次同步频段内,降阶前后幅频特性保持一致,而对降阶导致的相频特性差异可由 ADRC 中的 ESO 进行相位补偿,使低阶 ADRC 也能得到满意控制效果<sup>[8]</sup>。

$$G_{SSO1}(s) = \frac{-0.011 \ 3s^2 + 4.036s}{s^2 - 0.032 \ 71s + 7 \ 076} \quad (11)$$

$$G_{SSO2}(s) = \frac{-0.016 \ 3s^2 + 0.258 \ 2s}{s^2 + 0.231 \ 7s + 23 \ 640} \quad (12)$$



—降阶前, ----降阶后

图 3 系统降阶前后波特图

Fig.3 Bode diagram before and after reducing system order

分别以式 (11) 和式 (12) 传递函数代表的系统作为 ADRC 的被控对象,利用提出的基于改进 GA 的 ADRC 设计多通道 2 阶自抗扰附加阻尼控制器。控制器设计具体步骤如下。

a. 利用 TLS-ESPRIT 方法结合仿真对发电机转子角速度差、换流母线电压、电流等备选反馈信号进行 SSO 特性辨识,得到次同步频段的振荡频率、阻尼特性等信息;计算各备选反馈信号主模比指标,选择主模比最大的信号作为控制器设计反馈信号。

b. 根据步骤 a 中辨识得到的 SSO 频率,选择合适的带通滤波器将不同振荡模式分解到不同通道,

再次利用 TLS-ESPRIT 方法对所选择的反馈信号进行辨识,得到系统在次同步频段内各振荡模式对应的低阶传递函数。

c. 以辨识得到的低阶传递函数为被控对象,结合 ITAE 指标与极大极小值原理确定被控系统控制目标,利用改进 GA 寻优得到多通道自抗扰控制器参数,完成控制器设计。自抗扰直流附加阻尼控制器结构如图 4 所示,图中  $\alpha$ 、 $\gamma$  分别为 HVDC 触发角、逆变角。

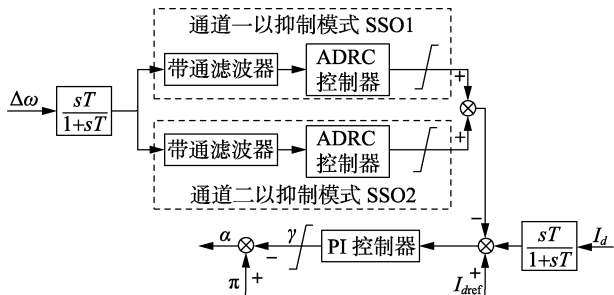


图 4 多通道自抗扰直流附加阻尼控制器结构图

Fig.4 Structure of multi-channel DC additional damping controller based on ADRC

GA 以式(5)寻优时,取控制器参数搜索范围  $R_1$  为  $\beta_{03} \in (1, 50)$  及  $\beta_{01}, \beta_{02}, \beta_1, \beta_2 \in (0.001, 10)$ , 取系统运行条件搜索范围  $R_2$  为  $P_{DC} \in (10\%, 100\%)$ , 结合极大极小值原理,式(5)所示目标函数表示为:

$$J' = \min_{\beta_{03} \in (1, 50); \beta_{01}, \beta_{02}, \beta_1, \beta_2 \in (0.001, 10)} \left\{ \max_{P_{DC} \in (10\%, 100\%)} J \right\} \quad (13)$$

针对振荡模式 SSO1 和 SSO2,设计出的多通道二阶自抗扰控制器的具体参数为:SSO1 中  $\beta_{03} = 4.425$ ,SSO2 中  $\beta_{03} = 6.675$ ;其余各参数  $[\beta_{01}, \beta_{02}, \beta_1, \beta_2] = [0.858, 3.343, 0.696, 0.418]$ ,两振荡模式下取值相同。同时,本文利用分离性原则设计出传统 ADRC 及由 Ziegler-Nichols 整定法则设计出 PI 控制器,以对比验证所提改进自抗扰控制器的控制有效性。PI 控制器具体参数:  $K = [K_{SSO1}, K_{SSO2}] = [0.0005, 0.005]$ ,  $T_i = [T_{SSO1}, T_{SSO2}] = [4.8, 3.5]$  s。

### 3 仿真结果及分析

在 PSCAD 上搭建图 2 所示仿真模型,在向上直流整流侧定电流处附加本文提出的改进多通道自抗扰阻尼控制器、传统自抗扰阻尼控制器及经典 PI 控制器后,仿真分析在多种运行方式和不同扰动作用下的系统动态特性,以验证各控制器对 SSO 的抑制作用。仿真时控制风速恒定为 15 m/s,风电场满发。由于选取控制信号为福溪 1 号机组  $\Delta\omega$ ,为广域测量信号而非本地信号,故仿真时考虑 5 ms 信号传输时滞,时滞采用 Pade 环节近似替代<sup>[13]</sup>。

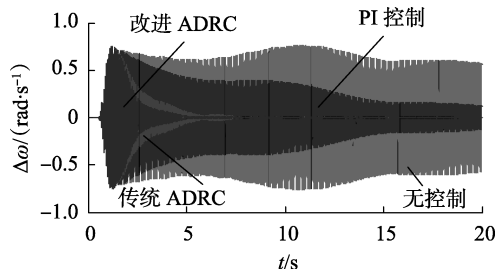
选取孤岛时向上直流双极全功率运行三相故障(方式 1)、单极降功率至 50% 运行三相故障(方式 2)、双极降功率至 15% 运行单相故障(方式 3) 3 种

扰动。故障设置方式如下:

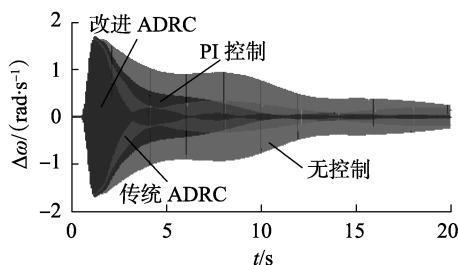
a. 复龙换流侧换流母线处 0.5 s 发生三相接地故障,故障持续 0.05 s;

b. 泸州到向家坝甲线线路 99% 处,1 s 时发生单相(A 相)接地故障,故障持续 0.1 s。

3 种方式的仿真结果分别如图 5—7 所示,限于篇幅,每种故障只给出典型发电机振荡情况。图 5 为方式 1 下福溪电厂在 13.4 Hz 和 24.5 Hz SSO 模式下的转子角速度差;图 6 为方式 2 下低压缸 A 到低压缸 B 的扭矩  $T_{A-B}$  及低压缸 B 到发电机的扭矩  $T_{B-G}$  (图中纵轴均为标么值);图 7 为方式 3 下福溪电厂和泸州电厂在 SSO 频段 5~45 Hz 内的转子角速度差。



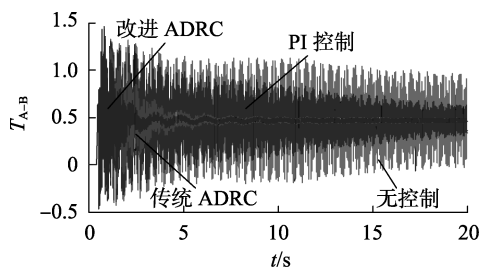
(a) SSO1 模式



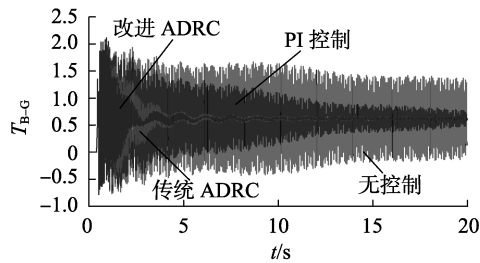
(b) SSO2 模式

图 5 方式 1 下福溪机组的转子角速度差

Fig.5 Rotor velocity difference of Mode 1 for Fuxi unit



(a)  $T_{A-B}$



(b)  $T_{B-G}$

图 6 方式 2 下福溪机组的轴系扭矩

Fig.6 Torque results of Mode 2 for Fuxi unit

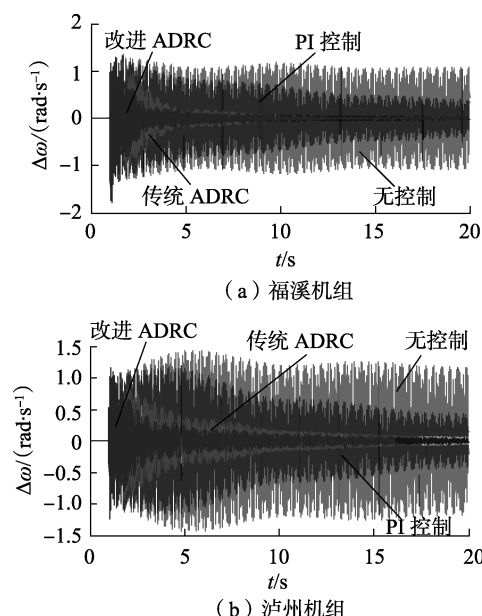


图 7 方式 3 下各电厂机组 SSO 频段的转子角速度差

Fig.7 Rotor velocity difference of Mode 3 for Fuxi unit and Luzhou unit in SSO frequency range

图 5—7 所示的不同方式仿真结果均表明,未加 SSDC 前送端电厂 SSO 严重,极易造成机组大轴的疲劳累积。图 5 和图 6 为不同工况的同种故障,表明在加入改进自抗扰 SSDC 后,不论向上直流单极或双极运行发生严重三相接地故障,轴系扭振  $T_{A-B}$  对应的 SSO1 模式、 $T_{B-C}$  对应的 SSO2 模式都能得到较好抑制。改进自抗扰 SSDC 在故障清除 2.5 s 后均能有效平息振荡,相比传统 ADRC 和 PI 控制器,其能在更短时间内阻尼系统 SSO,对福溪电厂火电机组的 SSO 具有很好的抑制作用。图 7 表明在同时改变系统运行方式和施加的故障类型时,PI 附加控制器抑制效果明显变差,仿真 20 s 后送端各电厂火电机组在次同步频段内的转子角速度差仍存在较大幅值的持续减幅振荡,而经 GA 优化后的 ADRC 在该情况仍能实现对 SSO 的快速、平稳抑制,其鲁棒性优于传统 ADRC 和 PI 控制器,更有利于延长各汽轮机组的使用寿命。

可见在多种工况及不同故障下,经 GA 优化后的改进自抗扰次同步附加控制器均能在短时间内有效阻尼火电机组各质量块间的轴系扭振,保证送端系统汽轮发电机的轴系安全,相比传统 ADRC 和 PI 控制器,具有更优控制性能。

## 4 结论

本文运用改进 GA 解决自抗扰控制器参数不易整定的问题,设计出适用于风火打捆直流外送系统的 SSO 附加阻尼控制器。其具有如下优点:

a. 考虑新能源接入传统火电厂附近的 SSO 问题,建立基于实际工程的含大规模风电并网经 LCC-

HVDC 送出的仿真模型,并通过 TLS-ESPRIT 算法辨识得到系统各 SSO 模式下对应的低阶传递函数,以减小建立大系统数学模型的复杂程度;

b. 利用 ADRC 在无被控对象精确数学模型下能实时估计并补偿系统内外总扰动的优点,依据主模比指标选择控制器的合适反馈信号,同时结合控制受限系统的 ITAE 指标与极大极小值原理确定被控系统最优控制目标,最后经改进 GA 寻优设计出低阶多通道自抗扰附加阻尼控制器;

c. 仿真结果表明,针对 SSO 设计的改进自抗扰附加阻尼控制器,在测试系统多种运行方式和不同故障情况下,相比传统 ADRC 和 PI 控制器,都能更加快速、有效地抑制系统 SSO,控制鲁棒性更强。

## 参考文献:

- [1] 李兴源. 高压直流输电系统[M]. 北京: 科学出版社, 2010: 177-183.
- [2] BJORKLIND H, JOHANSSON K E, LISS G. Damping of subsynchronous oscillations in systems containing turbine and HVDC links [J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2007, 22(1): 314-323.
- [3] 江全元, 程时杰, 曹一家. 基于遗传算法的 HVDC 附加次同步阻尼控制器的设计[J]. 中国电机工程学报, 2002, 22(11): 87-91.  
JIANG Quanyuan, CHENG Shijie, CAO Yijia. Design of HVDC subsynchronous damping controller using genetic algorithms [J]. Proceedings of the CSEE, 2002, 22(11): 87-91.
- [4] 顾威, 李兴源, 王渝红, 等. 基于改进粒子群算法的次同步阻尼控制器设计[J]. 电网技术, 2010, 34(8): 52-56.  
GU Wei, LI Xingyuan, WANG Yuhong, et al. Design of subsynchronous damping controller based on improved particle swarm optimization algorithm [J]. Power System Technology, 2010, 34(8): 52-56.
- [5] 伍凌云, 李兴源, 龚勋. 基于模糊免疫方法的次同步阻尼控制器设计[J]. 电力系统自动化, 2007, 31(11): 12-16.  
WU Lingyun, LI Xingyuan, GONG Xun. Design of subsynchronous damping controller based on fuzzy immune method [J]. Automation of Electric Power Systems, 2007, 31(11): 12-16.
- [6] 付旺保, 赵栋利, 潘磊, 等. 基于自抗扰控制器的变速恒频风力发电并网控制[J]. 中国电机工程学报, 2006, 26(3): 13-18.  
FU Wangbao, ZHAO Dongli, PAN Lei, et al. Cutting-in control of the VSCF wind-power generator based on auto-disturbance rejection controller [J]. Proceedings of the CSEE, 2006, 26(3): 13-18.
- [7] 刘炜, 王朝亮, 赵成勇, 等. 基于自抗扰控制原理的 MMC-HVDC 控制策略[J]. 电力自动化设备, 2015, 35(9): 87-93.  
LIU Wei, WANG Chaoliang, ZHAO Chengyong, et al. ADRC-based controller for MMC-HVDC [J]. Electric Power Automation Equipment, 2015, 35(9): 87-93.
- [8] 马燕峰, 周一辰, 刘海航, 等. 一种基于自抗扰控制的多机低频振荡本地控制方法[J]. 中国电机工程学报, 2017, 37(5): 1360-1373.  
MA Yanfeng, ZHOU Yichen, LIU Haihang, et al. A local control method of multi-machine low frequency oscillation based on active disturbance rejection control [J]. Proceedings of the CSEE, 2017, 37(5): 1360-1373.
- [9] 韩京清. 自抗扰控制技术—估计补偿不确定因素的控制技术[M]. 北京: 国防工业出版社, 2013: 255-261.

- [10] 郭一峰,徐赵东,涂青,等. 基于遗传算法的LQR算法中权矩阵的优化分析[J]. 振动与冲击,2010,29(11):217-220.  
GUO Yifeng, XU Zhaodong, TU Qing, et al. Optimization analysis of weight matrix in the LQR algorithm based on genetic algorithm[J]. Vibration and Shock, 2010, 29(11): 217-220.
- [11] 康忠健,王清伟,黄磊,等. 基于改进遗传算法的自抗扰控制器参数优化[J]. 信息与控制,2008,37(5):588-593.  
KANG Zhongjian, WANG Qingwei, HUANG Lei, et al. Parameter optimization of active disturbance rejection controller based on improved genetic algorithm[J]. Information and Control, 2008, 37(5): 588-593.
- [12] 赵磊,刘天琪,李兴源. 基于变结构控制理论的高压直流附加频率控制器设计[J]. 电力自动化设备,2017,37(11):218-223.  
ZHAO Lei, LIU Tianqi, LI Xingyuan. Design of HVDC additional frequency controller based on variable structure control theory[J]. Electric Power Automation Equipment, 2017, 37(11): 218-223.
- [13] 赵睿,李兴源,刘天琪,等. 抑制次同步和低频振荡的多通道直流附加阻尼尼控制器设计[J]. 电力自动化设备,2014,34(3):89-93.  
ZHAO Rui, LI Xingyuan, LIU Tianqi, et al. Design of multi-channel DC supplementary damping controller for subsynchronous and low-frequency oscillation suppression[J]. Electric Power Automation Equipment, 2014, 34(3): 89-93.
- [14] 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.
- [15] 关宏亮,赵海翔,刘燕华. 风力发电机组对称短路特性分析[J]. 电力自动化设备,2008,28(1):61-64.  
GUAN Hongliang, ZHAO Haixiang, LIU Yanhua. Symmetrical short circuit analysis of wind turbine generator[J]. Electric Power Automation Equipment, 2008, 28(1): 61-64.
- [16] TRIPATHY P, SRIVASTAVA S C, SINGH S N. A modified TLS-ESPRIT based method for low-frequency mode identification in power systems utilizing synchrophasor measurements[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2011, 26(2): 719-727.
- [17] 蒋平,吴熙,罗曦. 基于TLS-ESPRIT算法的附加励磁阻尼尼控制抑制次同步振荡[J]. 电力自动化设备,2009,29(10):25-29.  
JIANG Ping, WU Xi, LUO Xi. SSO mitigation using supplementary excitation damping controller based on TLS-ESPRIT[J]. Electric Power Automation Equipment, 2009, 29(10): 25-29.
- [18] 贺静波,李立涅,陈辉祥,等. 基于广域信息的电力系统阻尼尼控制器反馈信号选择[J]. 电力系统自动化,2007,31(9):6-10.  
HE Jingbo, LI Licheng, CHEN Huixiang, et al. Selection of feedback signal for power system damping controller based on wide area measurements[J]. Automation of Electric Power Systems, 2007, 31(9): 6-10.
- [19] 彭乔,刘天琪,李保宏,等. 基于误差最小化射影控制的降阶高压直流鲁棒控制器[J]. 电网技术,2016,40(3):704-711.  
PENG Qiao, LIU Tianqi, LI Baohong, et al. Low order HVDC robust controller based on projective control with minimum error[J]. Power System Technology, 2016, 40(3): 704-711.

#### 作者简介:



毕悦

毕悦(1993—),女,四川乐山人,硕士研究生,主要研究方向为电力系统稳定与控制、高压直流输电(E-mail: ellenb@163.com);

刘天琪(1962—),女,四川宜宾人,教授,博士研究生导师,博士,主要研究方向为电力系统分析、高压直流输电、新能源并网等。

## DC additional damping control of subsynchronous oscillation based on improved active disturbance rejection control for wind-thermal-bundled power system

BI Yue<sup>1</sup>, LIU Tianqi<sup>1</sup>, ZHAO Lei<sup>2</sup>, LI Xingyuan<sup>1</sup>, GU Yujia<sup>3</sup>

(1. School of Electrical Engineering and Information Technology, Sichuan University, Chengdu 610065, China;

2. Electric Power Research Institute of State Grid Jiangsu Electric Power Company, Nanjing 210000, China;

3. Electric Power Research Institute of State Grid Ningxia Electric Power Company, Yinchuan 750011, China)

**Abstract:** Aiming at the problem that the interconnection of large-scale wind power to the sending end of power grid may intensify the subsynchronous oscillation of thermal power units, an active disturbance rejection damping control method based on improved genetic algorithm is proposed. The TLS-ESPRIT (Total Least Squares-Estimation of Signal Parameters via Rotational Invariance Techniques) algorithm is used to identify the subsynchronous oscillation characteristics of the power system, the suitable feedback signal is selected according to the dominant mode ratio index, and the low-order transfer functions corresponding to each oscillation mode in subsynchronous frequency band are obtained, and the control objectives of controlled system are determined by combining the ITAE (Integral Time Absolute Error) index and the minimax principle, and the parameters of multi-channel active disturbance rejection controller are searched by the improved genetic algorithm. A test system model with large-scale wind power is constructed on PSCAD, and the simulative results show that the supplementary subsynchronous damping controller based on the improved active disturbance rejection control can effectively suppress the subsynchronous oscillation of steam turbine units under multiple operation modes and fault conditions of sending power grid, and it has strong robustness and satisfactory control effect.

**Key words:** wind-thermal-bundled; subsynchronous oscillation; active disturbance rejection control; improved genetic algorithm; supplementary subsynchronous damping controller