

抑制直流送端系统暂态过电压的直流和风电控制参数协调优化

陈厚合¹,鲁华威¹,王长江¹,林楚乔^{1,2},郭艳春³,张 嵩¹

(1. 东北电力大学 电气工程学院,吉林 吉林 132012;

2. 国网吉林省电力有限公司长春供电公司,吉林 长春 130000;

3. 国网吉林省电力有限公司松原供电公司,吉林 松原 138000)

摘要:为抑制风电经高压直流外送方式下的直流送端系统暂态过电压,提出一种直流和风电控制参数协调优化方法。首先,从整流站与风电场之间的无功转换角度分析了直流送端系统暂态过电压的产生机理,进而从系统无功特性入手研究了直流整流侧、风电转子侧变流器控制参数影响暂态过电压的机理,为抑制暂态过电压的控制参数协调优化提供了理论依据。然后,构建了以直流送端系统暂态过电压峰值最小为目标的优化模型,通过联合调用的方式,可在电磁暂态模型准确模拟交直流系统电磁暂态过程的基础上,进一步采用改进粒子群优化算法协调优化直流和风电控制参数,从而有效抑制直流送端系统暂态过电压。最后,通过修改后的4机11节点系统和新英格兰39节点系统的仿真分析,验证了所提方法的有效性和准确性。

关键词:暂态过电压;高压直流输电;风电;控制参数;协调优化

中图分类号:TM 721.1;TM 614

文献标志码:A

DOI:10.16081/j.epae.202007026

0 引言

近年来,随着我国电力需求的日益增加和可再生能源的大规模接入,以风电为代表的新能源发电、高压直流输电 HVDC(High Voltage Direct Current)技术得以快速发展^[1-2]。然而当大规模风电经 HVDC 外送时,易受直流系统故障的影响。当直流发生功率大扰动(如交流短路、直流闭锁、换相失败等故障)时,换流站和风电场之间的无功平衡被打破,大量盈余无功涌入直流送端系统,造成直流送端系统暂态过电压,并超出风机稳定运行的电压范围,引发风机脱网及连锁反应,甚至导致系统崩溃,严重威胁系统的安全稳定运行^[3]。因此,抑制直流送端系统暂态过电压对大规模风电经 HVDC 外送系统的安全稳定运行具有重要意义。

迄今为止,国内外对直流送端系统暂态过电压的抑制策略研究已取得一定进展。文献[4-6]分别通过配置动态无功补偿器、动态电压恢复器和调相机等辅助装置,能在一定程度上补偿故障与正常情况的电压差值,降低暂态过电压,规避风机脱网,但

易引起系统投资增加;文献[7-11]针对直流送端系统暂态过电压问题,分别提出“安控与极控协调控制”、“增大逆变侧关断角”、“提升风电耐压水平”、“虚拟阻抗”和“动态无功支持”等控制方法来改善故障下系统的控制性能,但易使控制系统复杂化。上述研究从增设辅助装置或改进系统自身控制的角度出发,可较好地抑制暂态过电压,但未考虑与暂态过电压水平密切相关的系统动态响应特性,而系统动态响应特性受控制系统性能影响,控制系统性能又与控制参数的配置直接相关。故可借助优化控制参数来改善系统动态响应特性,进而抑制暂态过电压,而且避免引入额外装置或复杂控制,找到1个或1组能满足优化目标的控制参数即可达到预期的控制要求。因此有必要开展抑制直流送端系统暂态过电压的直流和风电控制参数协调优化研究。

目前,国内外抑制暂态过电压的参数优化方法,主要采用时域仿真法和智能优化算法。其中,时域仿真法是通过求取系统代数量和状态变量随时间变化的曲线^[12],根据控制参数在不同取值下的直流送端电压曲线分析其对暂态过电压的影响趋势,并进行相应优化。文献[3,13]基于时域仿真法,从优化直流整流侧电流控制放大器 CCA(Current Control Amplifier)环节、低压限流 VDCOL(Voltage Dependent Current Order Limiter)环节控制参数的角度抑制暂态过电压,该方法计算精度较高,能准确、直观地反映故障后系统暂态过程,但计算量较大,计算速度慢,需多次人工调整控制器参数,无法保证参数的最优性,而且随着参数数目增多,寻优难度剧增,因

收稿日期:2019-12-12;修回日期:2020-05-27

基金项目:国家电网公司科技项目(千万千瓦级分层接入直流送受端系统动态行为机理和协调控制措施研究)(SGTYHT17-JS-199)

Project supported by the Science and Technology Project of SGCC(Research on Dynamic Behavior Mechanism and Coordination Control Measures of Sending and Receiving AC system of 10000 MW Level Hierarchical UHVDC)(SGTYHT17-JS-199)

此该方法难以适用于多参数优化问题。针对时域仿真法的不足,智能优化算法被应用于暂态过电压的参数优化研究中。该方法结合人工智能理论,通过自学习来搜索满足优化目标的最优控制参数,具有耗时短、精度高、搜索能力强等优点。文献[14]基于智能优化算法中的自适应和声搜索算法优化 CCA 环节的比例-积分 PI (Proportion-Integration) 系数,该方法搜索最优控制参数的效率较高,能在一定程度上降低暂态过电压,但针对暂态过电压过高的情况,通过优化 PI 系数难以将暂态过电压峰值限制在 1.1 p.u. 以下。鉴于上述研究仅针对直流控制参数进行优化,且均未考虑将时域仿真模型的精确性和智能优化算法的高效性相结合,无法在准确体现直流和风电控制系统动态特性的同时,保证控制参数优化的效率。同时,Simulink 和 MATLAB 分别凭借强大的电磁仿真功能和数值计算能力,为控制参数优化研究提供了良好的平台,可充分发挥各自在仿真分析和优化计算方面的优势,因此提出一种计及直流和风电控制系统动态行为及交互影响的直流、风电控制参数协调优化方法,仍是现阶段大规模风电经 HVDC 外送方式下直流送端系统暂态过电压抑制策略研究的重点。

针对上述问题,本文提出一种抑制直流送端系统暂态过电压的直流和风电控制参数协调优化方法。首先,在含风电场的交直流系统模型基础上,分析直流送端系统暂态过电压的产生机理,并研究直流整流侧和风电转子侧变流器 RSC (Rotor-Side Converter) 控制参数影响暂态过电压的机理;然后,构建风电直流并网系统暂态过电压协调优化模型,通过联合调用的方式将电磁暂态仿真模型的精确性与改进粒子群优化 PSO (Particle Swarm Optimization) 算法的高效性相结合,实现直流和风电控制参数的协调优化,有效抑制直流送端系统暂态过电压;最后,通过修改后的 4 机 11 节点系统和新英格兰 39 节点系统的仿真分析,验证所提方法的有效性和准确性。

1 直流和风电影响暂态过电压的机理

1.1 风电场经 HVDC 外送系统结构

风电经 HVDC 外送系统示意图如附录 A 图 A1 所示,包括风电场、HVDC 系统和无功补偿装置等。

本文以 500 kV 双极 HVDC 系统^[15]和 1.5 MW 双馈感应发电机 DFIG (Doubly-Fed Induction Generator)^[16]为研究模型,分析直流和风电控制参数影响直流送端系统暂态过电压的机理。

1.2 直流送端系统暂态过电压的产生机理

当 HVDC 系统正常运行时,整流站和风电场之间需满足无功功率平衡,两者之间的无功功率交换示意图如图 1 所示。图中, Q_{dc} 为整流器消耗的无功

功率; Q_{wind} 为风电场输出的无功功率; Q_F 为无功补偿装置补偿的无功功率; I_d 为直流电流; U_{dr} 为整流侧直流电压。

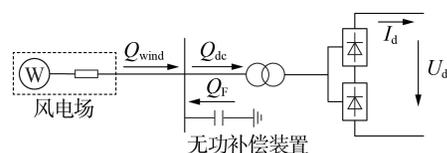


图 1 整流站和风电场无功功率交换示意图

Fig.1 Schematic diagram of reactive power exchange between rectifier station and wind farm

由图 1 可知,整流站和风电场之间存在的无功平衡关系为:

$$Q_{dc} = Q_{wind} + Q_F \quad (1)$$

由式(1)可知: Q_{dc} 、 Q_{wind} 、 Q_F 共同维持整流站与风电场之间的无功平衡。直流受端系统发生故障导致直流换相失败时,直流电流迅速升高,此时直流系统通过增加触发角来限制直流电流。故障清除后,直流系统进入恢复过程,因为此时触发角仍较高,直流电流迅速降低,甚至降为 0, Q_{dc} 相应减小,需通过降低 Q_{wind} 和 Q_F 来满足无功平衡。其中, Q_F 由于换流母线电压波动较小而无明显变化, Q_{wind} 由于风电场和整流站之间的通信联络存在时间延迟难以及时降低,使直流送端产生大量盈余无功功率,进而导致直流送端系统出现暂态过电压,具体形式为:

$$\Delta U_{ac} = Q_{ch} / S_d \quad (2)$$

其中, ΔU_{ac} 为换流母线暂态电压变化率; S_d 为系统短路容量; Q_{ch} 为整流站和交流系统交换的无功功率,如式(3)所示。

$$Q_{ch} = Q_{wind} + Q_F - Q_{dc} \quad (3)$$

1.3 控制参数影响暂态过电压的机理

由式(2)、(3)可知: ΔU_{ac} 同时受 Q_{wind} 、 Q_F 、 Q_{dc} 、 S_d 的影响。其中, S_d 为常量, Q_F 近似为稳态值,因此本文忽略 S_d 、 Q_F 对 ΔU_{ac} 的影响,重点分析 ΔU_{ac} 与 Q_{dc} 、 Q_{wind} 的关系。鉴于整流站、风电场无功特性与控制参数密切相关,进而从直流、风电控制参数影响系统无功特性入手分析其与 ΔU_{ac} 的关系。

1.3.1 直流控制参数影响暂态过电压的机理

由 1.2 节可知:直流送端系统暂态过电压的产生与 Q_{dc} 迅速下降密切相关,而其降低的主要原因是整流侧 CCA 环节的超调作用造成直流电流过小,甚至为 0。在此过程中,整流侧 CCA 和 VDCOL 环节是影响整流侧控制系统特性的主要控制环节。因此,本文从上述环节入手研究直流控制参数影响暂态过电压的机理。

(1) 整流侧 CCA 环节。

整流侧 CCA 环节的主要作用是当直流电流测量值 I_{dmeas} 偏离整流侧直流电流指令值 I_{dref} 时,通过控

制整流侧触发角 α (α 与超前触发角 β 的关系为 $\alpha=\pi-\beta$)来消除电流差值以维持直流电流恒定。该环节的控制框图,如附录A图A2所示。图中, G_i 为电流增益; T_{imeas} 为电流测量时间常数; k_p 、 k_i 为CCA环节的PI系数,其中下标p、i分别表示比例、积分系数,后同。

由图A2可知,触发角满足:

$$\alpha = \alpha_0 - k_p(I_{ord} - I_{dmeas}) - k_i \int (I_{ord} - I_{dmeas}) dt \quad (4)$$

其中, α_0 为初始触发角。在换相失败发生后的整流侧电流降低阶段,由于CCA环节对直流电流的过调作用, I_{dmeas} 将低于 I_{ord} ,因此由式(4)可知,通过增加 k_p 、 k_i 、 I_{ord} 可降低该阶段 α 的增幅。

进一步根据GIGRE HVDC系统直流电压准稳态方程推导得直流电流 I_d 与触发角 α 的关系为:

$$I_d = \frac{1.35 N_p U_{ac} (\cos \alpha - \cos \beta)}{\frac{12}{\pi} X} \quad (5)$$

其中, N_p 为每极6脉动换流器数量; U_{ac} 为换流母线电压; X 为换相电抗。由于 N_p 、 X 均为常量,因此不同 U_{ac} 下的 I_d 仅与 α 、 β 相关,且与 α 呈负相关性。

综上所述, k_p 、 k_i 对 ΔU_{ac} 的影响规律为:当增加 k_p 、 k_i 时,由式(4)可知 α 减小;由式(5)可知,随着 α 的减小, I_d 升高,进而使 Q_{dc} 有所增加^[17];根据式(2)、(3),随着 Q_{dc} 的增加, ΔU_{ac} 有所降低。即 ΔU_{ac} 与 k_p 、 k_i 呈负相关性。上述规律可参考4机11节点系统直流近端母线电压仿真数据,详见附录A表A1。

(2)VDCOL环节。

VDCOL环节的主要作用是当直流电压降低到设定值时,通过减小直流电流指令值来降低直流系统对交流系统的无功需求,有利于快速改善交流电压。该环节的控制框图如附录A图A3所示。图中, G_u 为电压增益; T_{imeas} 为电压测量时间常数; U 为电压检测值; U_{dh} 、 U_{dl} 、 I_{dh} 和 I_{dl} 分别为VDCOL环节的启动电压、退出电压、最大电流指令和最小电流指令; I_{ord} 为VDCOL环节输出的直流电流指令值 I 与电流整定值 I_{des} 的较小者,当 $U_{dl} < U < U_{dh}$ 时,系统通常将 I 作为 I_{ord} 。因此,对此时的VDCOL环节控制特性进行研究,有利于分析该环节在HVDC系统中的功能。该电压区间的VDCOL环节特性方程为:

$$I = I_{ord} = \frac{I_{dh} - I_{dl}}{U_{dh} - U_{dl}} (U - U_{dl}) + I_{dl} \quad (6)$$

由式(6)可知: I_{ord} 不仅取决于 U ,其中 U_{dh} 、 U_{dl} 、 I_{dh} 和 I_{dl} 的设置对VDCOL环节的控制特性具有重要影响,由于逆变侧发生故障时整流侧的控制方式为定电流控制,此时的 I_{dh} 等于额定直流电流,因此不考虑其变化。进一步分析 I_{ord} 与 I_{dl} 、 U_{dh} 、 U_{dl} 的关系,由式(6)可得:

$$\begin{cases} \frac{\partial I_{ord}}{\partial I_{dl}} = \frac{U_{dh} - U}{U_{dh} - U_{dl}} > 0 \\ \frac{\partial I_{ord}}{\partial U_{dh}} = \frac{(I_{dl} - I_{dh})(U - U_{dl})}{(U_{dh} - U_{dl})^2} < 0 \\ \frac{\partial I_{ord}}{\partial U_{dl}} = \frac{(I_{dh} - I_{dl})(U - U_{dh})}{(U_{dh} - U_{dl})^2} < 0 \end{cases} \quad (7)$$

由式(7)可知: I_{ord} 对 I_{dl} 的偏导数大于0,而 I_{ord} 对 U_{dh} 、 U_{dl} 的偏导数小于0,即 I_{ord} 与 I_{dl} 呈正相关性,与 U_{dh} 、 U_{dl} 呈负相关性。

综上所述, I_{dl} 、 U_{dh} 、 U_{dl} 对 ΔU_{ac} 的影响规律为:当增加 I_{dl} ,减小 U_{dh} 、 U_{dl} 时,由式(7)可知 I_{ord} 增加;根据式(4),随着 I_{ord} 的增加, α 减小,由上文分析可知,此时的 I_d 升高, Q_{dc} 增加,进而使 ΔU_{ac} 有所降低。即 ΔU_{ac} 与 I_{dl} 呈负相关性,与 U_{dh} 、 U_{dl} 呈正相关性。上述规律可参考4机11节点系统直流近端母线电压仿真数据,详见附录A表A1。

由于优化 k_p 、 k_i 未能消除直流电流的过零现象,因此其对暂态过电压的影响较小^[3]; I_{dl} 和 U_{dh} 对 Q_{dc} 的影响程度比 U_{dl} 高^[13],因此可优先考虑优化影响程度较高的参数来增加整流器消耗的无功功率 Q_{dc} ,进而降低暂态过电压。

1.3.2 风电控制参数影响暂态过电压的机理

风电场的主流机型为基于DFIG的双馈风力发电机,其定子与电网直接相连,转子通过RSC和网侧变流器GSC(Grid-Side Converter)与电网相连,其结构如附录A图A4所示,主要由风机、齿轮箱、DFIG、RSC和GSC组成。图中,箭头方向表示功率流动方向; P_s 、 Q_s 分别为定子发出的有功、无功功率; P_r 、 Q_r 分别为转子发出的有功、无功功率; P_c 、 Q_c 分别为GSC从电网输入的有功、无功功率; P_{wind} 为风电场输出的有功功率。

根据图A4中的功率流动方向, Q_{wind} 可表示为:

$$Q_{wind} = Q_s - Q_c \quad (8)$$

由式(8)可知: Q_{wind} 包括 Q_s 和 Q_c 两部分。由于 Q_c 可忽略不计, Q_{wind} 近似为 Q_s 。考虑 Q_s 受RSC控制,因此本文忽略GSC的控制参数影响,从RSC控制特性入手,研究RSC控制参数影响暂态过电压的机理。

RSC包含功率外环和电流内环两部分,其主要功能是以定子电压定向的双闭环控制方式对定子发出的有功、无功进行解耦控制,其控制框图如附录A图A5所示。图中, P_{s_ref} 、 Q_{s_ref} 分别为定子有功、无功功率参考值; i_{dr_ref} 、 i_{qr_ref} 分别为转子电流参考值的d、q轴分量; i_{dr} 、 i_{qr} 和 u_{dr} 、 u_{qr} 分别为转子电流和电压的d、q轴分量; k_{p1} 、 k_{i1} 为功率外环PI系数; k_{p2} 、 k_{i2} 为电流内环PI系数; k_d 为d、q轴的交叉耦合项。

将RSC参数变化对系统的影响等效为转子阻抗,进一步分析其与RSC内外环PI系数的关系,分

别将功率外环、电流内环看作电压、电流跟踪型 PI 控制单元,并根据功率外环和电流内环等效电路原理,对 RSC 电路进行戴维南等效,将其简化为电压源 $U_{RSC}(s)$ 和转子阻抗 $Z_{RSCeq}(s)$ 串联的形式。RSC 的戴维南等效电路如附录 A 图 A6 所示。图中, i_{r_ref} 为转子电流参考值; i_r 为转子电流; i_e 为转子电流偏差, $i_e = i_{r_ref} - i_r$; u_r 为转子电压; $U_{RSC}(s)$ 和 $Z_{RSCeq}(s)$ 的表达式分别如式(9)和式(10)所示。

$$U_{RSC}(s) = \frac{(sk_{p1} + k_{i1})(sk_{p2} + k_{i2})(P_{s_ref} + jQ_{s_ref})}{s^2 + (sk_{p1} + k_{i1})(sk_{p2} + k_{i2})} \quad (9)$$

$$Z_{RSCeq}(s) = \frac{s(sk_{p2} + k_{i2})}{s^2 + (sk_{p1} + k_{i1})(sk_{p2} + k_{i2}) - (s - j\omega_r)(L_r - L_m^2/L_s)} \quad (10)$$

其中, L_s 、 L_r 分别为定、转子绕组自感; L_m 为定、转子绕组互感; ω_r 为转子转速。

将 $s = j\omega$ 代入式(10), 可得 Z_{RSCeq} 的表达式为:

$$Z_{RSCeq} = \frac{j\omega(j\omega k_{p2} + k_{i2})}{(j\omega)^2 + (j\omega k_{p1} + k_{i1})(j\omega k_{p2} + k_{i2}) - j(\omega - \omega_r)(L_r - L_m^2/L_s)} \quad (11)$$

由式(11)分别对 RSC 内外环 PI 系数求偏导, 可得 RSC 内外环 PI 系数与 Z_{RSCeq} 的关系为:

$$\begin{cases} \frac{\partial Z_{RSCeq}}{\partial k_{p1}} = \frac{\omega^2(j\omega k_{p2} + k_{i2})^2}{[(j\omega)^2 + (j\omega k_{p1} + k_{i1})(j\omega k_{p2} + k_{i2})]^2} > 0 \\ \frac{\partial Z_{RSCeq}}{\partial k_{i1}} = \frac{-j\omega(j\omega k_{p2} + k_{i2})^2}{[(j\omega)^2 + (j\omega k_{p1} + k_{i1})(j\omega k_{p2} + k_{i2})]^2} < 0 \\ \frac{\partial Z_{RSCeq}}{\partial k_{p2}} = \frac{\omega^4(j\omega k_{p2} + k_{i2})^2}{[(j\omega)^2 + (j\omega k_{p1} + k_{i1})(j\omega k_{p2} + k_{i2})]^2} > 0 \\ \frac{\partial Z_{RSCeq}}{\partial k_{i2}} = \frac{-j\omega^3(j\omega k_{p2} + k_{i2})^2}{[(j\omega)^2 + (j\omega k_{p1} + k_{i1})(j\omega k_{p2} + k_{i2})]^2} < 0 \end{cases} \quad (12)$$

由式(12)可知: Z_{RSCeq} 对 k_{p1} 、 k_{p2} 的偏导数大于 0, 而 Z_{RSCeq} 对 k_{i1} 、 k_{i2} 偏导数小于 0, 即 Z_{RSCeq} 与 k_{p1} 、 k_{p2} 呈正相关性, 与 k_{i1} 、 k_{i2} 呈负相关性。

进一步根据 Z_{RSCeq} 与 i_r 呈负相关性^[18]、 Q_s 与 i_{dr} ($i_{dr} = i_r - i_{qr}$) 呈正相关性^[19], 可得定子发出的无功功率 Q_s 和转子阻抗 Z_{RSCeq} 的关系(推导公式见附录 B)为:

$$\frac{\partial Q_s}{\partial Z_{RSCeq}} = \frac{\partial Q_s}{\partial i_{dr}} \frac{\partial i_{dr}}{\partial i_r} \frac{\partial i_r}{\partial Z_{RSCeq}} < 0 \quad (13)$$

由式(13)可知: Q_s 对 Z_{RSCeq} 偏导数小于 0, 即 Q_s 与 Z_{RSCeq} 呈负相关性。

综上所述, RSC 内外环 PI 系数对 ΔU_{ac} 的影响规律为: 当增加 k_{p1} 、 k_{p2} , 减小 k_{i1} 、 k_{i2} 时, 由式(12)、(13)可知, Z_{RSCeq} 增加, Q_s 减小; 由 $Q_{wind} \approx Q_s$ 可知, Q_{wind} 减小; 根据式(2)、(3), 随着 Q_{wind} 的减小, ΔU_{ac} 有所降低。即 ΔU_{ac} 与 k_{p1} 、 k_{p2} 呈负相关性, 与 k_{i1} 、 k_{i2} 呈正相关性。上述规律可参考 4 机 11 节点系统直流近端母线电压仿真数据, 详见附录 C 表 C1。其中, k_{i1} 、 k_{p2} 和 k_{i2} 对

Q_{wind} 的影响程度比 k_{p1} 高^[20], 因此可优化考虑优化影响程度较高的控制参数来减小风电场输出的无功功率 Q_{wind} , 进而降低暂态过电压。

2 风电直流系统暂态过电压协调优化

针对直流送端系统暂态过电压问题, 本文提出通过联合调用的方式, 采用改进 PSO 算法协调优化直流和风电控制参数, 有效抑制直流送端系统暂态过电压。

2.1 暂态过电压的协调优化方法

2.1.1 联合调用

联合调用可结合时域仿真和智能优化算法的优点, 通过调用智能优化算法更新直流和风电控制参数, 并将更新后的控制参数值送入相应控制器进行时域仿真计算, 从而实现彼此之间数据传递与信息交互。联合调用示意图如图 2 所示。

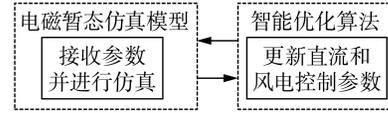


图 2 联合调用示意图

Fig.2 Schematic diagram of combined invocation

在参数优化过程中, 需不断调用智能优化算法完成算法的迭代与控制参数的更新, 并不断将更新后的控制参数值返回电磁暂态仿真模型进行仿真, 以实现参数的迭代优化。

2.1.2 PSO 算法及其改进

PSO 算法是通过模拟鸟群间共享信息使群体达到最优的行为进行优化。将鸟抽象为无质量、无体积的粒子, 由 M 个粒子构成种群。种群中粒子的品质由优化目标确定的适应度值决定, 各粒子均有对应的位置和速度。算法实现过程中, 粒子通过迭代在 N 维空间中追随最优粒子, 搜索最优解。将第 k 次迭代时粒子 i 的适应度值记为 $f_i(k)$, 该粒子的位置 $\mathbf{x}_i(k)$ 可表示为 $\mathbf{x}_i(k) = [x_{i1}(k), x_{i2}(k), \dots, x_{iN}(k)]$, 速度 $\mathbf{v}_i(k)$ 可表示为 $\mathbf{v}_i(k) = [v_{i1}(k), v_{i2}(k), \dots, v_{iN}(k)]$ 。粒子 i 通过跟随粒子自身搜索的个体最优极值 $p_{best,i}$ 和整个种群搜索的全局最优极值 g_{best} 来更新位置和速度, 前者对应的个体最优粒子位置 $\mathbf{p}_i(k)$ 可以表示为 $\mathbf{p}_i(k) = [p_{i1}(k), p_{i2}(k), \dots, p_{iN}(k)]$, 后者对应的全局最优粒子位置 $\mathbf{p}_g(k)$ 可以表示为 $\mathbf{p}_g(k) = [p_{g1}(k), p_{g2}(k), \dots, p_{gN}(k)]$ 。

在第 $k+1$ 次迭代时, 分别通过式(14)、(15)来更新粒子的速度、位置。

$$\mathbf{v}_i(k+1) = w\mathbf{v}_i(k) + c_1r_1(\mathbf{p}_i(k) - \mathbf{x}_i(k)) + c_2r_2(\mathbf{p}_g(k) - \mathbf{x}_i(k)) \quad (14)$$

$$\mathbf{x}_i(k+1) = \mathbf{x}_i(k) + \mathbf{v}_i(k+1) \quad (15)$$

其中, w 为惯性权重; $\mathbf{x}_i(k+1)$ 和 $\mathbf{v}_i(k+1)$ 分别为第 $k+1$

次迭代时粒子*i*的位置和速度; c_1 和 c_2 为学习因子; r_1 和 r_2 为(0,1)之间的随机数。

在PSO算法的可调参数中, w 的大小决定算法的搜索能力。较大的 w 决定算法具有较强的全局搜索能力,但解不精确;较小的 w 决定算法具有较强的局部搜索能力,但易陷入局部最优。为平衡PSO算法的全局和局部搜索能力,本文采用如式(16)所示的动态惯性权重改进PSO算法。

$$w_i(k) = \begin{cases} w_{\min} + \frac{(w_{\max} - w_{\min})(f_i(k) - f_{\min}(k))}{f_{\text{avg}}(k) - f_{\min}(k)} & f_i(k) \leq f_{\text{avg}}(k) \\ w_{\max} & f_i(k) > f_{\text{avg}}(k) \end{cases} \quad (16)$$

其中, $w_i(k)$ 为第*k*次迭代时粒子*i*的惯性权重; w_{\max} 和 w_{\min} 分别为惯性权重的上限和下限; $f_{\min}(k)$ 和 $f_{\text{avg}}(k)$ 分别为第*k*次迭代时全部粒子的最小适应度值和平均适应度值。当粒子的适应度值大于或等于 $f_{\text{avg}}(k)$ 时,采用较小的惯性权重使粒子不偏离全局最优;反之,采用 w_{\max} 使粒子快速靠近全局最优。

2.2 暂态过电压的协调优化模型

2.2.1 目标函数

本文以直流送端系统暂态过电压峰值 U_{\max} (将 U_{\max} 作为粒子适应度值)最小为目标,以待优化直流和风电控制参数(U_{dh} 、 I_{dl} 、 k_{i1} 、 k_{p2} 和 k_{i2})为优化变量,建立了暂态过电压的协调优化模型,其目标函数 Y_{obj} 为:

$$Y_{\text{obj}}(U_{\text{dh}}, I_{\text{dl}}, k_{i1}, k_{p2}, k_{i2}) = \min \{U_{\max}\} \quad (17)$$

2.2.2 等式约束条件

$$\begin{cases} v_i(k+1) = w_i(k)v_i(k) + c_1r_1(P_i(k) - x_i(k)) + c_2r_2(G(k) - x_i(k)) & i = 1, 2, \dots, M \\ x_i(k) = [U_{\text{dh},i}(k), I_{\text{dl},i}(k), k_{i1,i}(k), k_{p2,i}(k), k_{i2,i}(k)] \\ P_i(k) = x_i(e) & 1 \leq e \leq k \\ G(k) = x_j(f) & 1 \leq j \leq M, 1 \leq f \leq k \\ x_i(k+1) = x_i(k) + v_i(k+1) \\ w_i(k) = \begin{cases} w_{\min} + \frac{(w_{\max} - w_{\min})(U_{\max,i}(k) - F_{\text{avg}}(k))}{F_{\text{avg}}(k) - F(k)} & U_{\max,i}(k) \leq F_{\text{avg}}(k) \\ w_{\max} & U_{\max,i}(k) > F_{\text{avg}}(k) \end{cases} \\ F_{\text{avg}}(k) = \left(\sum_{i=1}^M U_{\max,i}(k) \right) / M \end{cases} \quad (18)$$

其中, $U_{\text{dh},i}(k)$ 、 $I_{\text{dl},i}(k)$ 、 $k_{i1,i}(k)$ 、 $k_{p2,i}(k)$ 、 $k_{i2,i}(k)$ 分别为第*k*次迭代时粒子*i*对应的 U_{dh} 、 I_{dl} 、 k_{i1} 、 k_{p2} 、 k_{i2} ; $U_{\max,i}(k)$ 为第*k*次迭代时粒子*i*对应的 U_{\max} ;将*k*次迭代中*M*个粒子对应的最小 U_{\max} 记作 $G_{\text{best}}(k)$,则可得 $G_{\text{best}}(k) = \min \{P_{\text{best},1}(k), P_{\text{best},2}(k), \dots, P_{\text{best},M}(k)\}$, $G(k)$ 为 $G_{\text{best}}(k)$ 对应的粒子位置;将*k*次迭代中粒子*i*对应的最小

U_{\max} 记作 $P_{\text{best},i}(k)$,则可得 $P_{\text{best},i}(k) = \min \{U_{\max,i}(1), U_{\max,i}(2), \dots, U_{\max,i}(k)\}$, $P_i(k)$ 为 $P_{\text{best},i}(k)$ 对应的粒子位置; $F_{\text{avg}}(k)$ 为第*k*次迭代时*M*个粒子的平均 U_{\max} ; $F(k)$ 为第*k*次迭代时*M*个粒子的最小 U_{\max} ,可表示为 $F(k) = \min \{U_{\max,1}(k), U_{\max,2}(k), \dots, U_{\max,M}(k)\}$ 。

2.2.3 不等式约束条件

$$\begin{cases} U_{\text{dh}}^{\min} \leq U_{\text{dh}} \leq U_{\text{dh}}^{\max} \\ I_{\text{dl}}^{\min} \leq I_{\text{dl}} \leq I_{\text{dl}}^{\max} \\ k_{i1}^{\min} \leq k_{i1} \leq k_{i1}^{\max} \\ k_{p2}^{\min} \leq k_{p2} \leq k_{p2}^{\max} \\ k_{i2}^{\min} \leq k_{i2} \leq k_{i2}^{\max} \\ |G_{\text{best}}(k+1) - G_{\text{best}}(k)| \leq \varepsilon \end{cases} \quad (19)$$

其中,参数上标max、min分别表示参数的上、下限; $G_{\text{best}}(k+1)$ 为第*k+1*次迭代时*M*个粒子对应的最小 U_{\max} ; ε 为预设迭代精度。

2.3 暂态过电压的协调优化流程

暂态过电压的协调优化过程中将算法分为两部分,如图3所示。图中,第1部分完成算法迭代,通过改进PSO算法更新 $x_i(k)$,并在每次仿真开始时,将其导入电磁暂态仿真模型对应的控制器,进行时域仿真计算;第2部分用于每次仿真结束时,接收由电磁暂态仿真模型返回的 $x_i(k)$ 和 $U_{\max,i}(k)$,并更新极值和极值位置。

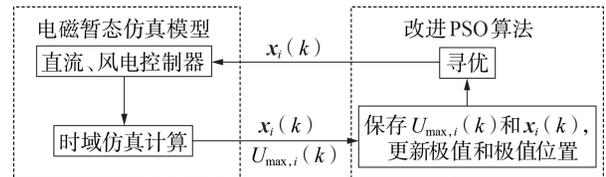


图3 优化模块运行示意图

Fig.3 Schematic diagram of operation for optimization module

暂态过电压的协调优化流程如附录D图D1所示,具体步骤如下。

(1)在电磁暂态仿真模型中设置待测电压数据、每个粒子的仿真时间 t_e 和待优化的直流、风电控制参数等;初始化粒子群,设置改进PSO算法的参数、预设迭代精度 ε 和待优化直流、风电控制参数的上下限等。

(2)运行仿真程序,将粒子的初始位置按时序依次代入电磁暂态模型进行仿真,运行过程中计算 $U_{\max,i}(k)$,并保存 $P_i(k)$ 、 $P_{\text{best},i}(k)$ 、 G_k 和 $G_{\text{best}}(k)$ 。

(3)调用改进PSO算法,更新粒子的位置、速度及惯性权重,将更新后的粒子位置返回电磁暂态模型进行仿真;每个粒子运行结束时,记录 $x_i(k)$ 和 $U_{\max,i}(k)$,并更新 $P_i(k)$ 和 $P_{\text{best},i}(k)$;所有粒子运行结束时,更新 G_k 和 $G_{\text{best}}(k)$ 。

(4)判断迭代精度是否达到 ε ,若达到,则仿真结束,输出 $G(k)$ 和 $G_{best}(k)$;若未达到,则转至步骤(3)。

3 算例分析

本节以修改后的4机11节点系统和新英格兰39节点系统为例进行算例分析,验证本文方法的有效性和准确性。

3.1 修改后的4机11节点系统仿真分析

本节将4机11节点系统^[21]中节点7、8间其中1条支路替换为500 kV 双极12脉动直流输电系统(系统具体参数见文献[15]),在节点2接入470台1.5 MW DFIG^[16](采用单机等效模型模拟双馈风电场),修改后的4机11节点系统的拓扑结构如图4所示。HVDC和DFIG控制参数初始值见附录E表E1。其中,HVDC控制参数初始值参考Simulink 500 kV 双极HVDC系统标准模型;DFIG控制参数初始值参考文献[22]。

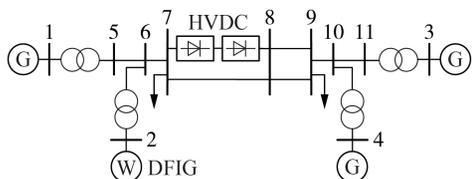


图4 修改后的4机11节点系统

Fig.4 Modified 4-machine 11-bus system

3.1.1 暂态过电压的仿真分析

(1)直流送端系统动态特性分析。

附录E图E1给出了图4所示系统在逆变侧交流系统发生三相短路故障,并导致直流换相失败时,送端无功功率、直流电压、直流电流、整流侧触发角、风机出口侧无功功率和交流母线7电压的曲线。

在此过程中,整流侧动态响应过程分为以下3个阶段。

a. 直流电流增加阶段。换相失败导致逆变侧形成旁通,直流侧短路,直流电流迅速升高,整流器消耗无功相应增加,换流站从交流系统吸收大量无功功率。

b. 直流电流降低阶段。在整流侧CCA环节的作用下,直流电流随触发角的增加而迅速减小,甚至降为0,换流器消耗无功相应减小,而交流滤波器和风电场输出的无功功率难以及时降低,大量盈余无功注入直流送端系统,导致直流送端系统暂态过电压。

c. 直流电流恢复阶段。在整流侧CCA环节作用下,直流电流随触发角的减小而逐渐增加,直流功率和换流器消耗无功功率逐渐恢复至故障前水平,整流站和风电场之间无功功率交换达到平衡。

(2)直流控制参数对暂态过电压的影响。

保持DFIG控制参数不变,对比分析不同HVDC控制参数对母线7暂态过电压峰值 $U_{max,7}$ 的影响。各控制参数下的 $U_{max,7}$ 如表1所示,表中电压、电流均为标么值,后同。 Q_{dc} 等变量值见附录A表A1。

表1 不同HVDC控制参数下的 $U_{max,7}$

Table 1 $U_{max,7}$ under different HVDC control parameters

控制参数		$U_{max,7}$
U_{dh}	0.48	1.1998
	0.60	1.2032
	0.72	1.2076
U_{dl}	0.144	1.2027
	0.180	1.2032
	0.216	1.2039
I_{dl}	0.24	1.2084
	0.30	1.2032
	0.36	1.1815
k_p	36	1.2046
	45	1.2032
	54	1.2029
k_i	3600	1.2053
	4500	1.2032
	5400	1.2024

由表1可知:HVDC控制参数为初始值时, $U_{max,7}=1.2032$ p.u.,在此基础上,将其中1个控制参数的取值上调20%,并保持其余控制参数为初始值,此时 U_{dh} 、 U_{dl} 变化下的 $U_{max,7}$ 分别增加0.366%、0.058%,而 k_p 、 k_i 、 I_{dl} 变化下的 $U_{max,7}$ 分别减小0.025%、0.066%、1.804%;将其中1个控制参数的取值下调20%,并保持其余控制参数为初始值,此时 U_{dh} 、 U_{dl} 变化下的 $U_{max,7}$ 分别减小0.283%、0.042%,而 k_p 、 k_i 、 I_{dl} 变化下的 $U_{max,7}$ 分别增加0.116%、0.175%、0.432%。即母线7暂态过电压峰值 $U_{max,7}$ 与 U_{dh} 、 U_{dl} 呈正相关性,与 k_p 、 k_i 、 I_{dl} 呈负相关性,该仿真结果与1.3.1节的理论推导结论一致,由此验证了本文方法的正确性。

不同HVDC控制参数下的 $U_{max,7}$ 变化百分比如附录E图E2所示。由图E2可知,在HVDC控制参数初始值的基础上,将其中1个控制参数的取值上调或下调20%,并保持其余控制参数为初始值,此时 U_{dh} 和 I_{dl} 影响下的 $U_{max,7}$ 变化百分比相比 k_p 、 k_i 、 U_{dl} 更高,可见 U_{dh} 和 I_{dl} 对暂态过电压更为灵敏,因此可将 U_{dh} 和 I_{dl} 作为暂态过电压的主导控制参数,对其进行优化来降低暂态过电压。

(3)风电控制参数对暂态过电压的影响。

保持HVDC控制参数不变,对比分析不同DFIG控制参数对母线7暂态过电压峰值 $U_{max,7}$ 的影响。各控制参数下的 $U_{max,7}$ 如表2所示, Q_{wind} 等变量值见附录A表A2。

由表2可知,DFIG控制参数为初始值时, $U_{max,7}=1.2032$ p.u.,在此基础上,将其中1个控制参数的取

表2 不同DFIG控制参数下的 $U_{\max,7}$ Table 2 $U_{\max,7}$ under different DFIG control parameters

控制参数		$U_{\max,7}$
k_{p1}	0.24	1.2044
	0.30	1.2032
	0.36	1.2024
k_{i1}	8	1.2007
	10	1.2032
	12	1.2064
k_{p2}	0.24	1.2085
	0.30	1.2032
	0.36	1.1893
k_{i2}	8	1.1996
	10	1.2032
	12	1.2150

值上调20%,并保持其余控制参数为初始值,此时 k_{p1} 、 k_{p2} 变化下的 $U_{\max,7}$ 分别减小0.066%、1.155%,而 k_{i1} 、 k_{i2} 变化下的 $U_{\max,7}$ 分别增加0.266%、0.981%;将其中1个控制参数的取值下调20%,并保持其余控制参数为初始值,此时 k_{p1} 、 k_{p2} 变化下的 $U_{\max,7}$ 分别增加0.100%、0.440%,而 k_{i1} 、 k_{i2} 变化下的 $U_{\max,7}$ 分别减小0.208%、0.299%。即母线7暂态过电压峰值 $U_{\max,7}$ 与 k_{p1} 、 k_{p2} 呈负相关性,与 k_{i1} 、 k_{i2} 呈正相关性,该仿真结果与1.3.2节的理论推导结论一致,由此验证了本文方法的正确性。

不同DFIG控制参数的 $U_{\max,7}$ 变化百分比如附录E图E3所示。由图E3可知,在DFIG控制参数初始值的基础上,将其中1个控制参数的取值上调或下调20%,并保持其余控制参数为初始值,此时 k_{i1} 、 k_{p2} 和 k_{i2} 影响下的 $U_{\max,7}$ 变化百分比相比 k_{p1} 更高,可见 k_{i1} 、 k_{p2} 和 k_{i2} 对暂态过电压更为灵敏,因此可将 k_{i1} 、 k_{p2} 和 k_{i2} 作为暂态过电压的主导控制参数,对其进行优化来降低暂态过电压。

3.1.2 抑制暂态过电压的参数优化性能

采用第2节的暂态过电压协调优化模型,通过改进PSO算法优化上述测试系统的直流和风电控制参数,并对比分析其与PSO算法的优化结果。优化算法的参数如下: $M=30$, $\varepsilon=0.001$, $c_1=c_2=1.49618$, $w_{\max}=0.9$ 、 $w_{\min}=0.4$ (改进PSO算法), $w=0.7298$ (PSO算法); $U_{\text{dh}}\in[0.45,0.9]$ p.u., $I_{\text{di}}\in[0.1,0.9]$ p.u., $k_{i1}\in[5,15]$, $k_{p2}\in[0.1,1.5]$, $k_{i2}\in[6,20]$;每个粒子的仿真时间 $t_c=3$ s,每次仿真开始时在交流母线8设置持续时间为0.1 s的三相短路故障(短路阻抗为0.001 Ω)。

针对优化控制参数的不同,本文分为以下3种优化场景:场景1是仅优化直流关键控制参数;场景2是仅优化风电关键控制参数;场景3是协调优化直流和风电关键控制参数。

(1)场景1。

保持DFIG控制参数不变,研究直流控制参数优

化对 $U_{\max,7}$ 的抑制作用。场景1的优化结果和不同优化方案优化后的母线7电压,分别如附录E表E2和附录E图E4所示。由表E2和图E4可知,2种优化方案均可有效降低暂态过电压峰值,而改进PSO算法优化后的最优直流控制参数为 $U_{\text{dh}}=0.47$ p.u., $I_{\text{di}}=0.8965$ p.u., $U_{\max,7}$ 降为1.0893 p.u.;PSO算法优化后最优直流控制参数为 $U_{\text{dh}}=0.53$ p.u., $I_{\text{di}}=0.8693$ p.u., $U_{\max,7}$ 降为1.1004 p.u.。可见与初始状态相比,2种方案优化后的 U_{dh} 减小, I_{di} 增加,该趋势与直流控制参数对暂态过电压峰值的影响规律一致,由此可进一步验证本文方法的正确性;改进PSO算法较PSO算法能更大程度地抑制 $U_{\max,7}$,将其限制在1.1 p.u.以下,从而避免风机脱网。

(2)场景2。

保持HVDC控制参数不变,研究风电控制参数优化对 $U_{\max,7}$ 的抑制作用。场景2的优化结果和不同优化方案优化后的母线7电压,分别如附录E表E3和附录E图E5所示。由表E3和图E5可知,2种优化方案对暂态过电压峰值的抑制作用有限,其中改进PSO算法优化后的最优风电控制参数为 $k_{i1}=8.9357$, $k_{p2}=1.3586$, $k_{i2}=8.6934$, $U_{\max,7}$ 降为1.1547 p.u.;PSO算法优化后的最优风电控制参数为 $k_{i1}=7.2658$, $k_{p2}=1.4251$, $k_{i2}=6.2704$, $U_{\max,7}$ 降为1.1519 p.u.。可见与初始状态相比,2种方案优化后的 k_{p2} 增加, k_{i1} 和 k_{i2} 减小,该趋势与风电控制参数对暂态过电压峰值的影响规律一致,由此可进一步验证本文方法的正确性;2种优化方案优化后的暂态过电压峰值均高于1.1 p.u.,未能消除暂态过电压现象。

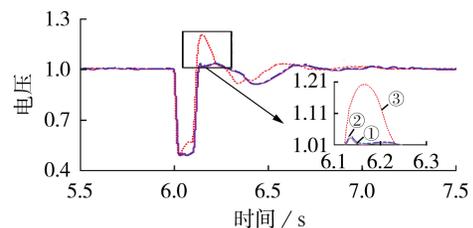
(3)场景3。

场景3的优化结果和不同优化方案优化后的母线7电压,分别如表3和图5所示。

表3 场景3的优化结果

Table 3 Optimization results for Scenario 3

方案	$U_{\max,7}$	直流和风电控制参数值				
		U_{dh}	I_{di}	k_{i1}	k_{p2}	k_{i2}
PSO算法	1.0317	0.55	0.84	6.37	1.2539	7.46
改进PSO算法	1.0252	0.49	0.88	5.68	1.3876	7.32
初始值	1.2032	0.6	0.3	10	0.3	10



① 改进PSO算法, ② PSO算法, ③ 初始值

图5 场景3中不同方案下的母线7电压

Fig.5 Voltage of Bus 7 under different schemes in Scenario 3

由表 3 和图 5 可知,2 种优化方案均可有效降低暂态过电压峰值,而改进 PSO 算法优化后的最优直流和风电控制参数为 $U_{dh} = 0.49$ p.u., $I_{dl} = 0.88$ p.u., $k_{i1} = 5.68$, $k_{p2} = 1.3876$, $k_{i2} = 7.32$, $U_{max,7}$ 降为 1.0252 p.u.; PSO 算法优化后的最优直流和风电控制参数为 $U_{dh} = 0.55$ p.u., $I_{dl} = 0.84$ p.u., $k_{i1} = 6.37$, $k_{p2} = 1.2539$, $k_{i2} = 7.46$, $U_{max,7}$ 降为 1.0317 p.u.。可见与初始状态相比,2 种方案优化后的 U_{dh} 、 k_{i1} 和 k_{i2} 减小, I_{dl} 和 k_{p2} 增加,该趋势与直流和风电控制参数对暂态过电压峰值的影响规律一致,由此可进一步验证本文方法的正确性;2 种优化方案均将暂态过电压峰值限制在 1.1 p.u. 以下,由此可验证本文方法的有效性。

(4) 3 种场景的优化结果对比。

为验证本文方法的准确性,本节对 3 种场景中不同方案的优化结果进行对比。3 种场景不同方案的 $U_{max,7}$ 降幅 $\Delta U_{max,7}$ 对比结果,如表 4 所示。

表 4 3 种场景中不同方案下的 $\Delta U_{max,7}$ 对比
Table 4 Comparison of $\Delta U_{max,7}$ under different schemes in three scenarios

场景	方案	$\Delta U_{max,7}$
1	改进 PSO 算法	0.1139
	PSO 算法	0.1028
2	改进 PSO 算法	0.0513
	PSO 算法	0.0485
3	改进 PSO 算法	0.1780
	PSO 算法	0.1715

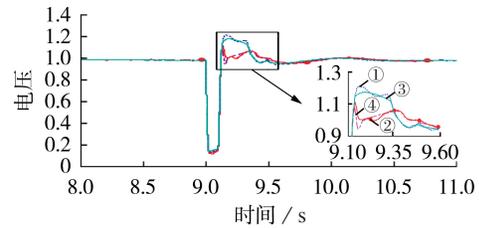
由表 4 可知,改进 PSO 算法优化后场景 3 的 $\Delta U_{max,7}$ 较场景 1、2 分别增加 0.0641、0.1267 p.u., PSO 算法优化后场景 3 的 $\Delta U_{max,7}$ 较场景 1、2 分别增加 0.0687、0.1230 p.u., 可见同一方案下场景 3 对暂态过电压的抑制效果较场景 1、2 更优;改进 PSO 算法优化后场景 1—3 的 $\Delta U_{max,7}$ 较 PSO 算法分别增加 0.0111、0.0028、0.0065 p.u., 可见同一场景中改进 PSO 算法优化后的最优控制参数较 PSO 算法能更大程度地抑制暂态过电压(这是由于改进 PSO 算法中动态惯性权重的采用使优化结果不偏离全局最优点或以最快速度接近全局最优点,而传统 PSO 算法易局部收敛,使优化结果更易收敛于局部最优点),由此可验证本文方法的准确性。

3.2 修改后的新英格兰 39 节点系统仿真分析

本节以修改后的新英格兰 39 节点系统为例进一步验证本文方法的有效性和准确性。在标准新英格兰 39 节点系统^[23]的节点 2、25 间加入 500 kV 双极 12 脉动直流输电系统(系统具体参数见文献[15]),在节点 37 接入 360 台 1.5 MW DFIG。修改后的新英格兰 39 节点系统拓扑结构如附录 E 图 E6 所示。

采用本文所提方法协调优化上述测试系统的直流和风电控制参数。其中,优化算法参数设置及优

化场景划分与 3.1.2 节一致;每次仿真开始时在交流母线 2 设置持续时间为 0.1 s 的三相短路故障(设置短路阻抗为 0.001 Ω)。优化后 3 种场景中的母线 25 电压如图 6 所示。



① 初始值, ② 场景 1, ③ 场景 2, ④ 场景 3

图 6 3 种场景中的母线 25 电压

Fig.6 Voltage of Bus 25 in three scenarios

由图 6 可知,3 种场景中的母线 25 暂态过电压峰值 $U_{max,25}$ 均下降,但仅场景 3 的 $U_{max,25}$ 被限制在 1.1 p.u. 以下,避免了风机脱网风险,由此可进一步验证本文方法的有效性。为进一步验证本文方法的准确性,本节对 3 种场景中不同方案的优化结果进行对比。3 种场景中不同方案下的 $U_{max,25}$ 降幅 $\Delta U_{max,25}$ 对比结果如表 5 所示。

表 5 3 种场景中不同方案下的 $\Delta U_{max,25}$ 对比
Table 5 Comparison of $\Delta U_{max,25}$ under different schemes in three scenarios

场景	方案	$\Delta U_{max,25}$
1	改进 PSO 算法	0.1009
	PSO 算法	0.0770
2	改进 PSO 算法	0.0374
	PSO 算法	0.0258
3	改进 PSO 算法	0.1396
	PSO 算法	0.1141

由表 5 可知,改进 PSO 算法优化后场景 3 的 $\Delta U_{max,25}$ 较场景 1、2 分别增加 0.0387、0.1022 p.u., PSO 算法优化后场景 3 的 $\Delta U_{max,25}$ 较场景 1、2 分别增加 0.0371、0.0883 p.u.。可见,同一方案下场景 3 对暂态过电压的抑制效果较场景 1、2 更优;改进 PSO 算法优化后场景 1—3 的 $\Delta U_{max,25}$ 较 PSO 算法分别增加 0.0239、0.0116、0.0255 p.u.。可见,同一场景下改进 PSO 算法优化后的最优控制参数较 PSO 算法能更大程度地抑制暂态过电压,由此进一步验证本文方法的准确性。

4 结论

本文提出一种抑制直流送端系统暂态过电压的直流和风电控制参数协调优化方法。通过修改后的 4 机 11 节点系统和新英格兰 39 节点系统进行算例分析,所得结论如下:

(1) 直流送端系统暂态过电压与 VDCOL 环节启动电压、退出电压和 RSC 内外环积分系数呈正相关

性,与CCA环节PI系数、VDCOL环节最小电流指令和RSC内外环比例系数呈负相关性,其中VDCOL环节最小电流指令、启动电压、RSC功率外环积分系数和电流内环PI系数对暂态过电压峰值较敏感,在直流和风电控制参数的协调优化时需优先考虑;

(2)与单独优化直流、风电控制参数相比,协调优化直流和风电控制参数可更大程度地抑制直流送端系统暂态过电压,将暂态过电压峰值限制在1.1 p.u.之下,避免风机脱网风险;

(3)改进PSO算法较PSO算法在直流、风电控制参数的单独优化和协调优化方面,均具有更佳的优化效果,其优化后的最优控制参数可更大程度地抑制直流送端系统暂态过电压。

附录见本刊网络版(<http://www.epae.cn>)。

参考文献:

- [1] 刘健,于壮壮,牛东晓,等. 新能源环境替代效用与传输价值研究[J]. 电力自动化设备,2019,39(5):69-74.
LIU Jian, YU Zhuangzhuang, NIU Dongxiao, et al. Research on environmental substitution utility and transmission value of new energy[J]. Electric Power Automation Equipment, 2019, 39(5):69-74.
- [2] 李欢,赵晓斌,杨煜. 高压直流工程熄弧角测量异常引发换相失败故障的分析与处理[J]. 电力自动化设备,2019,39(3):214-218.
LI Huan, ZHAO Xiaobin, YANG Yu. Analysis and treatment of commutation failure caused by abnormal extinction angle in HVDC system[J]. Electric Power Automation Equipment, 2019, 39(3):214-218.
- [3] 冀肖彤. 抑制HVDC送端交流暂态过电压的控制系统优化[J]. 电网技术,2017,41(3):721-728.
JI Xiaotong. Optimization of HVDC control system for mitigating AC transient overvoltage on rectifier station[J]. Power System Technology, 2017, 41(3):721-728.
- [4] 屠竞哲,张健,刘明松,等. 风火打捆直流外送系统直流故障引发风机脱网的问题研究[J]. 电网技术,2015,39(12):3333-3338.
TU Jingzhe, ZHANG Jian, LIU Mingsong, et al. Study on wind turbine generators tripping caused by HVDC contingencies of wind-thermal-bundled HVDC transmission systems[J]. Power System Technology, 2015, 39(12):3333-3338.
- [5] 许建兵,江全元,石庆均. 基于储能型DVR的双馈风电机组电压穿越协调控制[J]. 电力系统自动化,2013,37(4):14-20.
XU Jianbing, JIANG Quanyuan, SHI Qingjun. Voltage crossing coordination control of doubly-fed wind turbine based on energy storage DVR[J]. Automation of Electric Power Systems, 2013, 37(4):14-20.
- [6] 索之闻,刘建琴,蒋维勇,等. 大规模新能源直流外送系统调相机配置研究[J]. 电力自动化设备,2019,39(9):124-129.
SUO Zhiwen, LIU Jianqin, JIANG Weiyong, et al. Research on synchronous condenser configuration of large-scale renewable energy DC transmission system[J]. Electric Power Automation Equipment, 2019, 39(9):124-129.
- [7] 罗煦之,张健,贺静波,等. 计及暂态过电压约束的直流闭锁安控与极控协调控制研究[J]. 电网技术,2015,39(9):2526-2531.
LUO Xuzhi, ZHANG Jian, HE Jingbo, et al. Coordinated control research of stability control system and pole control system under DC system block considering transient overvoltage[J]. Power System Technology, 2015, 39(9):2526-2531.
- [8] 滕子非,汤涌,张鹏,等. 基于直流输电无功控制的多直流馈出电网交流系统过电压最优抑制策略[J]. 电网技术,2017,41(12):3846-3853.
TENG Yufei, TANG Yong, ZHANG Peng, et al. An optimum strategy for suppressing AC overvoltage in systems with multiple HVDC links based on HVDC reactive power control[J]. Power System Technology, 2017, 41(12):3846-3853.
- [9] 贺静波,庄伟,许涛,等. 暂态过电压引起风电机组连锁脱网风险分析及对策[J]. 电网技术,2016,40(6):1839-1844.
HE Jingbo, ZHUANG Wei, XU Tao, et al. Study on cascading tripping risk of wind turbines caused by transient overvoltage and its countermeasures[J]. Power System Technology, 2016, 40(6):1839-1844.
- [10] 谢震,张兴,杨淑英,等. 基于虚拟阻抗的双馈风力发电机高压穿越控制策略[J]. 中国电机工程学报,2012,32(27):16-23.
XIE Zhen, ZHANG Xing, YANG Shuying, et al. High voltage ride-through control strategy of double fed induction wind generators based on virtual impedance[J]. Proceedings of the CSEE, 2012, 32(27):16-23.
- [11] 徐海亮,章玮,陈建生,等. 考虑动态无功支持的双馈风电机组高压穿越控制策略[J]. 中国电机工程学报,2013,33(36):112-119.
XU Hailiang, ZHANG Wei, CHEN Jiansheng, et al. A high-voltage ride-through control strategy for DFIG based wind turbines considering dynamic reactive power support[J]. Proceedings of the CSEE, 2013, 33(36):112-119.
- [12] 陈厚合,王长江,姜涛,等. 基于端口能量的含VSC-HVDC的交直流混合系统暂态稳定评估[J]. 电工技术学报,2018,33(3):498-511.
CHEN Houhe, WANG Changjiang, JIANG Tao, et al. Transient stability assessment in hybrid AC/DC systems with VSC-HVDC via port energy[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2018, 33(3):498-511.
- [13] 屠竞哲,张健,曾兵,等. 直流换相失败及恢复过程暂态无功特性及控制参数影响[J]. 高电压技术,2017,43(7):2131-2139.
TU Jingzhe, ZHANG Jian, ZENG Bing, et al. HVDC transient reactive power characteristics and impact of control system parameters during commutation failure and recovery[J]. High Voltage Engineering, 2017, 43(7):2131-2139.
- [14] 赵学明,李永丽,孙广宇,等. 换相失败对含风电场的交直流互联系统送端过电压的影响[J]. 高电压技术,2019,45(11):3666-3673.
ZHAO Xueming, LI Yongli, SUN Guangyu, et al. Effect of commutation failure on the overvoltage on rectifier station in AC/DC hybrid power system with wind farms[J]. High Voltage Engineering, 2019, 45(11):3666-3673.
- [15] 王渝红. 交直流混合运行系统中的换相失败研究[D]. 成都:西南交通大学,2008.
WANG Yuhong. Inverter commutation failure study in HVDC/AC[D]. Chengdu:Southwest Jiaotong University, 2008.
- [16] 姜惠兰,周陶,贾燕琪,等. 提高DFIG低电压穿越性能的转子Crowbar自适应切除控制方法[J]. 电力自动化设备,2018,38(9):93-98.
JIANG Huilan, ZHOU Tao, JIA Yanqi, et al. Adaptive deactivating control strategy of Crowbar for LVRT capability enhancement of DFIG[J]. Electric Power Automation Equipment, 2018, 38(9):93-98.
- [17] 曾雪洋,刘天琪,王顺亮,等. 换相失败下柔性直流与传统直流互联输电系统的暂态无功协调控制策略[J]. 电力自动化设

- 备,2019,39(12):28-35.
- ZENG Xueyang, LIU Tianqi, WANG Shunliang, et al. Coordinated transient reactive power control strategy for transmission system connected by VSC-HVDC and LCC-HVDC under commutation failure[J]. Electric Power Automation Equipment, 2019,39(12):28-35.
- [18] 年珩,程鹏,贺益康. 故障电网下双馈风电系统运行技术研究综述[J]. 中国电机工程学报,2015,35(16):4184-4197.
- NIAN Heng, CHENG Peng, HE Yikang. Research review on operation technology of doubly-fed wind power system under fault grid[J]. Proceedings of the CSEE, 2015, 35(16):4184-4197.
- [19] 范心明. 面向风电场并网的双端与多端柔性直流输电系统控制策略研究[D]. 广州:华南理工大学,2014.
- FAN Xinming. Research on the control strategy of VSC-HVDC and VSC-MTDC systems for wind farm-grid connection [D]. Guangzhou:South China University of Technology, 2014.
- [20] 张剑,肖湘宁,高本锋,等. 双馈风力发电机的次同步控制相互作用机理与特性研究[J]. 电工技术学报,2013,28(12):142-149,159.
- ZHANG Jian, XIAO Xiangning, GAO Benfeng, et al. Mechanism and characteristic study on sub-synchronous control interaction of a DFIG-based wind-power generator[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2013,28(12):142-149,159.
- [21] 刘生. 用于电力系统在线暂态稳定数字仿真的调速器模型研究[D]. 天津:天津大学,2009.
- LIU Sheng. Research on speed-governing systems and turbines for power system online transient stability numerical simulation[D]. Tianjin:Tianjin University,2009.
- [22] 张学广,邱望明,方冉,等. 双馈风电机组静止坐标系下阻转矩模及次同步谐振抑制策略[J]. 电力系统自动化,2019,43(6):58-69,156.
- ZHANG Xueguang, QIU Wangming, FANG Ran, et al. Impedance modeling and subsynchronous resonance mitigation strategy of DFIG based wind turbine in static reference frame [J]. Automation of Electric Power Systems, 2019, 43(6):58-69,156.
- [23] PAI M A. Energy function analysis for power system stability [M]. Boston,USA:Kluwer Academic Publishers,1989:223-227.

作者简介:



陈厚合

陈厚合(1978—),男,江苏徐州人,教授,博士研究生导师,博士,主要研究方向为电力系统安全性与稳定性、电力系统优化运行(E-mail:chenhouhe@126.com);

鲁华威(1995—),男,山东威海人,硕士研究生,主要研究方向为电力系统暂态稳定性(E-mail:huaweilu@aliyun.com);

王长江(1989—),男,黑龙江哈尔滨人,博士研究生,通信作者,主要研究方向为电力系统安全性和稳定性(E-mail:cjwangneepu@163.com)。

(编辑 李玮)

Coordinated optimization of HVDC and wind power control parameters for mitigating transient overvoltage on HVDC sending-side system

CHEN Houhe¹, LU Huawei¹, WANG Changjiang¹, LIN Chuqiao^{1,2}, GUO Yanchun³, ZHANG Song¹

(1. School of Electrical Engineering, Northeast Electric Power University, Jilin 132012, China;

2. Changchun Power Supply Company of State Grid Jilin Electric Power Company, Changchun 130000, China;

3. Songyuan Power Supply Company of State Grid Jilin Electric Power Company, Songyuan 138000, China)

Abstract: In order to mitigate the sending-side transient overvoltage that is caused by the wind power transferred through HVDC (High Voltage Direct Current), an optimization approach to coordinate the HVDC and wind power control parameters is developed. Firstly, the transient overvoltage mechanism of HVDC sending-side system from the perspective of reactive conversion between rectifier station and wind power plant is analyzed, and then the control parameter impact mechanism of both HVDC rectifier-side and wind power rotor-side converters on the transient overvoltage in terms of the reactive characteristics of system is analyzed. This provides theoretical basis for the coordinated optimization of control parameters to mitigate transient overvoltage. Secondly, an optimization model that minimizes the peak value of transient overvoltage of HVDC sending-side system is established. Through combined invocation, the improved particle swarm optimization algorithm is further employed for the coordinated optimization of HVDC and wind power control parameters, which utilizes the accurate simulation of electromagnetic transient process of AC/DC system by using electromagnetic transient model. Finally, simulative results of modified 4-machine 11-bus system and New England 39-bus system verify the effectiveness and accuracy of the proposed method.

Key words: transient overvoltage; HVDC power transmission; wind power; control parameters; coordinated optimization

附录

附录 A

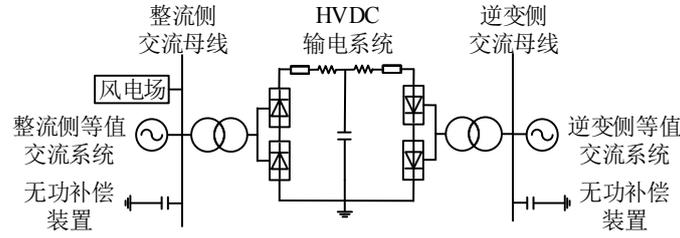


图 A1 风电经 HVDC 外送系统示意图

Fig.A1 Diagram of wind power transmitted by HVDC system

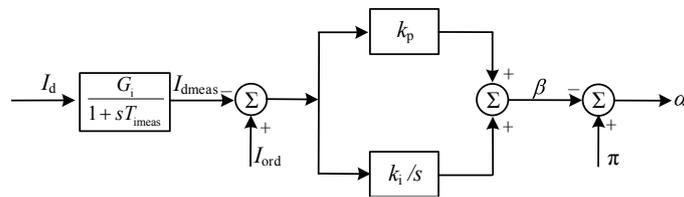


图 A2 整流侧 CCA 环节控制框图

Fig.A2 Control block diagram of CCA in rectifier side

表 A1 不同 HVDC 控制参数取值下的 Q_{dc} 等变量值
Table A1 Variable values such as Q_{dc} under different HVDC control parameters

控制参数	参数值	α /(deg)	I_d /p.u.	Q_{dc} /Mvar	$U_{max,7}$ /p.u.
U_{di} /p.u.	0.48	113.7216	0.2115	141.0772	1.1998
	0.60	121.9171	0.1528	112.1691	1.2032
	0.72	122.3027	0.0946	75.1715	1.2076
U_{di} /p.u.	0.144	120.1649	0.1756	127.0283	1.2027
	0.180	121.9171	0.1528	112.1691	1.2032
	0.216	123.9932	0.1102	100.6205	1.2039
I_{di} /p.u.	0.24	123.9186	0.0994	45.3820	1.2084
	0.30	121.9171	0.1528	112.1691	1.2032
	0.36	119.8700	0.2462	204.9376	1.1815
k_p /(deg/p.u.)	36	126.0074	0.1156	88.7925	1.2046
	45	121.9171	0.1528	112.1691	1.2032
	54	112.5066	0.1953	131.8077	1.2029
k_i /(deg/p.u./s)	3600	125.9135	0.1258	90.7826	1.2053
	4500	121.9171	0.1528	112.1691	1.2032
	5400	113.2083	0.1733	124.5033	1.2024

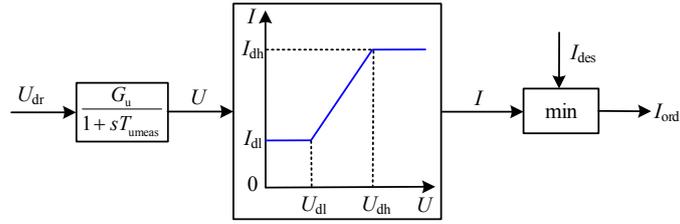


图 A3 VDCOL 环节控制框图

Fig.A3 Control block diagram of VDCOL

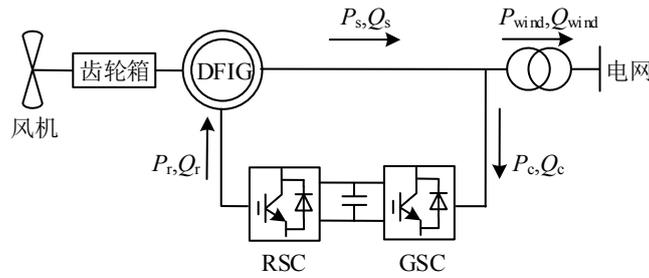


图 A4 双馈风力发电机结构

Fig.A4 Configuration of DFIG-based wind turbine

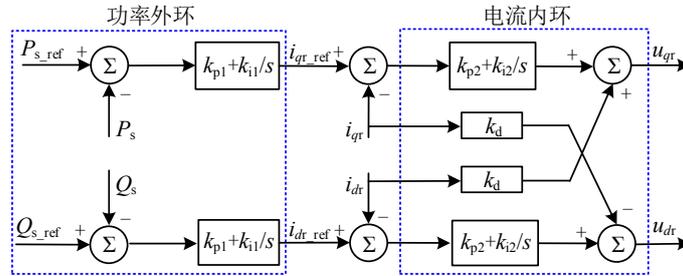
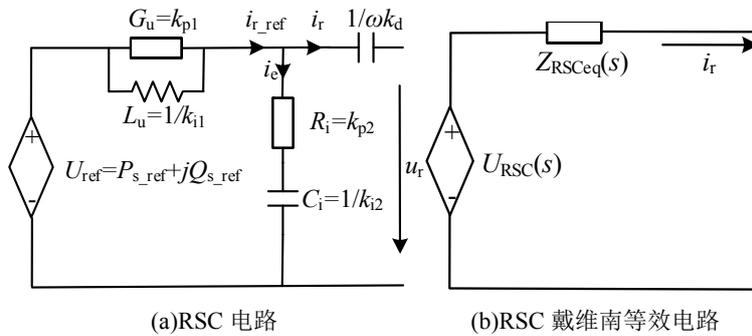


图 A5 RSC 控制框图

Fig.A5 Control block diagram of RSC



(a)RSC 电路

(b)RSC 戴维南等效电路

图 A6 RSC 电路及其戴维南等效形式

Fig.A6 RSC circuit and its Thevenin equivalent form

附录 B

由文献[18]可知 Z_{RSCeq} 和 i_r 呈负相关性, 即 $\frac{\partial i_r}{\partial Z_{RSCeq}} < 0$; 由文献[19]可知 Q_s 和 i_{dr} 呈正相关性, 即 $\frac{\partial Q_s}{\partial i_{dr}} > 0$;

根据 $i_{dr} = i_r - i_{qr}$ 可得 $\frac{\partial i_{dr}}{\partial i_r} > 0$ 。因此, 可得定子发出的无功功率 Q_s 和转子阻抗 Z_{RSCeq} 的关系为:

$$\frac{\partial Q_s}{\partial Z_{RSCeq}} = \frac{\partial Q_s}{\partial i_{dr}} \frac{\partial i_{dr}}{\partial i_r} \frac{\partial i_r}{\partial Z_{RSCeq}} < 0$$

附录 C

表 C1 不同 DFIG 控制参数取值下的 Q_{wind} 等变量值
Table C1 Variable values such as Q_{wind} under different DFIG control parameters

控制参数	参数值	$i_{dr}/\text{p.u.}$	Q_s/Mvar	$Q_{\text{wind}}/\text{Mvar}$	$U_{\text{max},7}/\text{p.u.}$
k_{p1}	0.24	0.8245	112.4128	112.2389	1.2044
	0.30	0.7918	105.9170	105.6471	1.2032
	0.36	0.7513	102.5627	102.2800	1.2024
k_{i1}	8	0.7141	90.6317	90.3622	1.2007
	10	0.7918	105.7536	105.5337	1.2032
	12	0.8239	112.2043	111.8920	1.2064
k_{p2}	0.24	0.8472	134.7526	134.5304	1.2085
	0.30	0.7918	106.1137	105.8741	1.2032
	0.36	0.6984	81.3943	81.1067	1.1893
k_{i2}	8	0.7612	87.8634	87.5871	1.1996
	10	0.7918	105.6157	105.3691	1.2032
	12	0.8223	127.1208	126.7732	1.2150

附录 D

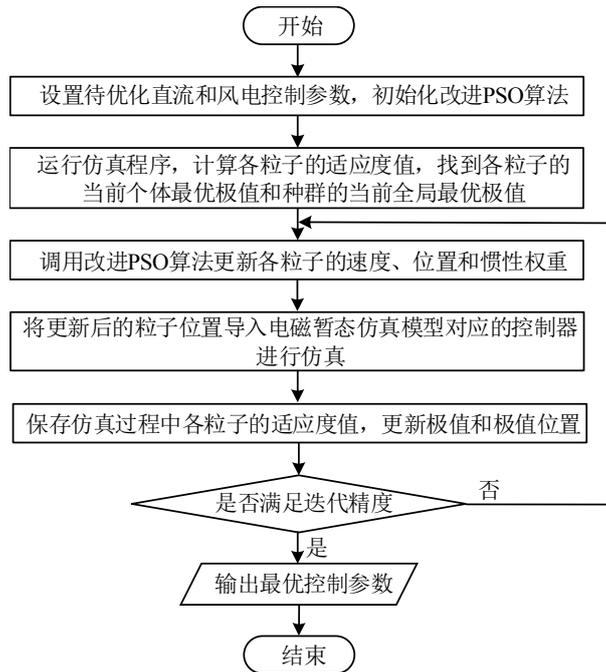


图 D1 暂态过电压协调优化流程图

Fig.D1 Flowchart of transient overvoltage coordination optimization

表 E1 HVDC 和 DFIG 初始控制参数

Table E1 Initial control parameters of HVDC and DFIG

	控制参数	参数初始值
HVDC	VDCOL 启动电压 $U_{dh}/p.u.$	0.6
	VDCOL 退出电压 $U_{dl}/p.u.$	0.18
	VDCOL 最小电流指令 $I_{dl}/p.u.$	0.3
	CCA 比例系数 $k_p/(deg/p.u.)$	45
	CCA 积分系数 $k_i/(deg/p.u./s)$	4500
DFIG	RSC 功率外环比例系数 k_{p1}	0.3
	RSC 功率外环积分系数 k_{i1}	10
	RSC 电流内环比例系数 k_{p2}	0.3
	RSC 电流内环积分系数 k_{i2}	10

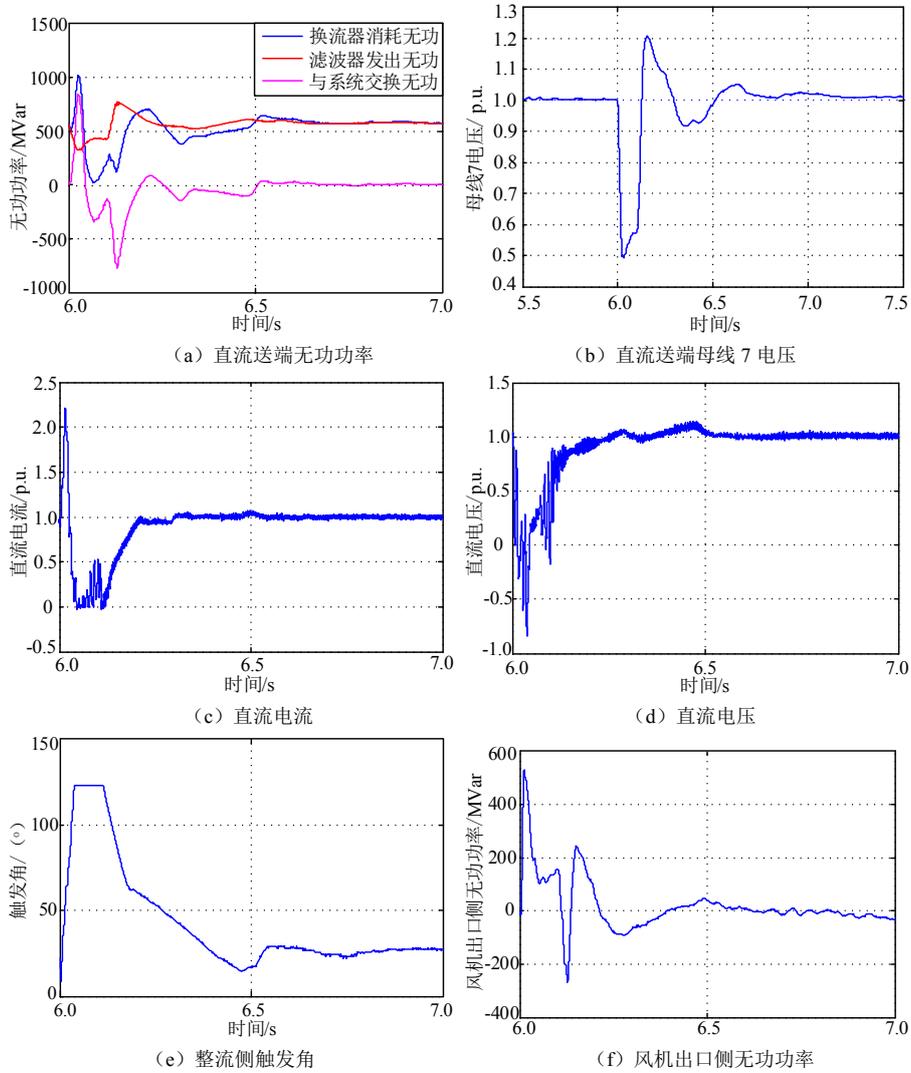


图 E1 直流送端系统动态特性曲线

Fig.E1 Dynamic characteristic curves of HVDC sending-side system

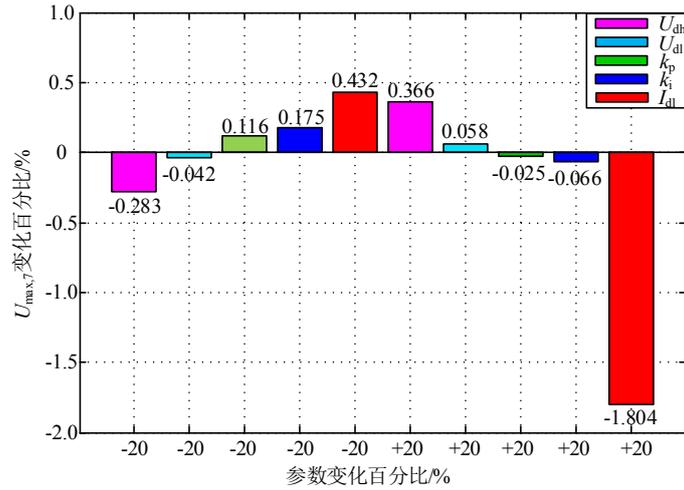


图 E2 不同 HVDC 控制参数下的 $U_{max,7}$ 变化百分比

Fig.E2 Change percentage of $U_{max,7}$ under different HVDC control parameters

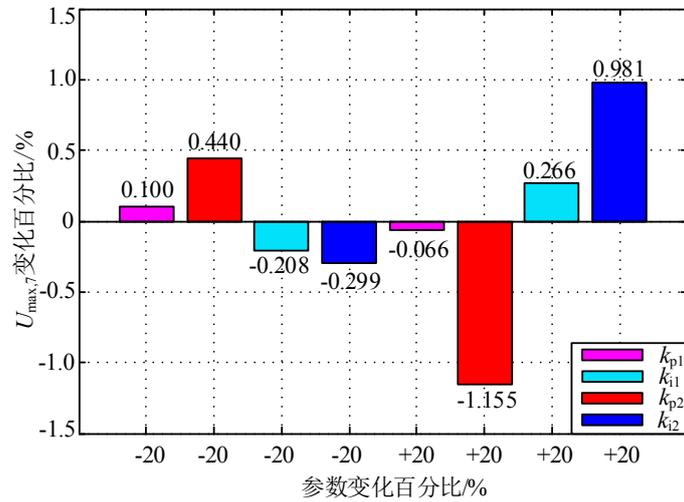


图 E3 不同 DFIG 控制参数下的 $U_{max,7}$ 变化百分比

Fig.E3 Change percentage of $U_{max,7}$ under different DFIG control parameters

表 E2 场景 1 的优化结果

Table E2 Optimization results for Scenario 1

方案	$U_{max,7}/p.u.$	直流控制参数值	
		$U_{dh}/p.u.$	$I_{dl}/p.u.$
初始状态	1.2032	0.6	0.3000
PSO 算法	1.1004	0.53	0.8693
改进 PSO 算法	1.0893	0.47	0.8965

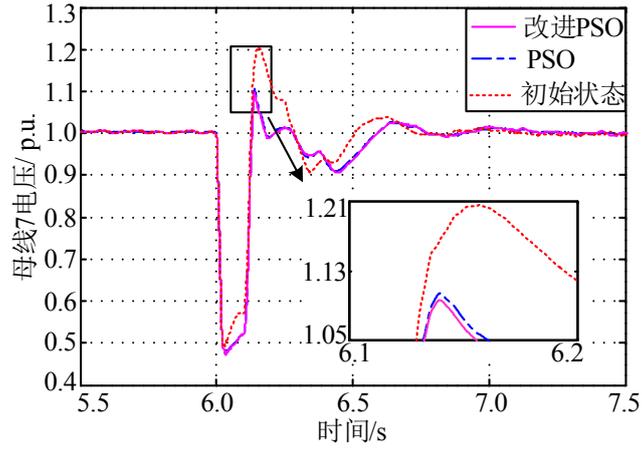


图 E4 场景 1 中不同方案下的母线 7 电压

Fig.E4 Voltage of Bus 7 under different schemes in Scenario 1

表 E3 场景 2 的优化结果
Table E3 Optimization results for Scenario 2

方案	$U_{\max,7}/\text{p.u.}$	风电控制参数值		
		k_{i1}	k_{p2}	k_{i2}
初始状态	1.2032	10.0000	0.3000	10.0000
PSO 算法	1.1547	8.9357	1.3586	8.6934
改进 PSO 算法	1.1519	7.2658	1.4251	6.2704

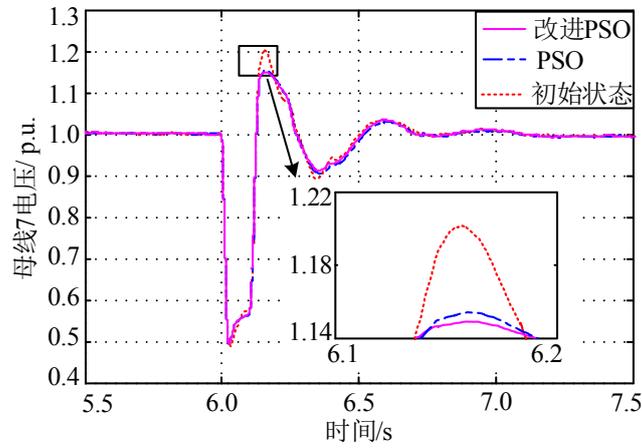


图 E5 场景 2 中不同方案的母线 7 电压

Fig.E5 Voltage of Bus 7 under different schemes in Scenario 2

