

DOI: 10.19783/j.cnki.pspc.240797

计及低穿有功恢复特性的风电高占比送出系统 功角稳定演化规律研究

王炳然, 薛峰, 朱玲, 刘庆龙

(国网电力科学研究院有限公司, 江苏 南京 210003)

摘要: 风火打捆送出系统中大规模风电机组同时进入低电压穿越对系统暂态功角稳定影响显著。为揭示风电高占比送出系统功角稳定演化规律, 首先, 从理论上分析了风电低穿后有功恢复特性对暂态功角稳定的影响机理, 提出了一种计及有功恢复时变特性的功角稳定裕度计算方法。其次, 在此基础上, 考虑临界群风电与余下群负荷等量增长、临界群风电等量置换同步机出力、临界群风电等量置换同步机开机三种风电高占比系统演化方式, 基于等面积法则推导并分析了系统功角稳定特性演化规律。最后, 采用单机无穷大系统和实际区域电网仿真验证了系统暂态稳定特性演化规律。

关键词: 双馈风机; 暂态功角稳定; 低电压穿越; 有功恢复; 等面积准则

Analysis of power angle stability evolution in high wind power penetration systems considering low-voltage ride-through active power recovery characteristics

WANG Bingran, XUE Feng, ZHU Ling, LIU Qinglong

(NARI Group Corporation (State Grid Electric Power Research Institute), Nanjing 210003, China)

Abstract: The simultaneous entry of large-scale wind turbines into low-voltage ride-through (LVRT) in wind-thermal bundled power systems can significantly impact on the transient power angle stability of the system. To reveal the evolution law of power angle stability in high proportion wind power transmission systems, the influence mechanism of active power recovery characteristics on transient power angle stability after LVRT is theoretically analyzed first, and a power angle stability margin calculation method considering the time-varying characteristics of active power recovery is proposed. Next, based on this analysis, three evolutionary scenarios for high wind power penetration systems are considered: equal growth of critical wind power and remaining system load; equal replacement of synchronous generator output with critical wind power; and equal replacement of synchronous generators with critical wind power leading to generator startup. Using the equal area criterion, an evolutionary law of power angle stability is then derived and analyzed. Finally, simulations on both a single-machine infinite bus system and a real-world regional power grid verify the evolutionary characteristics of transient stability in high wind power penetration scenarios.

This work is supported by the Science and Technology Project of the Headquarters of State Grid Corporation of China (No. 5108-202218280A-2-216-XG).

Key words: doubly-fed induction generator; transient power angle stability; low voltage ride through; active power recovery; equal area criterion

0 引言

中国风电与负荷中心整体呈逆向分布, 风电因

发电地区负荷有限不能就地消纳, 需远距离送出至负荷中心^[1-2]。当前, 风电送出系统多采用风火打捆方式, 以提高电力系统的稳定性和可靠性^[3]。在电网扰动低电压情况下双馈风电机组进入低穿控制, 此时有功出力大幅下降, 在故障切除后风机有功功率按给定的速率恢复^[4-5]。大量新能源进入低电压穿

基金项目: 国家电网公司总部科技项目资助 (5108-202218280A-2-216-XG)

越状态, 新能源无功支撑和有功下降会改变同步机功角的摇摆方向, 给风火打捆送出系统暂态功角稳定带来巨大的影响^[6-8]。

在风电并网对系统暂态功角稳定影响的研究方面, 文献[9-12]使用时域仿真法, 分析了风电低电压穿越特性对系统暂态功角稳定的影响, 总结了风电接入比例变化对电网暂态功角稳定的影响规律。在风电低穿特性对系统暂态功角稳定影响的机理研究中, 文献[13]中认为双馈风机(doubly fed induction generator, DFIG)可等效为阻抗值随功角变化的并联对地负阻抗, 通过将风电等效阻抗计入同步机功角特性方程的方式定性分析风电低穿特性对系统暂态功角稳定的影响。文献[14]对文献[10]的风电等值方法进行改进, 基于DFIG的快速恢复特性, 将DFIG在故障前后和故障中的低穿状态分别等效为恒定负阻抗, 忽略同步机功角特性方程中的直流偏移量, 分析了风电低穿对暂态功角稳定裕度的影响。文献[15]研究了系统故障前后和故障期间风电机组等效阻抗对送端电网和受端电网间电气距离的影响, 以电气距离变化量表征风电低穿对暂态功角稳定的影响。文献[16-17]将文献[12]的方法从单机系统推广到两机系统, 推导了风电接入多机系统后低穿特性对系统功角稳定影响的公式。文献[18-19]在两群系统中通过分析风电等效导纳对系统等效导纳矩阵的影响, 根据实际算例, 分析风电低穿及并网比例变化对系统功角稳定性影响。上述研究均设定风电机组在故障切除后有功出力快速恢复至故障前水平, 故障前后和故障期间风电机组等效阻抗均为恒阻抗, 同步机电功率函数只依赖功角 δ 一个变量, 即风火打捆系统仍为哈密顿系统^[20]。但在实际工程中, 风电机组低电压穿越后, 有功功率按照一个相对较慢的速率恢复, 其等效阻抗在低穿有功恢复阶段表现为时变阻抗, 电功率函数含 δ 和 t 两个变量, $P-\delta$ 相平面上的动能减少面积无法得到全解析表达。文献[21]基于时域仿真分析表明, 双馈风机在故障切除后不能立即恢复到额定功率, 有功恢复过程会提高系统的暂态功角稳定性。因此, 忽略风电机组有功恢复特性的暂态功角稳定性评估误差较大, 影响风火打捆送出系统功角稳定演化规律的有效性。

本文以风火打捆系统为研究对象, 基于风电机组暂态功率输出特性, 推导单机无穷大系统中同步机的电功率函数, 基于微分法在 $P-\delta$ 相平面计算并绘制风电机组低穿有功恢复阶段同步机电功率函数 $P_c(\delta)$ 曲线。提出一种计及风电有功恢复时变特性的功角稳定裕度计算方法, 从量化角度分析了风电机组有功恢复对暂态功角稳定性的影响机理, 定量

分析暂态功角稳定特性随有功恢复时间变化的演化规律。在此基础上, 基于等面积准则, 在临界群风电机组与余下群负荷等量增长、临界群风电等量置换同步机出力和开机3种新能源占比递增演化方式下, 分析了系统功角稳定特性演化规律。

1 系统模型

1.1 系统结构及模型概述

图1为风电集中接入的风火打捆外送系统结构图, 其中同步机采用经典二阶模型, 忽略原动机、调速器和励磁系统的动态特性; 风电机组考虑低电压穿越能力, 忽略换流器动态特性和风速变化, 采用恒定功率因数控制模式, 转子机械部分采用双质块模型; 忽略线路、变压器电阻。

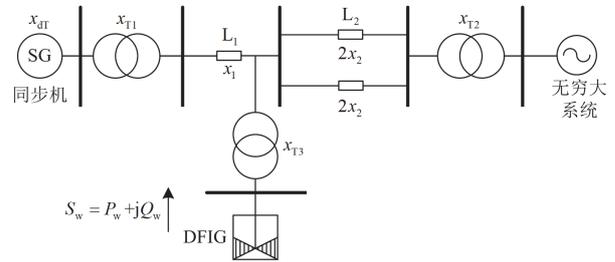


图1 DFIG集中接入的风火打捆外送系统结构

Fig. 1 Structure of DFIG centralized access wind and fire bundling and delivery system

图1中: x_{dT} 为同步机暂态电抗; x_1 、 x_2 分别为线路 L_1 、 L_2 的电抗; S_w 为风电机组视在功率。设定系统故障为 L_2 双回传输线中一回近同步机侧发生三相短路, 0.1 s后故障清除。

1.2 风机低电压穿越功率特性

本文风机采用恒功率因数分别控制风电的有功和无功功率, 低穿期间功率特性如下。

设 t_1 时刻前系统处于正常运行状态, 风电机组输出有功功率为 P_w , 无功功率 $Q_w = 0$, 设稳态时风机并网点电压幅值为 U_w , 根据文献[14]得到故障前风电机组电气特性的等效电导 $G_{w0} = -P_w/U_w^2$ 和电纳 $B_{w0} = Q_w/U_w^2$ 。

t_1 时刻系统发生故障, 风电机组进入低电压穿越状态, t_2 时刻故障切除, 风电机组低穿期间的有功、无功功率控制策略为

$$\begin{cases} P_{wD} = k_p I_{p0} U_{wD} \\ Q_{wD} = k_q (U_{in} - U_{wD}) U_{wD} \end{cases} \quad (1)$$

式中: P_{wD} 、 Q_{wD} 分别为风电机组低穿期间的有功、无功出力; k_p 为有功电流计算系数; k_q 为无功电流

计算系数: I_{p0} 为稳态运行时的有功电流控制量; U_{in} 为风电进入低电压穿越状态的电压阈值; U_{wD} 为故障期间风电并网点电压。

令 $U_{wD} = k_u U_w$, 由式(1)可得故障期间风电机组低电压穿越状态等效电导 $G_{wD} = -(k_p / k_u) G_w$ 、电纳 $B_{wD} = k_q (0.9 - k_u) / k_u$ 。

$t_2 \sim t_3$ 时段为风电机组低电压穿越恢复状态, 受恢复速率影响持续时长为 0~5 s, 故障切除后风电机组的有功功率 P_{we} 为

$$P_{we} = \begin{cases} [k_p k_u + \frac{t-t_2}{t_3-t_2} (1-k_p k_u)] P_w & t \in (t_2, t_3) \\ P_w & t \in [t_3, \infty) \end{cases} \quad (2)$$

有功恢复阶段风电机组的等效电导 G_{we} 为

$$G_{we} = -[k_p k_u + \frac{t-t_2}{t_3-t_2} (1-k_p k_u)] P_w / U_w^2 \quad (3)$$

在风电有功恢复阶段结束后, 风电机组的等效电导与故障前相同, 即 $G_{we} = -P_w / U_w^2$ 。

故障切除后无功功率快速恢复至故障前水平, 故障后风电机组等效电纳与故障前相等。

2 风电机组低穿特性对暂态功角稳定影响

2.1 系统等效电路

图 1 中风火打捆外送系统的等效电路如图 2(a) 所示, 其中: E 、 δ 分别为同步机内电势节点的电

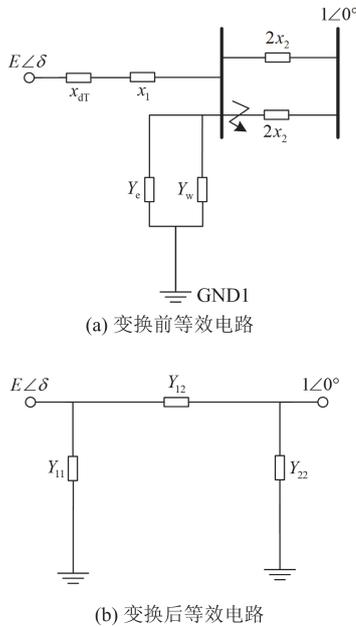


图 2 DFIG 集中接入的风火打捆外送系统等效电路
Fig. 2 Equivalent circuit of DFIG centralized access wind and fire bundling and delivery system

压幅值和相角; Y_w 为风电机组等效导纳; Y_c 为三相金属性接地故障等效导纳, 在故障前和故障切除后 $Y_c = 0$; 无穷大母线电压标幺值为 $1\angle 0^\circ$ 。

对图 2(a) 所示的电路进行 Y- Δ 变换, 可得图 2(b) 所示简化电路, 图 2 中: Y_{11} 为同步机对地支路导纳; Y_{22} 为无穷大系统对地导纳; Y_{12} 为同步机与无穷大系统间的转移导纳。

2.2 计及风电机组低穿特性的同步机电功率函数

2.2.1 同步机电功率

根据图 2(b) 的等效电路可知, 同步机电功率 P_c 函数表达式为

$$P_c = P_c + P_{max} \sin(\delta + \gamma) \quad (4)$$

其中,

$$\begin{cases} P_c = E^2 G_{11} \\ P_{max} = E \sqrt{G_{12}^2 + B_{12}^2} \\ \gamma = \arctan(G_{12} / B_{12}) \end{cases} \quad (5)$$

式中: G_{11} 为 Y_{11} 的实部; G_{12} 、 B_{12} 分别为 Y_{12} 的实部和虚部。式(4)表明风电机组接入后同步机电功率函数由一个垂直方向偏移量 P_c 和一个正弦量 $P_{max} \sin(\delta + \gamma)$ 组成, δ 为同步机功角, γ 为电功率函数沿水平方向的偏移量。将式(5)对应的导纳代入式(4), 得到风电机组暂态特性显式表达的同步机电功率函数为

$$P_c = \frac{E^2 (G_w + G_c) (\frac{1}{x'_1} + \frac{1}{x_2})}{x'_1 [(G_w + G_c)^2 + (B_w + B_c - \frac{1}{x'_1} - \frac{1}{x_2})^2]} + \frac{E}{x'_1 x_2 \sqrt{[(G_w + G_c)^2 + (B_w + B_c - \frac{1}{x'_1} - \frac{1}{x_2})^2]}} \sin(\delta + \gamma) \quad (6)$$

$$\gamma = \arctan[\frac{G_w + G_c}{B_w + B_c - \frac{1}{x'_1} - \frac{1}{x_2}}] \quad (7)$$

式中: x'_1 为阻抗 x_1 与 x_{dtr} 之和; G_w 、 B_w 分别为风电机组等效电导、电纳; G_c 、 B_c 分别为 Y_c 的实部和虚部。在系统故障前、故障中、故障切除风电机组有功恢复阶段及风电机组有功恢复结束后 4 个阶段, 分别代入各阶段的 G_w 、 B_w 、 G_c 和 B_c , 得到各阶段同步机电功率函数。需要指出的是, 在故障切除后需将式(6)中的 x_2 改为 $2x_2$ 。

2.2.2 电磁功率在 $P-\delta$ 相平面上的特性

根据式(6), 系统在故障前、故障中及故障切除风电机组有功恢复结束后的 3 个阶段中, 同步机电

功率函数中只存在唯一变量角度 δ , 因此这 3 个阶段系统为哈密顿系统, 无需仿真可直接计算 $P_e(\delta)$ 曲线。在风电机组低穿有功恢复阶段, 风电机组的等效电导 G_{we} 为时变量。同步机电功率函数中含角度 δ 与时间 t 两个变量, 此阶段系统为非哈密顿系统, $P-\delta$ 相平面上的动能增加/减少面积无法得到全解析表达, 需要挖掘低穿恢复阶段时间变量 t 与功角变量 δ 的关系, 使得计算动能减少面积时能够计及有功恢复时变特性的影响。

在故障切除后风电机组有功恢复阶段, 根据本文的控制逻辑, 风电机组发出无功功率为 0, 风电机组的等效电纳 $B_w = 0$, 又因风电机组的等效电导 $G_{we} \ll (1/x'_1) + (1/2x_2)$, 故可将式(6)化简为

$$P_{ce} = -\frac{E^2 G_{we}}{x'_1 \left(\frac{1}{x'_1} + \frac{1}{2x_2} \right)} + \frac{E}{2x'_1 x_2 \left(\frac{1}{x'_1} + \frac{1}{2x_2} \right)} \sin(\delta + \gamma) \quad (8)$$

由式(8)可知, 有功恢复期间和有功恢复结束后, 该阶段正弦量幅值 P_{maxe} 保持不变, 风电有功恢复特性主要影响同步机电功率函数垂直方向偏移量 P_{ce} 。由式(3)可知, 当风电机组稳态出力不变时, 风电等效电导 $G_{we} \propto P_{we} \propto t$, 由式(8)可知, $P_{ce} \propto G_{we}$, 故 P_{ce} 是关于 t 的一阶函数, 可将 P_{ce} 记为 $P_{ce} = a + bt$ 。其中:

$$\begin{cases} a = \frac{E^2 (t_3 - t_2 - t_3 k_p k_u) P_w}{x'_1 \left(\frac{1}{x'_1} + \frac{1}{2x_2} \right) (t_3 - t_2) U_w^2} \\ b = \frac{E^2 P_w (k_p k_u - 1)}{x'_1 \left(\frac{1}{x'_1} + \frac{1}{2x_2} \right) (t_3 - t_2) U_w^2} \end{cases} \quad (9)$$

2.3 计及有功恢复时变特性的暂态功角稳定裕度计算方法

由 2.2.2 节分析可知, 风电有功恢复特性的时间变量 t 主要影响 $P-\delta$ 相平面上 $P_e(\delta)$ 曲线在 P 轴的位移, 由于 $P_{ce} \propto t$, 基于微分法将有功恢复阶段以时间进行 n 等分, 在任意时间段 ($t_n \sim t_{n+1}$) 取 $t = (t_n + t_{n+1})/2$, 可将非哈密顿系统在各时段内化为哈密顿系统。据此计算风电有功恢复期间系统动能减少面积 A_{dec1} 为

$$A_{dec1} = \sum_{i=1}^n \int_{\delta_i}^{\delta_{i+1}} (P_{ce,i} - P_m) d\delta \quad (10)$$

式中: δ_i 和 δ_{i+1} 分别为 t_n 和 t_{n+1} 时刻对应的角度, 且 $\delta_1 = \delta_s$, δ_s 为故障切除角; $P_{ce,i}$ 为 $t_i \sim t_{i+1}$ 时段同步机电功率函数; P_m 为同步机机械功率。

在 $t_n \sim t_{n+1}$ 时间段, 基于泰勒级数由 t_n 对应的角度 δ_n 计算 t_{n+1} 处角度 δ_{n+1} , 忽略高次项, 得到

$$\delta_{n+1} = \delta_n + \delta_n^{(1)} \Delta t + 0.5 \delta_n^{(2)} (\Delta t)^2 \quad (11)$$

式中: δ_{n+1} 为有功恢复结束时刻对应的角度; Δt 为微分法划分的时间间隔, $\Delta t = t_{n+1} - t_n$ 。根据梯形积分法则^[22], 当 $n \neq 0$ 时, 角度 δ_n 对时间 t 的一阶导数 $\delta_n^{(1)}$ 表示为

$$\delta_n^{(1)} = \delta_{n-1}^{(1)} + [(P_{ce,n-1} - P_m) + (P_{ce,n} - P_m)] \frac{\Delta t}{2M} \quad (12)$$

式中: $P_{ce,n-1}$ 和 $P_{ce,n}$ 分别为 t_{n-1} 和 t_n 时刻同步机电磁功率; M 为惯性时间常数。 δ_n 对时间 t 的二阶导数 $\delta_n^{(2)}$ 表示为

$$\delta_n^{(2)} = M^{-1} (P_{ce,n} - P_m) \quad (13)$$

从风电机组有功恢复结束到系统不稳定平衡点这一部分的动能减少面积 A_{dec2} 为

$$A_{dec2} = \int_{\delta_{n+1}}^{\delta_u} (P_{ce} - P_m) d\delta \quad (14)$$

式中: δ_u 为系统不稳定平衡点对应的角度; P_{ce} 为不计有功恢复阶段的故障后同步机电功率函数。

由式(10)、式(14)可得总动能减少面积 A_{dec} 为

$$A_{dec} = A_{dec1} + A_{dec2} \quad (15)$$

设系统初始运行点对应角度为 δ_0 , 系统动能增加面积 A_{inc} 为

$$A_{inc} = \int_{\delta_0}^{\delta_s} (P_m - P_{ed}) d\delta \quad (16)$$

式中: δ_s 为系统故障切除角; P_{ed} 为系统故障中同步机电功率。

综上, 系统功角稳定裕度 η 如式(17)所示。

$$\eta = \frac{A_{dec} - A_{inc}}{A_{dec}} \quad (17)$$

2.4 风电低穿有功恢复特性对暂态功角稳定影响

由式(2)可知, 在风电低穿有功恢复阶段, 风电机组有功出力 P_{we} 小于有功恢复结束后的有功出力 P_w , 且 P_{we} 逐渐增加至稳态出力 P_w 。由式(8)可知, 由于 $P_{we} < P_w$, 故风电低穿有功恢复阶段同步机电功率函数垂直方向偏移量 P_{ce} 大于不计有功恢复阶段的偏移量 P'_{ce} , 且 P_{ce} 随着风电机组有功恢复过程的进行逐渐减小, 在有功恢复阶段结束时刻 $P_{ce} = P'_{ce}$ 。因此风电机组有功恢复阶段同步机的电功率函数在 $P-\delta$ 相平面上绘制的 $P_{ce}(\delta)$ 曲线的垂直高度大于不计有功恢复阶段的同步机电功率函数

的 $P'_{ce}(\delta)$ 曲线, 且随着有功恢复过程的进行, 两条曲线间距逐渐减小, 在风电机组低电压有功恢复结束后两曲线重合。图 3 为计及风电有功恢复特性前后系统故障切除后在 $P-\delta$ 相平面上绘制的 $P_{ce}(\delta)$ 曲线。

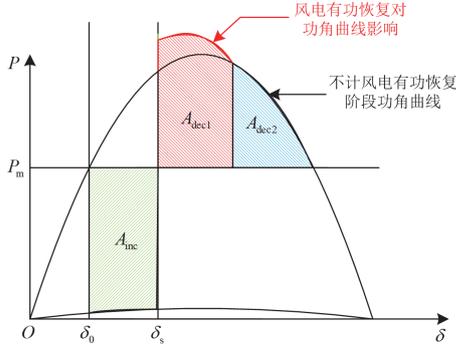


图 3 故障切除后 $P-\delta$ 相平面上 $P_{ce}(\delta)$ 曲线

Fig. 3 $P_{ce}(\delta)$ curve after fault removal in $P-\delta$ phase plane

图 3 中黑色曲线为故障切除后不计风电有功恢复阶段的 $P_{ce}(\delta)$ 曲线。当风电低电压穿越有功恢复持续时间不为零时, $P'_{ce}(\delta)$ 曲线先沿图中红色曲线运动, 在有功恢复结束后, 继续沿不计风电有功恢复特性的功角曲线运动。由图 3 可知, 风电机组有功恢复阶段每一微分段同步机电磁功率 P_{cei} 大于不计有功恢复阶段的电磁功率 P_{ce} , 使有功恢复阶段对应的系统动能减少面积增大, 考虑有功恢复特性前后, 该系统的动能增加面积不变, 故障切除角 δ_s 与系统不稳定平衡点对应的角度 δ_u 不变, 故风电机组低电压穿越有功恢复阶段系统总的动能减少面积增大, 有利于系统暂态功角稳定。

若保证系统中各同步机出力及风电出力不变, 当有功恢复时间逐渐延长时, 有功恢复阶段的 $P'_{ce}(\delta)$ 曲线在 $P-\delta$ 相平面的 δ 轴上映射的总角度增大, 若设定微分法每一段间隔时间 Δt 不变, 式(10)中求和项总数 n 增加, 且每一微分段同步机电功率函数 $P_{ce,i}(\delta)$ 垂直方向偏移量增加, 使动能减少面积逐渐增加, 系统功角稳定裕度随有功恢复时间的增加而增加。若保证有功恢复时间不变, 增加系统中风电出力, 则由式(9)可知, 考虑有功恢复阶段前后每一微分段中同步机电功率函数垂直方向偏移量的差值 $\Delta P_{ce,i} = P_{ce,i} - P_{ce}$ 增加, 即风电低电压穿越有功恢复阶段额外动能减少面积增加, 因此有功恢复时间相同时, 风电机组有功出力增加会提高风电机组低电压穿越有功恢复阶段对系统功角稳定裕度的正向增益。

3 风电接入比例变化对系统功角稳定影响

基于所提出的计及风电低电压穿越有功恢复特

性的功角稳定裕度计算方法, 本节采用等面积准则定量分析风电并网比例变化对同步机暂态功角稳定性的影响。

3.1 送端风电与受端负荷等量增长演化方式

在等量增加风电出力及受端负荷的方式下, 同步机的机械功率 P_m 及惯性时间常数 M 保持不变。

令 $P_{e0} = P_m$ 可得系统故障前稳态运行点角度 δ_0 为

$$\delta_0 = \arcsin \frac{P_m - P_{e0}}{P_{0,\max}} - \gamma_0 \quad (18)$$

故障前阶段同步机电功率函数垂直方向偏移量 P_{e0} 和正弦量幅值 $P_{0,\max}$ 均随风电有功出力 P_w 增加而减小。因此 $(P_m - P_{e0})/P_{0,\max}$ 随 P_w 增加而增加, 由于反三角函数 $\arcsin x$ 与 x 有相同增减性, 故式(18)中第一项随 P_w 增加而增加。在式(7)中, 由于风电等效电纳远小于线路电纳, 故 $\gamma_0 < 0$, 且 γ_0 随 P_w 增加而减小。综上分析可知, 系统故障前稳态运行点角度 δ_0 随风电有功出力 P_w 增加而增加。

根据文献[21], 可得系统故障切除角 δ_s 为

$$\delta_s = \delta_0 + \frac{1}{2M} (P_m - P_{eD}) \Delta t^2 \quad (19)$$

当系统发生三相金属性接地短路时, 接地电导 $G_e \rightarrow \infty$, 电纳 $B_e \rightarrow \infty$ 。由式(6)可知, 故障中同步机电磁功率 $P_{eD} \rightarrow 0$ 。由式(19)可知, 故障切除角 δ_s 随 P_w 增加而增加。由式(16)可得系统动能增加面积 A_{inc} 为

$$A_{inc} = P_m (\delta_s - \delta_0) = \frac{1}{2M} P_m^2 \Delta t^2 \quad (20)$$

由式(20)可知, 当新能源并网比例逐渐升高时, 系统动能增加面积 A_{inc} 保持不变。

设系统故障切除角 δ_s 为有功恢复阶段开始的角度 δ_1 , 由式(15)可知, 系统动能减少面积 A_{dec} 为

$$A_{dec} = \sum_{i=1}^n \int_{\delta_i}^{\delta_{i+1}} (P_{ce,i} - P_m) d\delta + \int_{\delta_{n+1}}^{\delta_u} (P_{ce} - P_m) d\delta = \sum_{i=1}^n \int_{\delta_i}^{\delta_{i+1}} (P_{ce,i} - P_m) d\delta + \int_{\delta_{n+1}}^{\delta_1} (P_{ce} - P_m) d\delta + \int_{\delta_s}^{\delta_u} P_{e,\max} \sin(\delta + \gamma_e) d\delta \quad (21)$$

式中: $P_{e,\max}$ 为故障后同步机电功率函数正弦量的幅值; γ_e 为故障后电功率函数沿水平方向的偏移量。为方便叙述, 称式(21)中对同步机电功率函数垂直方向偏移量和机械功率(前两项)积分为对非正弦量积分, 称式(21)中对电功率函数中交流量(第三项)

积分为对正弦量积分。关于动能减少面积 A_{dec} 随风电机组有功出力 P_w 的变化趋势分析, 首先考虑系统不稳定平衡点对应角度 δ_u 的变化趋势, 再分析式(21)动能减少面积中非正弦量积分的变化趋势, 最后分析式(21)中正弦量积分的变化趋势。

1) 不稳定平衡点对应角度 δ_u 变化趋势

令 $P_{ce} = P_m$, 可得系统不稳定平衡点对应角度 δ_u 为

$$\delta_u = \pi - \arcsin\left(\frac{P_m - P_{ce}}{P_{e,max}}\right) - \gamma_c \quad (22)$$

由式(6)可知, $P_{e,max}$ 随 P_w 的增加而减小, 故 $P_m / P_{e,max}$ 随 P_w 增加而增加。求 $-P_{ce} / P_{e,max}$ 对风电有功出力 P_w 的偏导, 得到

$$\frac{\partial\left(-\frac{P_{ce}}{P_{e,max}}\right)}{\partial P_w} = \frac{E\left(\frac{2x_2}{x_1'} + 1\right)\left(B_w - \frac{1}{x_1'} - \frac{1}{2x_2}\right)^2 U_w^4}{\left[P_w^2 + \left(B_w - \frac{1}{x_1'} - \frac{1}{2x_2}\right)^2 U_w^4\right]^{\frac{3}{2}}} > 0 \quad (23)$$

由式(23)可知, $-P_{ce} / P_{e,max}$ 随 P_w 增加而增加。因此 $(P_m - P_{ce}) / P_{e,max}$ 随 P_w 增加而增加, 由于反三角函数 $\arcsin x$ 与 x 有相同的增减性, 故式(22)中 $-\arcsin[(P_m - P_{ce}) / P_{e,max}]$ 随 P_w 增加而减小。

由式(7)可得

$$-\gamma_c = -\arctan\left[\frac{P_w}{\left(B_w - \frac{1}{x_1'} - \frac{1}{2x_2}\right)U_w^2}\right] \quad (24)$$

由式(24)可知, $-\gamma_c$ 随风电机组有功出力 P_w 的增加而减小。综上分析, δ_u 随 P_w 的增加而减小。

2) 对非正弦量积分的变化趋势

由式(2)可知, 风电机组低穿有功恢复阶段的有功功率 P_{we} 随 P_w 增加而增加, 则风电机组等效导纳 G_{we} 随 P_w 增加而减小。由式(8)可知, 有功恢复阶段同步机电功率函数垂直方向偏移量 $P_{ce,i}$ 随 P_w 增加而减小。当有功恢复时间及微分时间间隔不变时, 有功恢复的每一微分中, $P_{ce,i}$ 随 P_w 增加而减小, 则 $P_{ce,i}$ 随 P_w 单调增加而减小。当 P_w 单调增加时, $\delta_n^{(1)}$ 与 $\delta_n^{(2)}$ 减小, 由式(11)可知, 当有功恢复时间相同时, 有功恢复阶段结束角 δ_{n+1} 随 P_w 增加而减小, 即有功恢复阶段的 $P'_{ce}(\delta)$ 曲线在 $P-\delta$ 相平面 δ 轴上映射的总角度减小。与有功恢复阶段 $P_{ce,i}$ 分析同理, 有功恢复结束后电功率函数垂直方向偏移量 P_{ce} 随 P_w 增加而减小。由于故障切除角 δ_s 随 P_w 增加

而增加, 且 δ_u 随 P_w 的增加而减小, 故式(21)对非正弦量积分中, 被积函数和积分区间均随着 P_w 增加而减小。综上, 非正弦量积分随风电有功出力 P_w 增加而减小。

3) 对正弦量积分的变化趋势

当 P_w 单调增加时, 系统故障切除角 δ_s 单调增加, 不稳定平衡点 δ_u 单调减小, 故正弦量积分区间 (δ_s, δ_u) 减小。又因为正弦量幅值 $P_{e,max}$ 随 P_w 增加而减小, 故对正弦量积分随 P_w 增加而减小。

综上所述, 系统动能减少面积 A_{dec} 随 P_w 增加而减小, 又因为动能增加面积 A_{inc} 不变, 由式(17)可知, 系统功角稳定裕度随风电并网比例的提高而减小。因此可得到风电并网比例变化时等效单机无穷大系统功角曲线如图4所示。

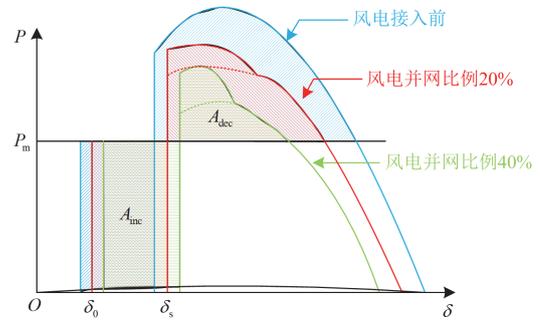


图4 风电并网比例变化时等效单机无穷大系统功角曲线
Fig. 4 Power angle curve of OMIB system when wind power ratio changes

图4中虚线为不计风电低穿有功恢复情况下的功角曲线。由2.4节分析可知, 在低穿有功恢复阶段, 考虑风电机组低穿有功恢复特性与低穿有功快速恢复情况下, 同步机电功率函数垂直方向偏移量的差值 $\Delta P_{ce,i} = P_{ce,i} - P_{ce}$ 随风电并网比例的增加而增加, 即有功恢复阶段对暂态功角稳定的正向作用随风电并网比例增加而增大。但随着风电并网比例的增加, 低穿有功恢复特性为同步机电磁功率带来的增幅不会超过因风电并网比例增加带来的削减, 即有功恢复对暂态功角稳定性的增益不会超过因风电并网比例增加而减小的裕度。

3.2 风电等量置换送端同步机出力演化方式

在风电等量替换同步机出力的方式下, 系统送受两端传输线间的功率保持不变。同步机的惯性时间常数 M 保持不变, 但其机械功率 P_m 会随风电设定有功出力 P_w 的增加而减小, 即 $P_w + P_m = P_{e1}$, 其中 P_{e1} 为风电未接入前同步机稳态有功出力。由于

P_m 会随 P_w 的增加而减小, 故当风电并网比例变化时, 难以在同一水平下比较其动能增加、减少面积的变化趋势。因此, 本节为同步机的机械功率 P_m 和电功率 P_e 增加一补偿量 P_w , 即 $P'_m = P_{e1}$, $P'_e = P_e + P_w$, 则演化规律分析中同步机机械功率恒定, 可在同一水平下比较系统动能增加、面积减少的变化。

由于稳态时 $B_w < G_w \ll (1/x'_1) + (1/x_2)$, 根据式(7), 认为 $\gamma_0 \rightarrow 0$ 。系统故障前稳态运行点角度 δ_0 表示为

$$\delta_0 = \arcsin \frac{P_{e1} - \{1 + E^2 / [(1 + \frac{x'_1}{x_2})^2 U_w^2]\} P_w}{E / [x'_1 x_2 (\frac{1}{x'_1} + \frac{1}{x_2})]} \quad (25)$$

由式(25)可知, δ_0 随 P_w 的增加而减小。

当系统发生三相金属性接地短路时, 接地电导 $G_e \rightarrow \infty$, 接地电纳 $B_e \rightarrow \infty$ 。对电功率进行等值可得故障中同步机电功率函数 $P'_{ed} \approx P_w$ 。系统故障切除角 δ_s 可表示为

$$\delta_s = \delta_0 + \frac{1}{2M} (P_{e0} - P_w) \Delta t^2 \quad (26)$$

由式(26)可知, 系统故障切除角 δ_s 随风电并网比例的升高而减小。系统动能增加面积 A_{inc} 为

$$A_{inc} = \frac{1}{2M} (P_{e0} - P_w)^2 \Delta t^2 \quad (27)$$

由式(27)可知, 当风电替换同步机的有功出力 P_w 逐渐升高时, 系统动能增加面积 A_{inc} 逐渐减小。

故障切除后, 由于 $G_{we} \ll (1/x'_1) + (1/2x_2)$, $B_w \ll (1/x'_1) + (1/2x_2)$, 可得同步机电功率函数 P'_{ce} 为

$$P'_{ce} = P'_{ce} + P_{e,max} \sin(\delta + \gamma) \quad (28)$$

其中,

$$P'_{ce} = P_w - \frac{E^2}{(1 + \frac{x'_1}{2x_2})^2 U_w^2} P_{we} \quad (29)$$

$$P_{e,max} = \frac{E}{2x'_1 x_2 (\frac{1}{x'_1} + \frac{1}{2x_2})} \quad (30)$$

系统动能减少面积 A_{dec} 为

$$A_{dec} = \sum_{i=1}^n \int_{\delta_i}^{\delta_{i+1}} (P'_{ce,i} - P'_m) d\delta + \int_{\delta_{n+1}}^{\delta_u} (P'_{ce} - P'_m) d\delta = \sum_{i=1}^n \int_{\delta_i}^{\delta_{i+1}} (P'_{ce,i} - P_{e1}) d\delta + \int_{\delta_{n+1}}^{\delta_u} (P'_{ce} - P_{e1}) d\delta + \int_{\delta_s}^{\delta_u} P_{e,max} \sin(\delta + \gamma_e) d\delta \quad (31)$$

式中: $P'_{ce,i} = P_{ce,i} + P_w$; $P'_{ce} = P_{ce} + P_w$ 。

本节按与 3.1 节相同步骤分析动能减少面积 A_{dec} 随风电机组有功出力 P_w 的变化趋势。

1) 不稳定平衡点对应角度 δ_u 的变化趋势

令 $P'_{ce} = P'_m$, 可得系统不稳定平衡点角度 δ_u 为

$$\delta_u = \pi - \arcsin \left[\frac{P'_m - P'_{ce}}{P_{e,max}} \right] - \gamma_e \quad (32)$$

式中,

$$-\gamma_e = \arctan \left[\frac{P_w}{\left(\frac{1}{x'_1} + \frac{1}{2x_2} \right) U_w^2} \right] \quad (33)$$

由式(33)可知, $-\gamma_e$ 随风电替换同步机有功出力 P_w 的增大而增加。在有功恢复结束后, 式(29)中 $P_{we} = P_w$, 因此当 P_w 增大时, P'_{ce} 逐渐增加。根据式(30)可知, 当 P_w 增大时, 正弦量幅值 $P_{e,max}$ 保持不变, 又因为 P'_m 为定值, 故 $\arcsin(P'_m - P'_{ce})/P_{e,max}$ 随 P_w 增大而减小。根据式(32)可知, δ_u 随风电替换同步机有功出力 P_w 的增大而增加。

2) 对非正弦量积分的变化趋势

在风电低穿有功恢复阶段, 根据式(2)可知, 当风电机组有功恢复持续时间与微分时间间隔不变时, 第 i 个微分段对应的风电机组有功出力 $P_{we,i}$ 与稳态时有功出力 P_w 的比值保持不变, 设 $P_{we,i} = k_i P_w$, 因此得到风电机组有功恢复阶段各微分段同步机电功率函数垂直方向偏移量 $P'_{ce,i}$ 为

$$P'_{ce,i} = \left[1 - \frac{E^2 k_i}{(1 + \frac{x'_1}{2x_2})^2 U_w^2} \right] P_w \quad (34)$$

根据式(34)可知, 当风电替换同步机出力 P_w 单调增加时, $P'_{ce,i}$ 单调增加。又由于正弦量幅值 $P_{e,max}$ 保持不变, 故 $P'_{ce,i}$ 单调增加, $\delta_n^{(1)}$ 与 $\delta_n^{(2)}$ 减小, 由式(11)可知, 当有功恢复时间相同时, 有功恢复阶段结束角 δ_{n+1} 单调增加, 即有功恢复阶段的 $P'_{ce}(\delta)$ 曲线在 $P-\delta$ 相平面 δ 轴上映射的总角度增加。由于故障切除角 δ_s 随 P_w 增加而减小, 且 δ_u 随 P_w 的增加而增大, 故式(31)对非正弦量的积分中, 总积分区间 (δ_s, δ_u) 随着 P_w 增加而增大。由于 $P'_{ce,i}$ 、 P'_{ce} 随着 P_w 增加而增大, 且 $P'_{ce,i} > P'_{ce}$, 风电机组低穿有功恢复阶段映射在功角平面上对应的角度增加, 因此式(31)中对非正弦量积分随 P_w 的增加而增大。

3) 对正弦量积分变化趋势

随着总积分区间 (δ_s, δ_u) 增大, 且正弦量幅值 $P_{\max e}$ 保持不变, 故式(31)中对正弦量积分部分随 P_w 的增加而增加。综上, 系统动能减少面积 A_{dec} 随风电替换同步机出力的增加而增大。

图5为风电替换同步机出力比例变化时系统故障中、故障后的同步机功角曲线, 图5中虚线为不计风电低穿有功恢复情况下的同步机功角曲线, 图5中系统故障中和故障后功角曲线与 P'_m 所包围的面积分别为系统动能增加、动能减少面积。由图5可知, 当风电替换同步机有功出力 P_w 单调增加时, 系统动能减少面积 A_{dec} 单调增大, 动能增加面积 A_{inc} 减小, 根据式(17)可知, 系统暂态功角稳定裕度随风电替换同步机有功出力 P_w 的增加而增大。

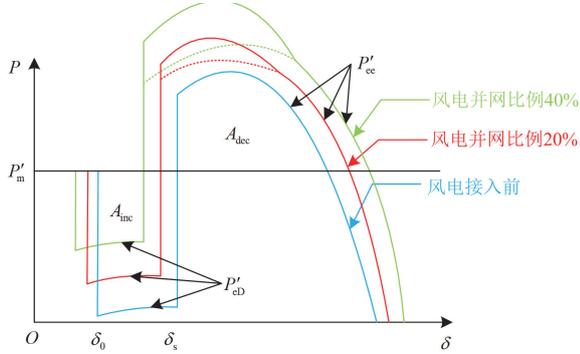


图5 风电比例变化时系统动能增加动能减少面积变化

Fig. 5 Changes in the acceleration and deceleration area of the system when the wind power ratio changes

3.3 风电等量置换送端同步机开机演化方式

当采用风电等量置换同步机开机的方式时, 系统送受两端传输线间功率保持不变。当风电初始有功出力 P_w 增加时, 同步机的机械功率 P_m 逐渐减小, 与3.2节相同, 满足 $P_w + P_m = P_{e1}$, 且多台同步机的等值惯量 M_{Σ} 也会随同步机停机数量的增多逐渐减小, 由于各同步机的惯量存在差异, 故难以定量表示等值惯量 M_{Σ} 随 P_w 的变化趋势。本节通过与3.2节演化方式进行对比来分析风电并网比例变化时暂态功角稳定演化规律。

当风电有功出力较小时, 同步机的停机数量较少, 对等值惯量的影响较小, 此时可认为本节的演化方式与3.2节相同, 随着风电替换同步机开机的有功出力 P_w 的增加, 系统暂态功角稳定性提高。

当风电替换同步机开机的有功出力 P_w 较大时, 同步机停机数量增加, 系统等值惯量大幅下降。当风电初始有功出力 P_w 相同时, 根据式(6)可知, 等值惯量变化不影响同步机电功率函数, 因此在各状态

下风电等量替换同步机开机演化方式与风电等量替换同步机出力演化方式具有相同的电功率函数, 且两者初始运行点 δ_0 和不稳定平衡点 δ_u 相同。根据式(27)可知, 本节中演化方式的动能增加面积大于3.2节。根据式(11)一式(13)可知, 本节演化方式有功恢复阶段的 $P'_{cc}(\delta)$ 曲线在 $P-\delta$ 相平面 δ 轴上映射的总角度大于3.2节, 但由式(26)可知, 本节演化方式动能减少面积的积分区间 (δ_s, δ_u) 小于3.2节演化方式。综上, 相比风电等量替换同步机出力的演化方式, 风电等量替换同步机开机演化方式下系统动能增加面积增大, 动能减少面积变化趋势不定, 当风电替换同步机开机比例较高时, 系统的暂态功角稳定演化规律不定, 风电机组有功出力的增加可能会使功角稳定特性恶化。

4 算例验证

4.1 计及风电有功恢复的系统暂态功角稳定裕度计算方法及风电有功恢复时间对功角稳定的影响验证

在机电仿真软件中对1.1节的风火打捆外送系统进行建模仿真, 开展算例验证。系统功率基准值为100 MW, 电压基准值为13.8 kV。同步机额定容量为100 MW, 惯性时间常数为6 s。风力发电系统额定容量为100 MW, 其由10台额定容量10 MW的双馈风机组成。系统电气参数如表1所示。故障设置为送受两端双回传输线中一回近送端侧发生三相金属性接地短路, 0.1 s后切除故障线路。

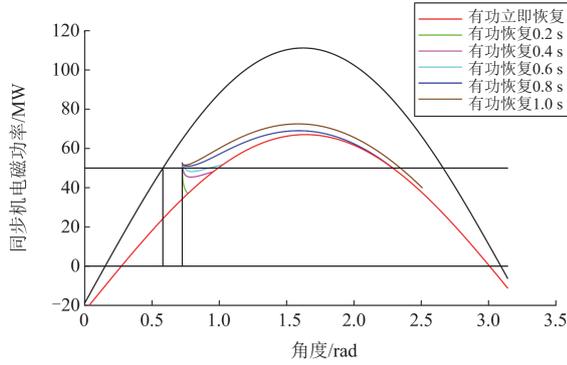
表1 算例系统电气参数

Table 1 Electrical parameters of the example power system

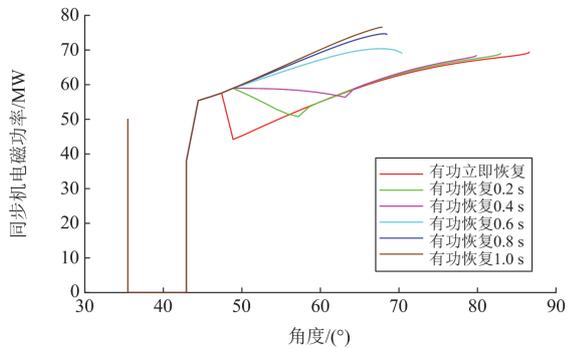
元件名称	参数	数值/p.u.
同步机	x'_d	0.25
线路	x_1 (Bus1-Bus2)	0.20
	x_2 (Bus2-Bus3)	0.40
变压器	x_{T1}	0.01
	x_{T2}	0.01
	x_{T3}	0.01

保持同步机有功出力为50 MW不变, 风电有功出力恒定为25 MW。以0.2 s为步长, 增加风机低电压穿越有功恢复时间, 风机低电压穿越有功立即恢复, 即有功恢复时间为0.2 s、0.4 s、0.6 s、0.8 s和1 s时, 计及风电有功恢复特性的同步机功角解析曲线如图6(a)所示。图6(a)中红色曲线为风机低电压穿越有功立即恢复情况下的系统功角特性曲线。若风机低电压穿越后采用斜坡恢复, 在故障切除后, 功角曲线先沿计及风电有功恢复特性的功角

曲线运动, 在有功恢复结束后转移至不计有功恢复阶段的功角曲线运动。



(a) 同步机功角解析曲线



(b) 同步机首摆功角特性仿真曲线

图 6 计及风电有功恢复过程的同步机功角曲线

Fig. 6 Synchronous generator power angle curve considering wind power active power recovery process

由图 6(a)可知, 随着风机有功恢复时间的延长, 其对功角特性曲线的影响程度及影响时间都会增大, 使得系统动能减少面积增大, 当风机有功恢复时间足够长时, 会改变系统的不稳定平衡点。仿真得到的同步机首摆功角特性曲线如图 6(b)所示, 与图 6(a)的解析计算曲线趋势相同。依据图 6(a)计算系统动能增加面积、动能减少面积及功角稳定裕度, 计算结果如表 2 所示。不同风电有功恢复时间对应的同步机暂态功角曲线如图 7 所示。

表 2 风电有功恢复时间变化时暂态功角稳定裕度表

Table 2 Table of transient power angle stability margin when wind power active power recovery time changes

有功恢复时间/s	动能增加面积	动能减少面积	功角稳定裕度/%
0	0.0722	0.0465	-35.53
0.2	0.0722	0.0528	-26.85
0.4	0.0722	0.0711	-1.47
0.6	0.0722	0.0998	27.68
0.8	0.0722	0.1353	46.68
1.0	0.0722	0.1731	58.31

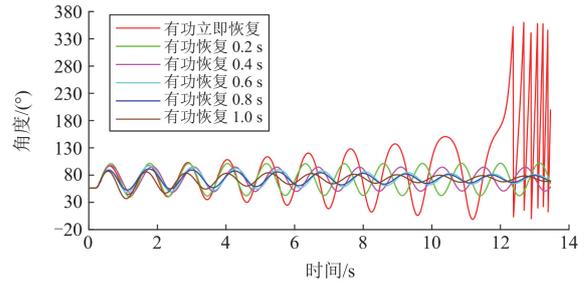


图 7 不同风电有功恢复时间的暂态功角仿真曲线

Fig. 7 Transient power angle simulation curves for different wind power recovery time

表 2 结果表明, 当风机低电压穿越有功立即恢复到有功恢复时间为 0.4 s 时, 随着风机低穿有功恢复时间的增加, 系统功角失稳的裕度逐渐减小。随着风机低穿有功恢复时间进一步增加, 同步机功角恢复稳定, 且暂态功角稳定裕度逐渐增大。图 7 中, 当风机有功恢复时间不大于 0.4 s 时, 系统功角失稳, 且失稳程度随着风机低穿有功恢复时间的增加而减小。当风机有功恢复时间大于 0.4 s 时, 随着风机低穿有功恢复时间进一步增加, 功角在故障后能恢复稳定, 且恢复稳定所需时间和振荡幅值减小。时域仿真稳定特性与表 2 的稳定裕度结果一致, 因此可知风电有功恢复特性对系统功角稳定有正向作用, 且增加有功恢复时间会提高该正向作用。综上, 可验证本文计及风电有功恢复特性的系统功角稳定裕度计算方法的有效性, 且风电有功恢复持续时间对功角稳定特性的影响。

4.2 风电并网比例变化下系统暂态功角稳定演化规律验证

图 8 为某区域电网派生场景, 220 kV 环网为主

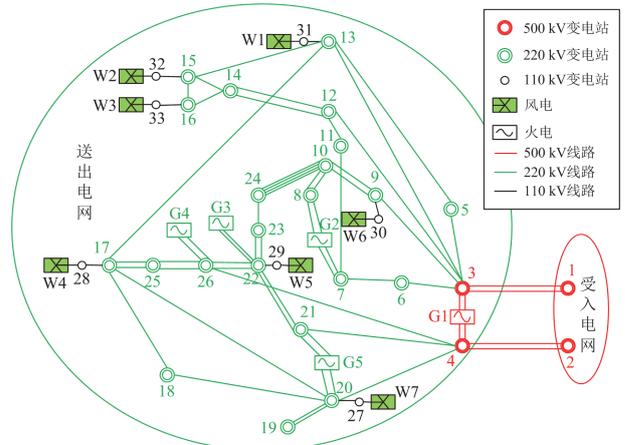


图 8 风电高占比外送互联系统结构图

Fig. 8 Structure diagram of wind power high proportion external transmission interconnection system

网架,通过两条 500 kV 长距离双回交流线路连接外网,送端电网风电装机容量为 1420 MW,占地区电源总装机比例为 20.8%。基础方式下送出电网同步机发电为 5400 MW,本地负荷为 2600 MW,交流外送为 2800 MW,风电机组不开机。风电机组低穿期间采用指定电流控制,标幺值下具体策略如式(35)所示,恢复期间有功电流按 0.5 p.u./s 速率恢复。

$$\begin{cases} I_d = 0.1 \\ I_q = 1.5(0.9 - U_t) + I_{q0} \end{cases} \quad (35)$$

式中: I_d 为风电机组注入系统的有功电流; I_q 为风电机组注入系统的无功电流; U_t 为当前跌落电压; I_{q0} 为故障穿越前稳态无功电流。

系统预设故障为互联通道线路节点 1-3 的节点 1 处 1 s 发生三相永久性金属接地, 1.1 s 时继电保护动作切除互联通道双回线(简称接地断线故障 $N-2$), 全网节点电压均跌落至 0.9 p.u. 以下, 风电机组均进入低电压穿越控制。

4.2.1 送端风电与受端负荷等量增长演化方式

保持送端电网火电机组有功出力不变, 增加新能源同时率(30%、50%、70%、100%), 增加受入电网负荷以平衡新能源出力, 计算对比送端电网同步机 G1 与受入电网平衡机之间的功角差变化。同步机功角曲线如图 9 所示。

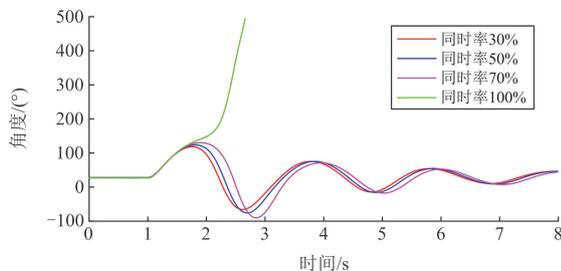


图 9 风电与负荷等量增长方式下同步机功角曲线

Fig. 9 Synchronous generator power angle curve under the equal growth mode of wind power and load

由图 9 可知, 当风电同时率处于区间(30%, 70%) 时, 随着送端电网风电同时率增大, 送端同步机 G1 首摆功角峰值逐渐增大, 后续摆次功角峰值逐渐增大, 且达到各摆峰值所需时间增加, 同步机暂态功角恢复稳定所需时间逐渐增大, 即暂态功角稳定性逐渐变差。当新能源同时率达到 100% 时, 系统发生功角失稳。综上, 在送端风电与受端负荷等量增长演化方式下, 系统暂态功角稳定性随风电有功出力的增加而变差, 与 3.1 节理论分析结果一致。

4.2.2 风电等量置换送端同步机出力演化方式

保持送端电网交流外送有功功率 2800 MW 不变, 增加新能源同时率(30%、50%、70%、100%), 并等量减少送端电网同步机出力(保留旋转备用), 计算对比送端电网同步机 G1 与受入电网平衡机之间的功角差变化。同步机功角曲线如图 10 所示。

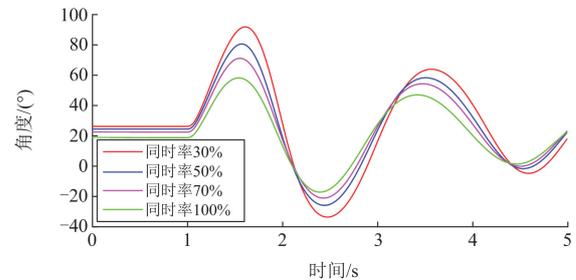


图 10 风电置换同步机出力方式下同步机功角曲线

Fig. 10 Synchronous generator power angle curve under wind power replacement synchronous generator output mode

由图 10 可知, 随着送端电网风电同时率增大, 送端同步机 G1 首摆功角峰值逐渐减小, 后续摆次功角峰值逐渐减小, 且达到各摆峰值所需时间减小, 功角恢复稳定所需时间减小, 系统暂态功角稳定特性变好。综上, 在风电等量置换送端同步机出力演化方式下, 系统暂态功角稳定性随风电有功出力的增大而变好, 与 3.2 节理论分析结果一致。

4.2.3 风电等量置换送端同步机开机演化方式

保持送端电网交流外送有功功率为 2800 MW 不变, 增加新能源同时率(30%、50%、70%、100%), 在送端电网通过关停同步机方式平衡新能源出力, 计算对比送端电网同步机 G1 与受入电网平衡机之间的功角差变化。同步机功角曲线如图 11 所示。

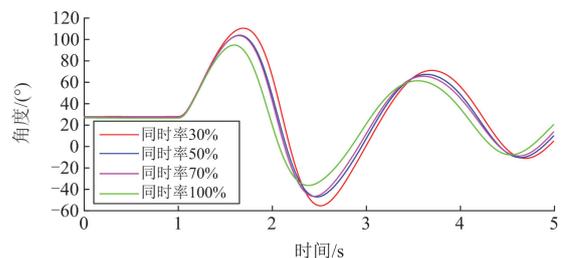


图 11 风电置换同步机开机方式下同步机功角曲线

Fig. 11 Synchronous generator power angle curve under the start-up mode of wind power replacement synchronous generator

由图 11 可知, 当风电并网比例较小时, 随着送端电网风电同时率增大, 同步机 G1 首摆功角峰值逐渐减小, 功角恢复稳定所需时间变短, 系统暂态

功角稳定特性变好。随着风电同时率增大,同时率为 50%的功角曲线与同时率为 70%几乎重合,即惯量降低使暂态功角稳定性恶化,但当新能源同时率进一步上升时,系统稳定特性再次变好。当风电同时率为 30%和 70%时,风电替换同步机出力与替换同步机开机两种方式下同步机 G1 暂态功角曲线对比,如图 12 所示。

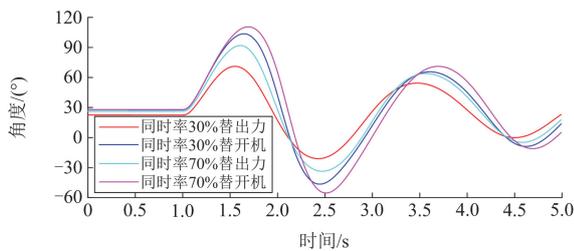


图 12 替出力与替开机方式功角对比

Fig. 12 Power angle comparison with alternative output and start-up modes

由图 12 可以看出,当风电同时率相同时,由于替开机方式降低系统惯量,故替出力方式的功角稳定性优于替开机方式。风电同时率为 30%时两种方式首摆功角峰值的差值为 18.7°,而同时率为 70%时首摆功角峰值的差值为 32.44°,因此在风电等量替换同步机开机方式下,随着风电同时率增大,系统惯量进一步下降,降低了暂态功角的稳定性。综上所述,在风电替换送端同步机开机演化方式下,系统暂态功角稳定性随风电有功出力增加,其变化趋势不定,与 3.3 节理论分析结果一致。

5 结论

本文针对低穿有功恢复特性对风电高占比送出系统功角稳定的影响问题,通过量化方法分析了风机有功恢复对系统暂态功角稳定性的影响机理,探究了风电并网比例升高时系统功角稳定特性的演化规律,通过仿真算例对所提计算方法和演化规律进行了仿真验证,相关结论如下。

1) 相比于风电机组低穿有功快速恢复,有功恢复阶段增大了同步机电功率函数垂直方向偏移量,该增量随风电低穿有功逐渐恢复而逐渐减小,并在有功恢复结束时消失。风电低穿有功缓慢恢复有利于系统功角稳定,风电有功出力一定时有功恢复时间的增加会增强该正向作用,有功恢复时间一定时风电有功出力的增加会增强该正向作用。

2) 在送端风电与受端负荷等量增长方式下,系统暂态功角稳定性随风电并网比例的提高而降低。当有功恢复时间相同时,风电并网比例提高会增强

低穿有功恢复对功角稳定裕度的正向作用,但该增益不会超过因风电并网比例增加而减小的裕度。

3) 风电等量置换送端同步机出力演化方式下,随着风电并网比例的提高,系统动能增加面积减小,动能减少面积增加,暂态功角稳定裕度增加。

4) 风电等量置换送端同步机出力演化方式下,当风电并网比例较低时,暂态功角稳定性随风电并网比例的提高而增加。当风电并网比例较大时,惯量的减小会使暂态功角稳定性恶化,需根据实际系统计算风电有功出力与暂态功角稳定特性的关系。

参考文献

- [1] 王中权,刘维斌,孙泉雄,等. 限功率工况风电场一次调频与疲劳抑制协调优化控制研究[J]. 电网与清洁能源, 2023, 39(2): 114-121.
WANG Zhongquan, LIU Weibin, SUN Xiaoxiong, et al. A study on coordinated optimal control for primary frequency regulation and fatigue suppression of wind farms under limited power condition[J]. Power System and Clean Energy, 2023, 39(2): 114-121.
- [2] 杨秀,李增尧,胡浩然,等. 不同输电方式下风电接入对传统火电次/超同步振荡影响研究[J]. 电测与仪表, 2024, 61(5): 108-125.
YANG Xiu, LI Zengyao, HU Haoran, et al. Research on wind power integration on sub/super-synchronous oscillation of thermal power plants under different transmission modes[J]. Electrical Measurement & Instrumentation, 2024, 61(5): 108-125.
- [3] 王盼盼,陈武晖,田书新,等. 风火打捆系统次同步模式相互作用特性[J]. 电力系统保护与控制, 2023, 51(17): 91-100.
WANG Panpan, CHEN Wuhui, TIAN Shuxin, et al. Interaction characteristics of subsynchronous modes of a wind-thermal bundled system[J]. Power System Protection and Control, 2023, 51(17): 91-100.
- [4] 应有,孙勇,杨靖,等. 大型双馈风电机组电网故障穿越过程载荷特性分析[J]. 电力系统自动化, 2020, 44(12): 131-138.
YING You, SUN Yong, YANG Jing, et al. Load characteristic analysis of grid fault ride-through process for DFIG based large wind turbine[J]. Automation of Electric Power Systems, 2020, 44(2): 131-138.
- [5] 冯海洋,束洪春,杨兴雄,等. 计及阻容式撬棒的混合型风电场协同控制及故障特性分析[J]. 电力系统保护与控制, 2024, 52(8): 111-122.
FENG Haiyang, SHU Hongchun, YANG Xingxiong, et al. Synergetic control and fault characteristics analysis of hybrid wind farm considering resistance-capacitance crowbar[J]. Power System Protection and Control, 2024, 52(8): 111-122.
- [6] 汤蕾,沈沉,张雪敏. 大规模风电集中接入对电力系统暂态功角稳定性的影响(一): 理论基础[J]. 中国电机工程学报, 2015, 35(15): 3832-3842.
TANG Lei, SHEN Chen, ZHANG Xuemin. Impact of large-scale wind power centralized integration on transient

- angle stability of power systems-part I: theoretical foundation[J]. Proceedings of the CSEE, 2015, 35(15): 3832-3842.
- [7] 张钢, 宗启航, 柯贤波, 等. 基于临界惯量和预想故障的含风电电力系统暂态功角稳定在线预警[J]. 电力系统保护与控制, 2023, 51(16): 72-83.
ZHANG Gang, ZONG Qihang, KE Xianbo, et al. Online warning of transient power angle stability of power systems with wind power based on critical inertia and anticipated faults[J]. Power System Protection and Control, 2023, 51(16): 72-83.
- [8] 黄肖琪, 周羽生, 周文晴, 等. 基于储能和无功优化的直驱机组海上风电场低电压穿越策略[J]. 电测与仪表, 2024, 61(7): 57-64.
HUANG Xiaoqi, ZHOU Yusheng, ZHOU Wenqing, et al. Low voltage ride through strategy of the D-PMSG offshore wind power farm based on energy storage and reactive power optimization[J]. Electrical Measurement & Instrumentation, 2024, 61(7): 57-64.
- [9] VITTAL E, O'MALLEY M, KEANE A. Rotor angle stability with high penetrations of wind generation[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2012, 27(1): 353-362.
- [10] 张明理, 徐建源, 李佳珏. 含高渗透率风电的送端系统电网暂态稳定研究[J]. 电网技术, 2013, 37(3): 740-745.
ZHANG Mingli, XU Jianyuan, LI Jiajue. Research on transient stability of sending power grid containing high proportion of wind power[J]. Power System Technology, 2013, 37(3): 740-745.
- [11] EDRAH M, LO L K, ANAYA-LARA O. Impacts of high penetration of DFIG wind turbines on rotor angle stability of power systems[J]. IEEE Transactions on Sustainable Energy, 2015, 6(3): 759-766.
- [12] 傅旭, 赵娟, 张更贺, 等. 风电场接入对送端电网暂态特性的影响研究[J]. 分布式能源, 2019, 4(1): 17-21.
FU Xu, ZHAO Juan, ZHANG Genghe, et al. Influence of wind power generation on transient characteristics of sending-end power grid[J]. Distributed Energy, 2019, 4(1): 17-21.
- [13] 于强, 孙华东, 汤涌, 等. 双馈风电机组接入对电力系统功角稳定性的影响[J]. 电网技术, 2013, 37(12): 3399-3405.
YU Qiang, SUN Huadong, TANG Yong, et al. Impact on angle stability of power system with doubly fed induction generators connected to grid[J]. Power System Technology, 2013, 37(12): 3399-3405.
- [14] 王清, 薛安成, 郑元杰, 等. 双馈型风电集中接入对暂态功角稳定的影响分析[J]. 电网技术, 2016, 40(3): 875-881.
WANG Qing, XUE Ancheng, ZHENG Yuanjie, et al. Impact of DFIG-based wind power integration on the transient stability of power systems[J]. Power System Technology, 2016, 40(3): 875-881.
- [15] 牟澎涛, 赵冬梅, 王嘉成. 大规模风电接入对系统功角稳定影响的机理分析[J]. 中国电机工程学报, 2017, 37(5): 1325-1334.
MU Pengtao, ZHAO Dongmei, WANG Jiacheng. Influence mechanism analysis of large-scale wind power integration on power system angle stability[J]. Proceedings of the CSEE, 2017, 37(5): 1325-1334.
- [16] WU P, SUN H, ZHONG W, et al. Rotor angle stability with different penetration levels of wind generation in the sending grid[C]// 2020 IEEE Sustainable Power and Energy Conference (iSPEC), November 23-25, 2020, Chengdu, China: 948-954.
- [17] CHEN Deyang, LANG Xixi, LIU Yu, et al. Research on the influence of a high proportion of wind power connected to the receiving power grid on the system power angle stability[J]. Frontiers in Energy Research, 2023, 11: 1-11.
- [18] 张雪娟, 吴水军, 孙士云, 等. 双馈风机接入对系统极限切除角的影响[J]. 电机与控制应用, 2019, 46(9): 85-94, 110.
ZHANG Xuejuan, WU Shuijun, SUN Shiyun, et al. Impact on limit clearing angle with doubly-fed induction generator connected to power system[J]. Electric Machines and Control Application, 2019, 46(9): 85-94, 110.
- [19] 张欣, 黄永章. 大规模风电接入对系统功角稳定性影响的研究[J]. 电测与仪表, 2021, 58(5): 119-124.
ZHANG Xin, HUANG Yongzhang. Research on the effect of large-scale wind power integration on the power angle stability[J]. Electrical Measurement & Instrumentation, 2021, 58(5): 119-124.
- [20] 薛禹胜. 运动稳定性量化理论: 非自治非线性多刚体系统的稳定性分析[M]. 南京: 江苏科学技术出版社, 1999.
- [21] 盛四清, 俞可, 张文朝, 等. 大规模风电并网对送端系统功角稳定的影响研究[J]. 电力系统保护与控制, 2022, 50(6): 82-90.
SHENG Siqing, YU Ke, ZHANG Wenchao, et al. Influence of large-scale wind power grid connection on the power angle stability of the sending end system[J]. Power System Protection and Control, 2022, 50(6): 82-90.
- [22] 代祥, 刘飞, 陈程, 等. 电力系统暂态稳定计算分析方法的研究[J]. 电力学报, 2018, 33(5): 439-448.
DAI Xiang, LIU Fei, CHEN Cheng, et al. Research on analysis methods of power system transient stability[J]. Journal of Electric Power, 2018, 33(5): 439-448.

收稿日期: 2024-06-26; 修回日期: 2024-08-10

作者简介:

王炳然(2000—), 硕士研究生, 主要研究方向为高占比新能源系统安全稳定分析与控制; E-mail: 18304029661@163.com

薛峰(1971—), 男, 通信作者, 博士, 研究员级高级工程师, 博士生导师, 主要研究方向为电力系统安全稳定分析与控制; E-mail: xue-feng@sgepri.sgcc.com.cn

朱玲(1986—), 女, 硕士, 高级工程师, 主要研究方向为高比例新能源电力系统安全稳定分析及控制。E-mail: zhuling@sgepri.sgcc.com.cn

(编辑 许威)