

直驱风电场并网对系统静态电压稳定性的影响^{*}

郑新宇, 孙士云, 张雪娟, 王春又, 赵伟
(昆明理工大学 电力工程学院, 云南 昆明 650500)

摘要: 风电场的大规模接入会对电网静态电压稳定性造成不容忽视的影响。以含直驱风电机组的扩展单机无穷大系统为例, 通过 2 种静态潮流计算方法对含直驱风机的系统等值模型进行分析, 推导风电接入后系统并网点母线电压的解析式。在 BPA 中分别建立含直驱风电机组的扩展单机无穷大系统以及实际电网系统的仿真模型, 对比理论计算结果与仿真试验结果。分析并网点母线电压在不同控制方式下, 风电渗透率、风机并网位置、负荷接入比例和负荷接入位置等因素对系统静态电压稳定性的影响。

关键词: 直驱风电机组; 并网点母线电压; 静态电压稳定性

中图分类号: TM 614 文献标志码: A 文章编号: 1673-6540(2019)10-0025-10

Influence of Grid-Connected Direct-Drive Wind Farm on Static Voltage Stability of Power System^{*}

ZHENG Xinyu, SUN Shiyun, ZHANG Xuejuan, WANG Chunyou, ZHAO Wei
(Faculty of Electric Power Engineering, Kunming University of Science and Technology, Kunming 650500, China)

Abstract: Large-scale access to wind farms would have a significant impact on the static voltage stability of power grid. Taking the extended single-machine infinite bus system with direct-drive wind turbines as an example, the equivalent model of the system with direct-drive wind turbines was analyzed by two static power flow calculation methods, and the analytical formula of bus voltage at the grid-connected point of the system was derived after wind power was connected. The simulation models of the extended single-machine infinite bus system with direct-drive wind turbines and the actual power grid system were established in BPA. The theoretical calculation results and simulation results were compared. The permeability of wind power, the grid-connected position of wind turbines, the load access ratio and the load access position of the bus voltage at the grid-connected point were analyzed under different control modes. The influences of the factors on the static voltage stability of the system were discussed.

Key words: direct-drive wind turbine; grid-connected point bus voltage; static voltage stability

0 引言

大量风电场的并网运行, 给电力系统的静态电压稳定运行带来了巨大的挑战。由于风速的间歇性、风资源的不确定性、风电机组本身的运行特性等, 使风电机组的输出功率波动, 严重影响电网的稳定运行^[1-2]。大多数风电场远离负荷中心,

地区网架结构薄弱, 大量风电场并网运行会严重影响局部电网中的潮流分布, 给地区电网静态电压稳定带来不可忽视的影响^[3-4]。因此, 研究风电场接入电网后的静态电压稳定问题显得十分重要。对电力系统静态电压稳定性分析的方法较多, 比较常见的有: 连续潮流法 (即 $P-U$ 曲线法和 $U-Q$ 曲线法)、最大传输功率分析法、灵敏度分析

^{*} 基金项目: 国家自然科学基金项目 (51367009)

作者简介: 郑新宇 (1989—), 男, 硕士研究生, 研究方向为含风电电力系统电压稳定性分析。

孙士云 (1981—), 女, 副教授, 研究方向为含风电电力系统暂态稳定性分析。

张雪娟 (1994—), 女, 硕士研究生, 研究方向为含风电电力系统暂态功角稳定性分析。

法以及特征值分析法^[5]。

通过连续潮流法对电力系统静态电压稳定性进行分析。文献[6]研究了在无功功率限定的条件下,风电场容量的不断增加对地区电网静态电压稳定的影响,最终导致地区电网电压急剧波动和瓦解,采用连续潮流计算得出了 $P-U$ 曲线,对该地区电网关键并网点母线电压和风电场功率不断增加的关系进行了详尽分析,并对某些重要节点是否加装无功补偿装置,对于节点电压的影响进行了仿真分析。文献[7-10]采用连续潮流计算方法对风电场在不同功率情况下计算分析,得到 $P-U$ 曲线,详细分析了在不同出力下对静态电压稳定问题的影响。

此外,利用灵敏度分析法和特征值分析法对静态电压稳定问题进行分析。文献[11]采用电压灵敏度的分析方法,分析了大量风电汇集的静态电压失稳表现形式及传输极限。文献[12-13]基于实时运行参数来计算阻抗模裕度指标与系统中各类控制参数之间的灵敏度关系。该方法可避免左特征向量及传统方法求取稳定极限点过程中计算量大的缺点,能够快速实现预防控制表的更新,但灵敏度计算所需的等值参数采用基于局域量测方法,参数时变与漂移问题会影响控制灵敏度的计算精度。文献[14-16]所提的鞍结分岔点处潮流雅可比矩阵零特征值对应的左特征向量来计算负荷裕度对控制参数的灵敏度,但对于大电网而言左特征向量的求取计算量较大。为了避免左特征向量的迭代求解,文献[17]提出一种只需求解左端系数阵为扩展潮流雅可比矩阵线性方程组的灵敏度计算方法。文献[18]基于负荷裕度最大化的最优潮流并考虑所有发电机的有功和无功功率约束来求解极限点。

尽管上述文献考虑了并网点母线电压受风电渗透率与控制方式的影响,取得了许多研究成果,然而文献中对风电渗透率影响因素分析较多,而较少考虑风机并网位置、负荷接入比例和负荷接入位置等因素,也少有相关的定量分析表达式。因此,本文采用连续潮流法分析含直驱风电场并网的电力系统静态电压稳定性,总结了风电渗透率、风机并网位置、负荷接入比例和负荷接入位置等因素对系统静态电压稳定性的影响变化趋势。

1 并网母线电压理论推导

如图1所示,以含直驱风电机组的扩展单机无穷大系统为例,直驱风机在母线1处并网。

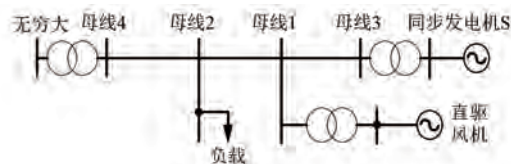


图1 扩展单机无穷大系统接线图

直驱风机采用恒功率因数控制方式稳定运行时,风机的有功功率基本保持不变,稳定在系统给定的额定有功功率,而风机的无功功率为零,因此,可以把稳定运行状态下的直驱风机等效为一个负电阻^[19]。

根据图1得到扩展单机无穷大系统等值电路如图2所示。图2中, X 为等值线路电抗, X_T 为变压器电抗, $-r_w/K_1$ 为直驱风机等效负电阻, K_1 为风电渗透率, K_2 为风机并网位置距母线4长度占线路34全长百分比, K_4 为负荷接入位置距母线4长度占线路34全长百分比, P_0 为负荷的有功功率。

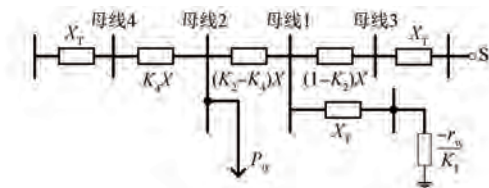


图2 扩展单机无穷大系统等值电路图

1.1 第一种静态潮流计算方法分析

永磁直驱风力发电机与单机无穷大系统经一等值线路连接,从直驱风机和同步发电机侧开始分析:

$$\begin{cases} \bar{S}_w = P_w + jQ_w \\ \bar{S}_G = P_G + jQ_G \\ P_w = K_1 \cdot (P_w + P_G) \end{cases} \quad (1)$$

式中: $\bar{S}_w$ 、 $\bar{S}_G$ ——直驱风机和同步发电机发出的视在功率;

P_w 、 Q_w ——直驱风机发出的有功功率和无功功率;

P_G 、 Q_G ——同步发电机发出的有功功率和

无功功率。

同步发电机发出的功率经过变压器消耗无功功率:

$$\begin{cases} P_3 = P_G \\ Q_3 = Q_G - \frac{P_G^2 + Q_G^2}{U_N^2} X_T \end{cases} \quad (2)$$

式中: P_3 、 Q_3 ——母线 3 上的有功功率和无功功率;

U_N ——传输线路的额定电压。

在得到母线 3 上的有功功率和无功功率的基础上, 计算得出母线 1 上的有功功率和无功率分别为

$$\begin{cases} P_1 = P_W + P_3 - (1 - K_2) \cdot \frac{P_3^2 + Q_3^2}{U_N^2} R \\ Q_1 = Q_W + Q_3 - \frac{P_W^2 + Q_W^2}{U_N^2} X_T - (1 - K_2) \cdot \frac{P_3^2 + Q_3^2}{U_N^2} X \end{cases} \quad (3)$$

式中: P_1 、 Q_1 ——母线 1 上的有功功率和无功功率;

R ——等值线路电阻。

通过母线 1 上有功功率和无功功率及母线 2 上负荷的有功功率和无功功率, 得到母线 2 上的有功功率和无功功率为

$$\begin{cases} P_2 = P_1 - P_0 - (K_2 - K_4) \frac{P_1^2 + Q_1^2}{U_N^2} R \\ Q_2 = Q_1 - Q_0 - (K_2 - K_4) \frac{P_1^2 + Q_1^2}{U_N^2} X \\ P_0 = K_3 \cdot (P_W + P_G) \end{cases} \quad (4)$$

式中: P_0 、 Q_0 ——母线 2 上负荷的有功功率和无功功率;

K_4 ——负荷接入位置距母线 4 长度占线路 34 全长百分比;

K_3 ——负荷比例。

母线 4 上的有功功率和无功功率分别为

$$\begin{cases} P_4 = P_2 - K_4 \frac{P_2^2 + Q_2^2}{U_N^2} R \\ Q_4 = Q_2 - K_4 \frac{P_2^2 + Q_2^2}{U_N^2} X \end{cases} \quad (5)$$

母线 1 与母线 4 之间的电压损耗为

$$\dot{U}_1 - \dot{U}_4 = \left(\frac{P_4 + jQ_4}{\dot{U}_4} \right)^* (R + jX) \cdot K_2 \quad (6)$$

式中: $\dot{U}_1$ ——直驱风机侧母线电压;

$\dot{U}_4$ ——无穷大系统侧母线电压。

将式(6)进行移项, 得到并网母线 1 的电压:

$$\begin{aligned} \dot{U}_1 &= \dot{U}_4 + \left(\frac{P_4 + jQ_4}{\dot{U}_4} \right)^* (R + jX) \cdot K_2 = \\ &= U_4 + K_2 \cdot \left[\frac{P_4 R + Q_4 X}{U_4} + j \left(\frac{P_4 X - Q_4 R}{U_4} \right) \right] = \\ &= U_4 + K_2 \cdot (\Delta U + j\delta U) \end{aligned} \quad (7)$$

其中: $\Delta U = \frac{P_4 R + Q_4 X}{U_4}$, $\delta U = \frac{P_4 X - Q_4 R}{U_4}$ 。

U_1 幅值为

$$U_1 = \sqrt{(U_4 + K_2 \cdot \Delta U)^2 + (K_2 \cdot \delta U)^2} \quad (8)$$

将式(8)按照二项式定理展开, 并取前两项得到:

$$U_1 \approx (U_4 + K_2 \cdot \Delta U) + \frac{(K_2 \cdot \delta U)^2}{2(U_4 + K_2 \cdot \Delta U)} \quad (9)$$

由于 ΔU 较小, 故忽略式(9)分母中的 ΔU , 得:

$$U_1 \approx U_4 + K_2 \cdot \Delta U + \frac{(K_2 \cdot \delta U)^2}{2U_4} \quad (10)$$

式(10)对于计算一般输电线路电压已足够精确, 但实际工程上忽略式(10)中第三项, 因此可将式(7)简化:

$$U_1 \approx U_4 + K_2 \cdot \frac{P_4 R + Q_4 X}{U_4} \quad (11)$$

1.2 第二种静态潮流计算方法分析

当风场向电网输送能量时, 直驱风机侧母线电压 $\dot{U}_1$ 和无穷大系统侧母线电压 $\dot{U}_4$ 的差值即为消耗在等值线路上的压降。

由式(1)~式(3)得:

$$\bar{S}_1 = P_1 + jQ_1 \quad (12)$$

式中: $\bar{S}_1$ ——母线 1 上的视在功率。

母线 1 与母线 4 之间的电压损耗:

$$\dot{U}_1 - \dot{U}_4 = K_2 \cdot ZI = K_2 \cdot Z \left(\frac{\bar{S}_1}{U_1} \right)^* \quad (13)$$

式中: Z ——为等值线路阻抗, $Z = R + jX$ 。

设无穷大系统侧母线电压 $\dot{U}_4$ 的相角为零, 则式(13)可化简为

$$\dot{U}_1 = K_2 \cdot Z \frac{S_1^*}{U_1^*} + U_4 \quad (14)$$

将式(14)两边同乘 U_1^* , 可得:

$$\dot{U}_1 U_1^* = K_2 \cdot Z S_1^* + U_4 U_1^* \quad (15)$$

其中: $\dot{U}_1 = U_{1R} + jU_{1L}$, $U_1^* = U_{1R} - jU_{1L}$ 。

式中: U_{1R} 、 U_{1L} ——风机并网母线电压实部和虚部。

式(15)可以化简为

$$U_{1R}^2 + U_{1L}^2 = U_4(U_{1R} - jU_{1L}) + K_2 \cdot (R + jX)(P_1 - jQ_1) \quad (16)$$

分开实部和虚部, 可得:

$$U_{1R}^2 + U_{1L}^2 = U_4 U_{1R} + K_2 \cdot P_1 R + K_2 \cdot Q_1 X \quad (17)$$

$$jU_4 U_{1L} - K_2 \cdot jP_1 X + K_2 \cdot jQ_1 R = 0 \quad (18)$$

将式(18)进行化简, 可得:

$$U_{1L} = \frac{K_2 \cdot (P_1 X - Q_1 R)}{U_4} \quad (19)$$

将式(19)代入式(17), 可得:

$$U_{1R}^2 + \left(\frac{K_2 \cdot M}{U_4} \right)^2 - U_4 U_{1R} - K_2 \cdot N = 0 \quad (20)$$

其中: $M = P_1 X - Q_1 R$, $N = P_1 R + Q_1 X$ 。

经过化简, 可得并网母线电压实部表达式:

$$U_{1R} = \frac{1}{2} \left\{ U_4 \pm \sqrt{U_4^2 - 4 \left[\left(\frac{K_2 M}{U_4} \right)^2 - K_2 N \right]} \right\} \quad (21)$$

将式(18)和式(19)代入 $\dot{U}_1 = U_{1R} + jU_{1L}$, 可得风机并网母线电压表达式:

$$\dot{U}_1 = \frac{1}{2} \left\{ U_4 \pm \sqrt{U_4^2 - 4 \left[\left(\frac{K_2 M}{U_4} \right)^2 - K_2 N \right]} \right\} + K_2 \cdot jM \quad (22)$$

由式(11)和式(22)可知, 风机并网母线电压受等值线路的电阻、电抗及风电场送出的有功、无功功率水平影响。当风电场与电网的连接网架结构确定时, 即等值线路的电阻和电抗一定时, 则风电场的出口电压仅与风电场的有功、无功功率存在密切关联。

2 影响因素分析和仿真验证

由式(1)、式(4)、式(11)、式(22)可以看出,

风电渗透率 K_1 、风机并网位置 K_2 、负荷比例 K_3 和负荷接入位置 K_4 对直驱风机并网母线电压有直接影响。因此, 从理论推导和仿真试验 2 个角度, 逐一分析风电渗透率、风机并网位置、负荷接入比例和负荷接入位置等因素对并网点母线电压的影响。在 BPA 中建立含直驱风电机组的扩展单机无穷大系统仿真模型, 对比分析理论计算结果与仿真试验结果, 验证理论推导的正确性。

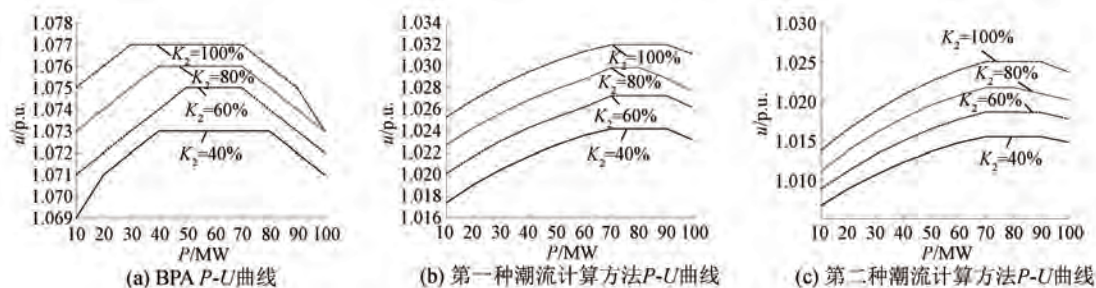
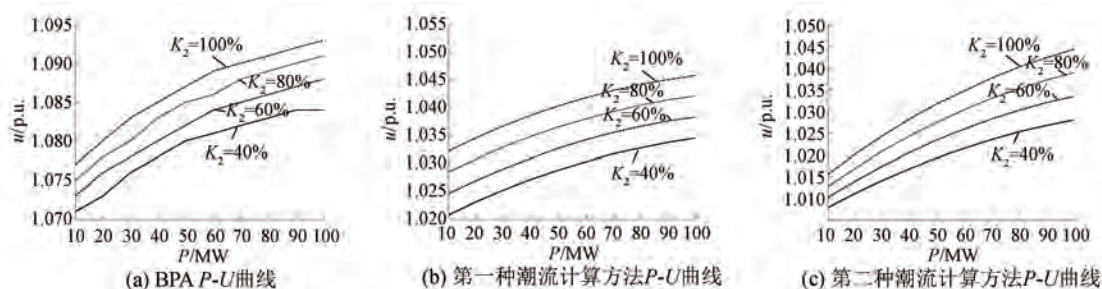
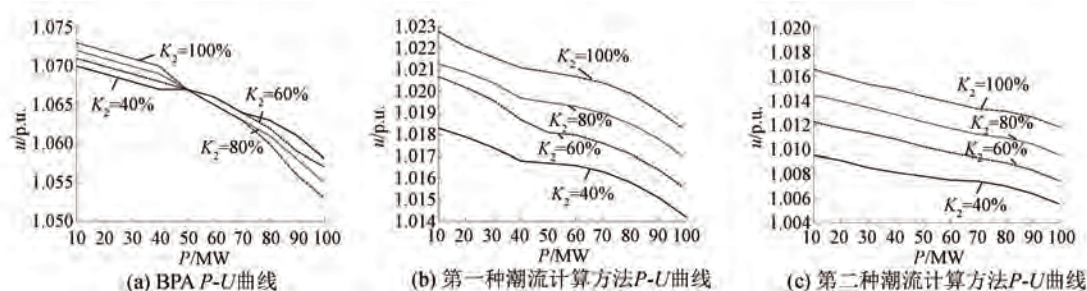
在 BPA 中建立含直驱风电机组的扩展单机无穷大系统, 基准电压为 230 kV, 基准容量为 100 MVA。其中, 直驱风机的单机容量为 1.5 MW, 额定电压为 0.69 kV, 同步发电机的电压为 16.5 kV。同步发电机、变压器和线路电抗的标幺值分别为 0.146 0、0.056 7 和 0.085 0。仿真模型中直驱风电机组模型分别采用恒功率因数为 1、0.99、-0.99 的控制方式, 负荷采用恒阻抗负荷模型。

2.1 风电渗透率和风机并网位置对风电场并网点电压的影响

图 1 中, 直驱风机在母线 1 处并网, 不同恒功率因数控制下, 分析风电渗透率和风机并网位置对风机并网点电压的影响。此时令 K_3 和 K_4 均为零, 即母线 2 上负荷的有功功率为零且与母线 4 的距离也为零。将各参数分别代入式(11)和式(22)中, 同时设置 BPA 仿真参数, 得到风机并网母线电压随直驱风机发出有功功率的变化趋势, 不同控制方式下的理论推导与仿真试验对比结果如图 3~图 5 所示。

由图 3 可以看出, 随着直驱风机渗透率的增加, 直驱风机并网母线电压的变化趋势先增大后减小, 原因是当直驱风机低功率时, 送出的有功功率较少, 导致并网母线电压小幅度升高, 随着功率增加, 线路损耗无功功率增大, 使大量无功功率流入直驱风机, 并网母线电压逐渐降低。直驱风机并网母线距离同步发电机端母线越近, 距离无穷大端母线越远, 并网母线电压幅值越高; 反之, 并网母线电压幅值越低。第一种静态潮流计算方法比第二种静态潮流计算方法, 理论分析结果更接近 BPA 仿真试验结果, 误差更小。

由图 4 可以看出, 在恒功率因数 0.99 控制方式下, 直驱风机并网母线电压随直驱风机输出有功功率增加而升高。与图 3 对比分析, 同一有功

图3 风机功率和风机并网位置的 $P-U$ 曲线(恒功率因数为 1)图4 风机功率和风机并网位置的 $P-U$ 曲线(恒功率因数为 0.99)图5 风机功率和风机并网位置的 $P-U$ 曲线(恒功率因数为 -0.99)

功率、同一并网位置的条件下,恒功率因数滞相 0.99 控制方式运行时母线电压高于恒功率因数 1 控制方式时的母线电压。在该控制方式下,直驱风机发出有功功率的同时也会发出部分无功功率,导致并网母线电压升高。

由图 5 可以看出,直驱风机并网母线电压随直驱风机输出有功功率增加而降低。与图 3 对比分析,同一有功功率、同一并网位置的条件下,恒功率因数进相 0.99 控制方式运行时的母线电压低于恒功率因数 1 控制方式时的母线电压。在该控制方式下,直驱风机发出有功功率的同时也会吸收部分无功功率,导致并网母线电压降低。

2.2 风机并网电压和风机无功功率特性分析

图 1 系统中,直驱风机在母线 1 处并网,不同

恒功率因数控制下,分析风机并网电压和风机并网位置对风机并网点无功的影响。此时令 K_1 为 30%, K_3 和 K_4 均为零,即风机有功功率为 30 MW,母线 2 上负荷的有功功率为零且与母线 4 的距离也为零。将各参数分别代入式 (11) 和式 (22) 中,设置 BPA 仿真参数,得到风机并网母线无功功率随直驱风机并网母线电压的变化趋势。不同控制方式下的理论推导与仿真试验对比结果如图 6~图 8 所示。

由图 6 可以看出,直驱风机并网母线电压的升高,并网母线的无功功率呈递增趋势,说明当有功功率一定时,风电场的出口电压与风电场送出的无功功率存在密切关联。直驱风机并网母线距离同步发电机端母线越近,距离无穷大端母线越

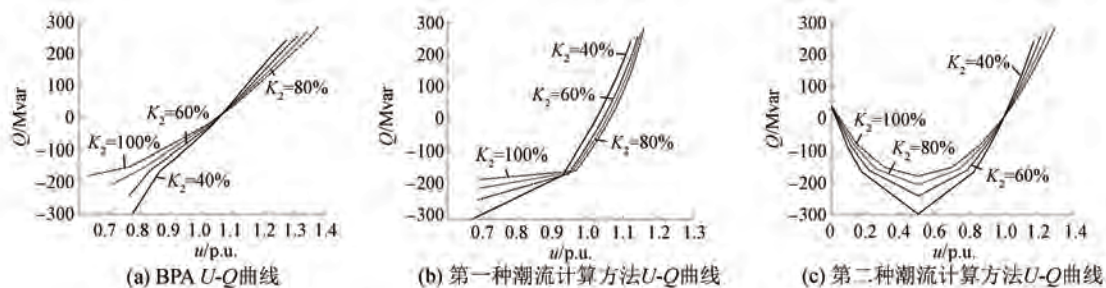


图6 风机功率和风机并网位置的 $U-Q$ 曲线(恒功率因数为1)

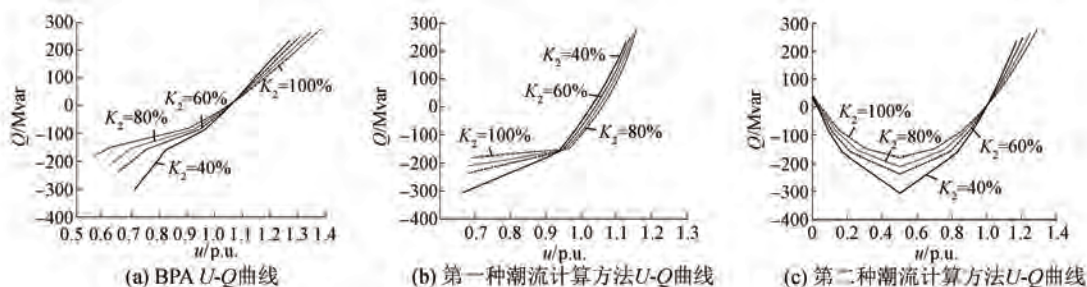


图7 风机功率和风机并网位置的 $U-Q$ 曲线(恒功率因数为0.99)

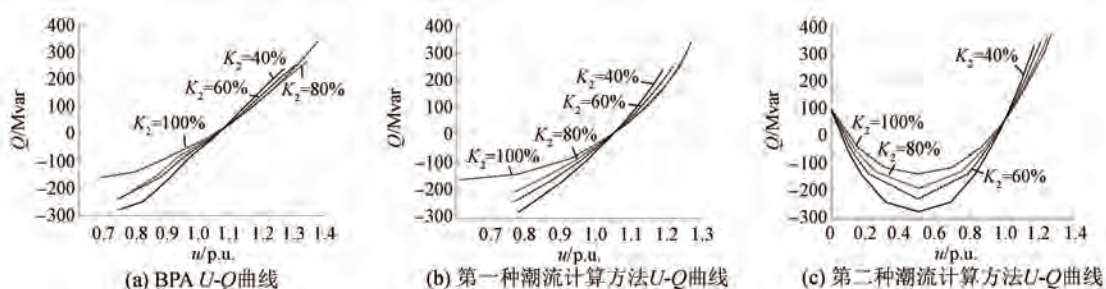


图8 风机功率和风机并网位置的 $U-Q$ 曲线(恒功率因数为-0.99)

远,并网母线无功功率增长率越小,无功裕度越小;反之,并网母线无功功率增长率越大,无功裕度越大。第二种静态潮流计算方法与BPA和第一种静态潮流计算方法相比,可以求出并网母线无功裕度的值。若无功功率裕度越大,并网母线距离电压崩溃点的距离越远,电网的静态电压稳定性也越优越。因此,直驱风电场并网母线越远离无穷大端母线,母线无功裕度越小,越不利于系统的静态电压稳定性。

由图7可以看出,当直驱风机采用恒功率因数滞相0.99控制方式运行时,直驱风机并网母线无功裕度增加。与图6对比分析,当 K_2 为40%时,并网母线无功裕度为307 Mvar,高于图6(c)中的291 Mvar。相对于直驱风机恒功率因数1控制

方式运行,采用恒功率因数滞相0.99控制方式运行时,并网母线无功裕度增加,而无功功率充足,导致母线电压上升。

由图8可以看出,当直驱风机采用恒功率因数进相0.99控制方式运行时,直驱风机并网母线无功裕度减少。图8与图6对比分析,当 K_2 为40%时,并网母线无功裕度为278 Mvar,低于图6(c)中的291 Mvar。相对于直驱风机恒功率因数1控制方式运行,采用恒功率因数进相0.99控制方式运行时,并网母线无功裕度减少,而无功功率降低,导致整体电压偏低。

2.3 负荷比例和负荷接入位置对母线电压的影响

图1系统中,直驱风机在母线1处并网,不同

恒功率因数控制下,分析负荷比例和负荷接入位置对风机并网电压的影响。此时令 K_1 与 K_3 相等, K_2 为 100%, 即风机有功功率与负荷有功功率相等, 风机并网位置距母线 4 长度等于线路 34 全长。

将各参数分别代入式(11)和式(22)中, 设置 BPA 仿真参数, 得到风机并网母线电压随直驱风机发出有功功率的变化趋势。不同控制方式下的理论推导与仿真试验对比结果如图 9~图 11 所示。

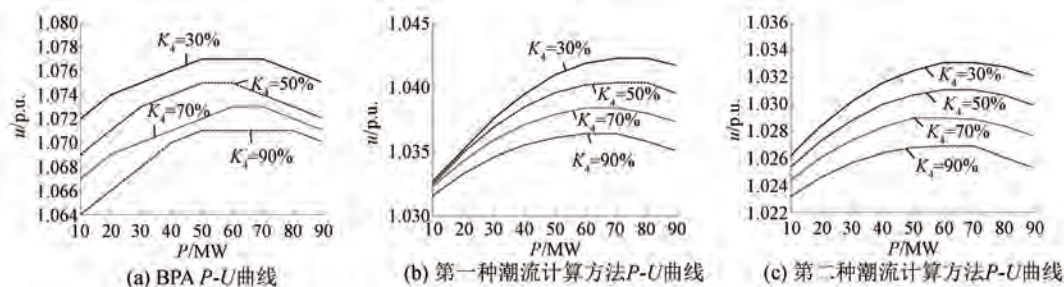


图 9 风机功率和负荷接入位置的 P - U 曲线(恒功率因数为 1)

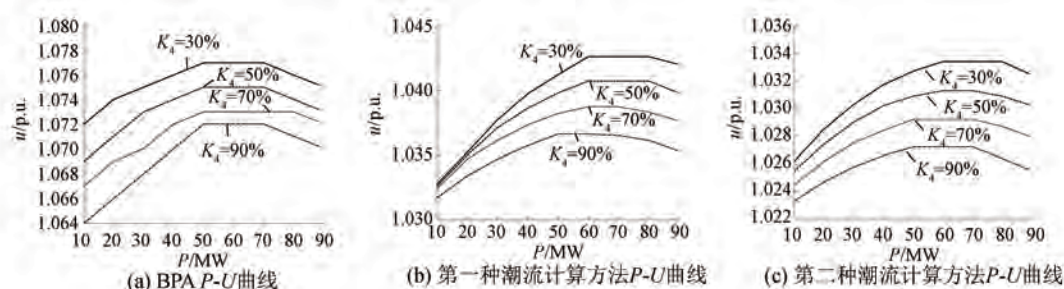


图 10 风机功率和负荷接入位置的 P - U 曲线(恒功率因数为 0.99)

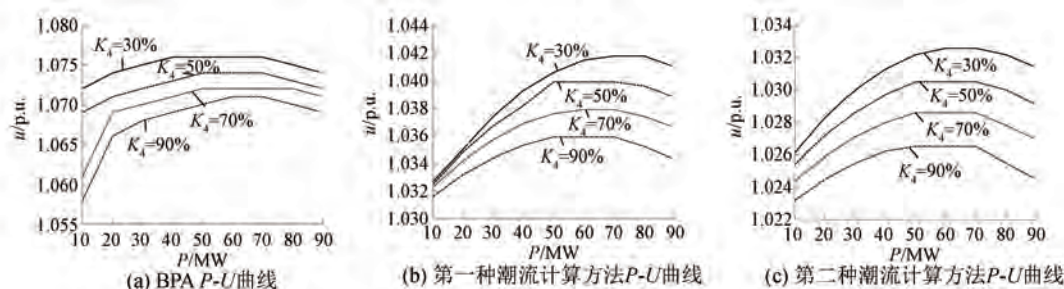


图 11 风机功率和负荷接入位置的 P - U 曲线(恒功率因数为 -0.99)

由图 9 可以看出,随着负荷比例和直驱风机渗透率的等比例增加,直驱风机并网母线电压的变化趋势先增大后减小。当直驱风机低功率时,送出的有功功率较少,导致并网母线电压有小幅升高,随着功率增加,线路损耗无功功率增大,使大量无功功率流入直驱风机,并网母线电压逐渐降低。负荷接入位置距离直驱风机并网母线越近,距离无穷大端母线越远,并网母线电压幅值越低;反之,并网母线电压幅值越高。第一种静态潮流计算方法与第二种静态潮流计算方法相比,理

论分析结果更接近 BPA 仿真试验结果,误差更小。

由图 10 可以看出,当直驱风机采用恒功率因数滞相 0.99 控制方式运行时,直驱风机并网母线电压随直驱风机发出有功功率的趋势总体也是先增大后减小。与图 9 对比分析,当 K_4 为 90%,直驱风机输出 P 为 50 MW 时,并网母线电压标幺值为 1.072,高于图 9(a) 的 1.071,相对于直驱风机恒功率因数 1 控制方式运行,采用恒功率因数滞相 0.99 控制方式运行时,并网母线电压升高。因

此,在实际电网于此方式运行时,电网的无功裕度过于充足,可能导致部分母线电压高于上限。

对比分析图 9 与图 11 可知,当 K_4 为 90%、直驱风机输出 P 为 50 MW 时,并网母线电压为 1.070,低于图 9(a) 中的 1.071。与直驱风机恒功率因数 1 控制方式相比,采用恒功率因数进相 0.99 控制方式运行时,并网母线电压降低。因此,在实际电网于此方式运行时,电网的无功裕度不足,可能导致部分母线电压低于下限。

3 云南电网的静态电压稳定性仿真分析

以云南电网中含永磁同步风机的系统为例,对电力系统静态电压稳定性进行分析。风电风电场一期与二期共包括 66 台单机 1.5 MW 的直驱风电机组,总容量为 99 MW。风机出口经箱变 (0.69 kV/35 kV) 升压送至风电场升压主变 (35 kV/115 kV),升压后经过电压等级为 110 kV、长度为 22.8 km 的单回输电线路送至 230 kV 紫溪 1 号变电站 110 kV 侧。该区域系统接线图如图 12 所示。

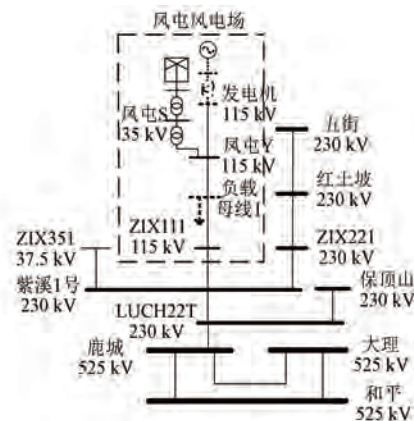


图 12 云南电网局部系统接线图

3.1 风电渗透率和风机并网位置对风电场并网电压的影响

图 12 中,直驱风机接入 110 kV 风电 Y 母线并网,在系统中加入了同步发电机以便实现等容量替换。在不同恒功率因数控制下,改变母线风电 Y 不同的并网位置和直驱风机不同的有功功率。通过 BPA 仿真得到风电风电场并网母线电压随风机发出有功功率的变化趋势,结果如图 13 所示。

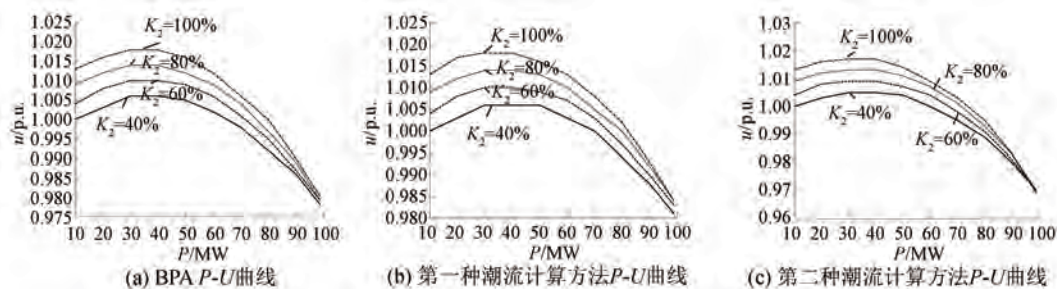


图 13 风电风电场风机功率和风机并网位置的 $P-U$ 曲线

由图 13(a) 可以看出,随着风电风电场有功功率的增加,风电风电场并网母线风电 Y 电压先增加后减小,但总体均没有出现并网母线电压越限情况(范围 0.950~1.052),因为在直驱风机低功率时,送出的有功功率较少,导致并网母线电压小幅度升高,随着功率增加,线路损耗无功功率增大,使大量无功功率流入直驱风机,并网母线电压逐渐降低。风电风电场并网母线距离同步发电机母线越近,距离母线紫溪 1 号越远,并网母线电压幅值越高;反之,并网母线电压幅值越低。

由图 13(b) 可以看出,当直驱风机采用恒功

率因数滞相 0.99 控制方式运行时,风电风电场并网母线电压总体先增加后减小。当 K_2 为 40%,直驱风机输出 P 为 50 MW 时,并网母线电压标幺值为 1.006,高于图 13(a) 的 1.005。采用恒功率因数滞相 0.99 控制方式运行时,并网母线电压略升高。但由于南方电网规模较大,对单个节点进行调整,变化趋势不明显。

由图 13(c) 可以看出, K_2 为 40%,直驱风机输出 P 为 50 MW,并网母线电压标幺值为 1.004,低于图 13(a) 的 1.005。当直驱风机采用恒功率因数进相 0.99 控制方式运行时,风电风电场并网母线电

压先增加后减小。采用恒功率因数进相0.99控制方式运行时,并网母线电压略降低。实际云南电压仿真结果与含直驱风电机组的扩展单机无穷大系统仿真试验结果和理论推导结果变化趋势一致。

3.2 风机并网电压和风机无功功率特性分析

图 12 所示系统中,直驱风机通过母线风电

Y 并网,风电渗透率为 30%,在不同恒功率因数控制下,改变母线风电 Y 在不同的位置并网,通过 BPA 仿真得到风电风电场并网母线无功功率随并网母线电压的变化趋势,结果如图 14 所示。

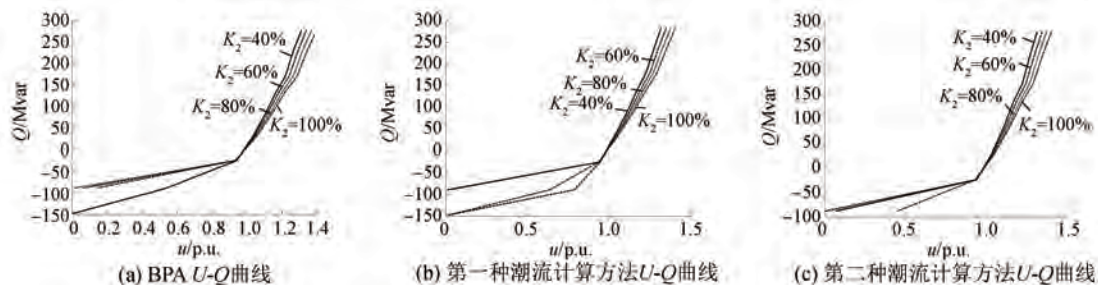


图 14 风电风电场风机功率和风机并网位置的 $U-Q$ 曲线

由图 14(a) 可以看出,随着直驱风机并网母线风电 Y 电压升高,并网母线的无功功率呈递增趋势。直驱风机并网母线距离同步发电机母线越近,距离母线紫溪 1 号越远,并网母线无功功率增长率越小,无功裕度越小;反之,并网母线无功功率增长率越大,无功裕度越大。若无功功率裕度越大,并网母线距离电压崩溃点的距离越远,电网的静态电压稳定性也越优。因此,并网母线越远离主网母线,母线无功裕度越小,越不利于系统的静态电压稳定性。

由图 14(b) 可以看出,当 K_2 为 60%、电压为 0.4 时,并网母线的无功功率为 -72 Mvar,低于图 14(a) 中的 -65 Mvar。当直驱风机采用恒功率因数滞相 0.99 控制方式运行时,与图 14(a) 相比直驱风机并网母线无功裕度增加,而无功功率充足,导致母线电压上升。但由于南方电网规模较大,对单个节点进行调整,变化趋势不明显。

由图 14(c) 可以看出,当 K_2 为 60%,电压为

0.4 时,并网母线的无功功率为 -60 Mvar,高于图 14(a) 中的 -65 Mvar。当直驱风机采用恒功率因数进相 0.99 控制方式运行时,与图 14(a) 相比,直驱风机并网母线无功裕度减少,而无功功率降低,导致整体电压下降。

实际云南电压仿真结果与含直驱风电机组的扩展单机无穷大系统仿真试验结果和理论推导结果变化趋势一致。

3.3 负荷比例和负荷接入位置对母线电压的影响

图 12 中,直驱风机和同步发电机在母线风电 Y 处并网(即 K_2 为 100%)。在母线风电 Y 和母线 ZIX111 之间接入负荷母线 1,直驱风机在不同恒功率因数控制下,改变负荷母线 1 在不同的位置并网,负载有功功率和直驱风机发出的有功功率等比例变化。通过 BPA 仿真得到风电风电场并网母线电压随风机发出有功功率变化的趋势,结果如图 15 所示。

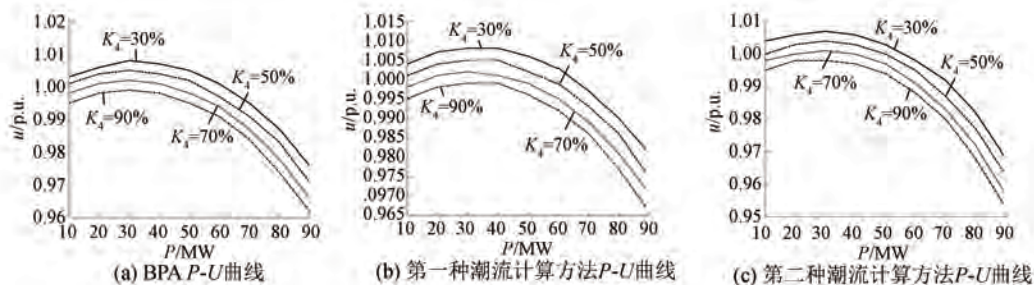


图 15 风电风电场风机功率和负荷接入位置的 $P-U$ 曲线

由图 15(a) 可以看出,随着负荷比例和直驱风机渗透率的等比例增加,直驱风机并网母线风电 Y 电压先增大后减小。负荷接入母线距离直驱风机并网母线越近,距离母线紫溪 1 号越远,并网母线电压幅值越低;反之,并网母线电压幅值越高。

由图 15(b) 可以看出,在当直驱风机采用恒功率因数滞相 0.99 控制方式运行时,直驱风机并网母线电压总体也是先增大后减小。与图 15(a) 相比, K_3 为 60%,直驱风机输出有功功率 60 MW,并网母线电压标幺值由 0.994 升高至 0.995。采用恒功率因数滞相 0.99 控制方式运行时,并网母线与图 15(a) 相比,电压略升高。但由于南方电网规模较大,对单个节点进行调整,变化趋势不明显。

图 15(c) 与图 15(a) 相比, K_3 为 60%,直驱风机输出有功功率 60 MW,并网母线电压标幺值由 0.994 降低至 0.991。采用恒功率因数进相 0.99 控制方式运行时,并网母线电压略降低,但总体均在规定的电压范围内(0.950~1.052),没有出现并网母线电压越限情况。

实际云南电压仿真结果与含直驱风电机组的扩展单机无穷大系统仿真试验结果、理论推导结果变化趋势一致。

4 结 语

通过 2 种静态潮流计算方法的理论推导,含直驱风机的扩展单机无穷大系统仿真试验和基于直驱机组并网风电场接入实际云南电网的仿真试验,分析不同的控制方式下,风电渗透率、风机并网位置、负荷接入比例和负荷接入位置等影响因素对直驱风机并网点母线电压的影响,得出以下结论:

(1) 当直驱风机风电渗透率较低时,可以增加区域系统的静态电压稳定性。但随着直驱风机风电渗透率的增加,不利于区域系统的静态电压稳定性。

(2) 直驱风机采用滞相功率因数运行,使风机并网母线电压升高,而采用进相功率因数运行,则会使并网母线电压降低。

(3) 直驱风机并网位置越远离主网母线,风机并网母线无功裕度越小,越不利于区域系统的静态电压稳定性。

(4) 负荷接入位置离直驱风机越远,风机并网母线电压越高;反之,风机并网母线电压越低。

【参考文献】

- [1] 薛玉石,韩力,李辉.直驱永磁同步风力发电机组研究现状与发展前景[J].电机与控制应用,2008,35(4): 1.
- [2] CHINCHILLA M, ARNALTES, BURGOS J C. Control of permanent-magnet generators applied to variable speed wind energy systems connected to the grid[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2006, 21(1): 130.
- [3] 于德龙,赵海翔,曹娜,等.风电场接入地区电网的电压问题分析[J].中国电力,2006,39(6): 10.
- [4] 孙涛,王伟胜,戴慧珠,等.风力发电引起的电压波动和闪变[J].电网技术,2003,27(12): 62.
- [5] 陈宁,朱凌志,王伟.改善接入地区电压稳定性的风电场无功控制策略[J].中国电机工程学报,2009,29(10): 102.
- [6] 迟永宁.大型风电场接入电网的稳定性问题研究[D].北京:中国电力科学研究院,2006.
- [7] 刘春晓.大型风电场对静态电压稳定性的影响研究[D].天津:天津大学,2009.
- [8] 赵海玲.含直驱机组风电场的电力系统电压稳定性研究[D].乌鲁木齐:新疆大学,2011.
- [9] 赵海玲,王维庆,王海云,等.直驱同步风电机组并网动态稳定性仿真研究[J].电气自动化,2010,32(6): 51.
- [10] HA L T, SAHA T K. Investigation of power loss and voltage stability limits for large wind farm connections to a subtransmission network [C] // IEEE Power Engineering Society General Meeting, 2004.
- [11] 许晓菲,牟涛,贾琳,等.大规模风电汇集系统静态电压稳定实用判据与控制[J].电力系统自动化,2014,38(9): 15.
- [12] GREENE S, DOBSON I, ALVARADO F L. Sensitivity of the loading margin to voltage collapse with respect to arbitrary parameters [J]. IEEE Transactions on Power Systems, 1997, 12(1): 262.
- [13] 赵晋泉,江晓东,张伯明.用于静态稳定预防控制的新灵敏度分析法[J].电力系统自动化,2004,28(21): 27.
- [14] GREENE S, DOBSON I, ALVARADO F L. Sensitivity of transfer capability margins with a fast formula [J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2002, 17(1): 34.

(下转第 45 页)

- combined with control system [C] // 2013 IEEE International Conference on Mechatronics and Automation, 2013.
- [2] DOERING J, STEINBORN G, HOFMANN W, et al. Torque, power, losses, and heat calculation of a transverse flux reluctance machine with soft magnetic composite materials and disk-shaped rotor [J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 2013, 51(2): 1494.
- [3] 王建宽, 施进浩, 江建中. 横向磁场永磁电动机及其驱动系统的研究 [J]. 微特电机, 2005, 33(11): 14.
- [4] 王建宽, 施进浩, 江建中. 横向磁场永磁电机系统建模与仿真 [J]. 微特电机, 2006, 34(4): 5.
- [5] 姚宏洋. 横向磁通永磁电机驱动系统若干关键技术研究 [D]. 合肥: 合肥工业大学, 2017.
- [6] 王建宽. 横向磁场永磁电机及其驱动系统研究 [D]. 上海: 上海大学, 2007.
- [7] TU X, DAI Y, GU C. Direct torque control of novel transverse flux permanent magnet motor based on phase advance commutation [C] // 2012 15th International Conference on Electrical Machines and Systems (ICEMS), 2012.
- [8] MANNO R H, DIEZ E G. Direct force control for a three-phase double-sided linear induction machine with transverse magnetic flux [C] // IEEE 2002 28th Annual Conference of the Industrial Electronics Society, 2002.
- [9] 袁小庆, 苏士斌, 史仪凯. 横向磁通永磁电机直接转矩控制系统研究 [J]. 西北工业大学学报, 2014, 32(3): 470.
- [10] 涂小涛, 辜承林. 新型横向磁通永磁电机无位置传感器控制 [J]. 电机与控制学报, 2012, 16(6): 1.
- [11] 涂小涛, 辜承林. 新型横向磁通永磁电机无位置传感器磁链自适应直接转矩控制 [J]. 中国电机工程学报, 2013, 33(9): 97.
- [12] BAUER J, KLEIMAIER A. Sensorless observer based hysteresis control of a transverse flux machine at low speed [C] // 2014 17th International Conference on Electrical Machines and Systems (ICEMS), 2014.
- [13] HWANG S H, LI H, PARK J W, et al. Vector control of multiple-module transverse flux PM generator for large-scale direct-drive wind turbines [C] // IEEE Energy Conversion Congress and Exposition, 2011.
- [14] 廖金国, 花为, 程明, 等. 一种永磁同步电机变占空比电流滞环控制策略 [J]. 中国电机工程学报, 2015, 35(18): 4762.
- [15] 张二伟. 低速大转矩横向磁通永磁同步电机控制系统的研究 [D]. 沈阳: 沈阳工业大学, 2012.
- [16] 毛惠丰, 孔德鹏, 陈增禄, 等. 一种单相 H 桥电压型逆变器三电平滞环电流跟踪控制方法 [J]. 中国电机工程学报, 2015, 35(15): 3904.
- [17] 王建渊, 雷国惠, 钟彦儒. 一种用于平衡三电平逆变器中点电位的滞环控制+精确控制策略研究 [J]. 电机与控制学报, 2015, 19(7): 66.
- [18] 沈建新, 陆媛, GASSNER A. 永磁同步电机两相斩波式电流滞环控制 [J]. 电工电能新技术, 2014, 33(2): 35.
- [19] 王伟, 程明, 张邦富, 等. 电流滞环型永磁同步电机驱动系统的相电流传感器容错控制 [J]. 中国电机工程学报, 2012, 32(33): 59.

收稿日期: 2019-06-20

(上接第 34 页)

- [15] 江伟, 王成山, 余贻鑫, 等. 电压稳定裕度对参数灵敏度求解的新方法 [J]. 中国电机工程学报, 2006, 26(2): 13.
- [16] 姜惠兰, 吴玉璋, 周照清, 等. 含双馈风力发电场的多机系统暂态功角稳定性分析方法 [J]. 中国电机工程学报, 2018, 38(4): 999.
- [17] LI S, TAN Y, LI C, et al. A fast sensitivity-based preventive control selection method for online voltage stability assessment [J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2018, 33(4): 4189.
- [18] 负志皓, 丰颖, 咸国富, 等. 计及发电机无功越限的广域戴维南等值参数在线计算方法 [J]. 电力系统自动化, 2016, 40(11): 53.
- [19] 牟彭涛, 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.

收稿日期: 2019-07-03