

DOI: 10.19783/j.cnki.pspc.200276

# 双馈风机参与系统调频对系统暂态功角稳定性的影响分析

张雪娟, 束洪春, 孙士云, 赵伟, 杨兴雄, 黄柯昊

(昆明理工大学, 云南 昆明 650500)

**摘要:** 以含双馈风力发电机(Double-Fed Induction Generator, DFIG)的扩展双机系统为研究对象, 研究 DFIG 参与系统调频对系统暂态功角稳定性的影响。将含 DFIG 的两机系统等值为含 DFIG 的单机无穷大系统, 计及风电比例、风机并网位置、故障位置、负荷接入位置等四种影响因素。运用等面积法则对风机参与系统调频前后两种情况下系统的极限切除角进行理论计算, 其中 DFIG 采用受控电流源等效模型。在 PSD-BPA 中搭建含 DFIG 的扩展双机系统的仿真模型, 来验证理论分析的正确性。结果表明, DFIG 参与系统调频有利于系统的暂态功角稳定性。

**关键词:** 双馈风力发电机; 受控电流源; 极限切除角; 调频; 暂态功角稳定性

## Effect analysis of a doubly-fed induction generator participating in system frequency modulation on system transient power angle stability

ZHANG Xuejuan, SHU Hongchun, SUN Shiyun, ZHAO Wei, YANG Xingxiong, HUANG Kehao  
(Kunming University of Science and Technology, Kunming 650500, China)

**Abstract:** This paper studies an extended dual-machine system with a Doubly-Fed Induction Generator (DFIG), and examines the influence of the frequency regulation of the DFIG on the transient power angle stability of the system. The two-machine system with a DFIG is equal to the single-machine infinity system with a DFIG, taking into account four factors such as wind power ratio, wind turbine grid connection location, fault location, and load access location. The theoretical calculation of the critical clearing angle of the system is carried out using the equal area rule in two cases of before and after the DFIG participating in system frequency modulation, where the DFIG uses an equivalent model of a controlled current source. At the same time, it builds a simulation model of an extended dual-machine system with a DFIG in PSD-BPA to verify the correctness of the theoretical analysis. The results show that a DFIG participating in system frequency modulation is beneficial to the system's transient power angle stability.

This work is supported by the National Natural Science Foundation of China (No. 51367009) "Research on Strategy Setting, Risk Assessment, and its Coordination Optimization of Coincide Sequence under Multi Perspectives".

**Key words:** doubly-fed induction generator; controlled current sources; critical clearing angle; frequency modulation; transient power angle stability

## 0 引言

近年来, 风电发展十分迅速, 电力系统中风电占比越来越大, 风力发电已经成为新能源发电的主力军<sup>[1-4]</sup>, 所以需要研究风机接入系统对系统的影响<sup>[5-6]</sup>。同时因为风电渗透率的不断增加, 需要风力发电机来缓解同步发电机组的调频压力, 参与系统调频<sup>[7-9]</sup>。因此风机参与系统调频对系统带来的影响

也有必要进行深入研究。

目前已有大量文献针对含风电电力系统暂态稳定性问题进行了研究, 但是关于风电参与系统调频对系统暂态稳定性影响的研究较少。文献[10-14]都是围绕风电接入对系统暂态稳定性的影响展开研究的。文献[10]根据故障期间机组的转速来划分机组类型, 通过双馈风电等容量替换转速超前机群、转速落后机群、中间转速机群, 分析系统暂态稳定性变化, 然后定量分析大规模 DFIG 接入系统对系统暂态稳定性的影响。文献[11]建立了等值的单机无穷大系统模型, 该模型适用于定量分析含风电多机

**基金项目:** 国家自然科学基金项目资助(51367009)“多视角下重合时序的策略整定、风险评估及其协调优化研究”

系统的暂态功角稳定性。该模型用于分析含风电双机系统, 提出了风电接入电网后系统暂态功角第二摆失稳的充分条件与必要条件。文献[12]理论分析了双馈机组接入单端系统后系统的功角稳定性, 定义了 DFIG 的功角特性, 并在推导的双馈风力发电机的等效外特性的基础上, 研究了 DFIG 接入单端系统后系统的功率特性。文献[13]基于 DFIG 与同步发电机在暂态行为上的本质区别, 提出了 DFIG 以类似于非线性功率源的方式参与影响系统暂态稳定性的基本模式。文献[14]通过分析 DFIG 接入系统会改变系统惯性中心运动方程中的关键因素, 提出了 DFIG 接入系统方式不同时, 对系统惯性中心功角加速度暂态响应的影响机理。

文献[15-17]对风机参与系统调频对系统暂态稳定性的影响进行了研究。文献[15]和文献[17]均采用定性分析与仿真验证相结合的方法分析了风机考虑调频控制后接入系统对系统暂态稳定性的影响机理, 为研究风电参与系统调频对系统暂态稳定性的影响提供了理论基础。文献[16]采用直流潮流简化模型, 基于搭建的含风电 VSC-HVDC 两机等值电力系统模型, 通过等面积法则, 采用理论推导与定性分析相结合的方法, 分析了在发生负荷突变和短路故障两种情况下, 考虑调频控制的风电 VSC-HVDC 对邻近同步发电机组功角摇摆的影响规律。

本文将双馈风机等效为受控电流源模型, 计及上述四种影响因素, 利用等面积法则定量分析有无风机参与系统调频两种情况下系统的极限切除角, 同时在 PSD-BPA 中搭建含 DFIG 的扩展双机系统的仿真模型, 验证理论分析的正确性。

## 1 系统建模

### 1.1 电网等值模型

选用含 DFIG 的扩展双机系统为研究对象, 如图 1 所示。DFIG 在母线 B 上并网, 恒阻抗负荷接在母线 C 上。

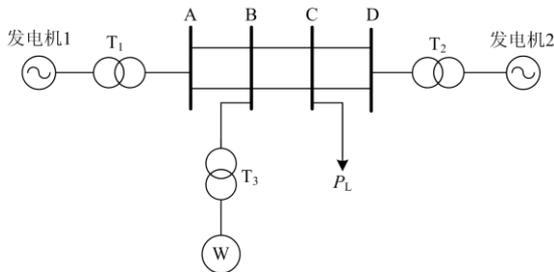


图 1 扩展双机系统接线图

Fig. 1 Wiring diagram of extended dual system

同步发电机 1、2 的运动方程分别如式(1)和式(2)。

$$M_1 \frac{d^2 \delta_1}{dt^2} = P_{m1} - P_{e1} \quad (1)$$

$$M_2 \frac{d^2 \delta_2}{dt^2} = P_{m2} - P_{e2} \quad (2)$$

式中:  $M_1$ 、 $M_2$  分别为同步发电机 1 和同步发电机 2 的惯性时间常数;  $\delta_1$ 、 $\delta_2$  分别为同步发电机 1 和同步发电机 2 的功角;  $P_{m1}$ 、 $P_{m2}$  分别为同步发电机 1、2 的机械功率;  $P_{e1}$ 、 $P_{e2}$  分别为同步发电机 1、2 的电磁功率。

两同步机功角差为  $\delta_{12} = \delta_1 - \delta_2$ , 式(1)与式(2)相减得

$$\frac{d^2 \delta_{12}}{dt^2} = \left( \frac{P_{m1}}{M_1} - \frac{P_{m2}}{M_2} \right) - \left( \frac{P_{e1}}{M_1} - \frac{P_{e2}}{M_2} \right) \quad (3)$$

对式(3)进行整理可得

$$M_{12} \frac{d^2 \delta_{12}}{dt^2} = P_{m12} - P_{e12} \quad (4)$$

其中

$$M_{12} = \frac{M_1 M_2}{M_1 + M_2} \quad (5)$$

$$P_{m12} = \frac{M_2 P_{m1} - M_1 P_{m2}}{M_1 + M_2} \quad (6)$$

$$P_{e12} = \frac{M_2 P_{e1} - M_1 P_{e2}}{M_1 + M_2} \quad (7)$$

式中:  $M_{12}$ 、 $\delta_{12}$  分别为同步发电机组 S 的等值惯性时间常数和功角;  $P_{m12}$ 、 $P_{e12}$  分别为系统等效后的机械功率和电磁功率。

则式(4)即为等值扩展单机无穷大系统的转子运动方程, 等值系统如图 2 所示。同步发电机 S 为等值同步发电机组<sup>[18]</sup>。

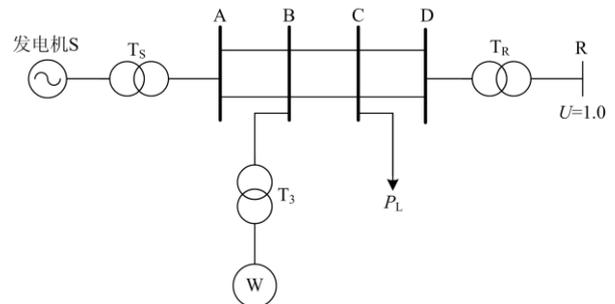


图 2 扩展单机无穷大系统接线图

Fig. 2 Wiring diagram of extended stand-alone infinity system

### 1.2 DFIG 受控电流源等效模型

研究含 DFIG 电力系统的暂态稳定性问题时, 重点考虑由功率控制和电流控制两部分组成的

DFIG 网侧的暂态响应,DFIG 采用恒功率因数控制,其网侧控制框图如图 3 所示。

DFIG 网侧的输出电流能够迅速跟踪网侧变流器控制系统设定的电流参考值,所以对 DFIG 建模

时,可以忽略风机网侧电流控制内环的控制过程,直接由网侧功率控制外环给定网侧的输出电流,将风机等效为受控电流源<sup>[19-20]</sup>。受控电流源模型控制框图如图 4 所示。

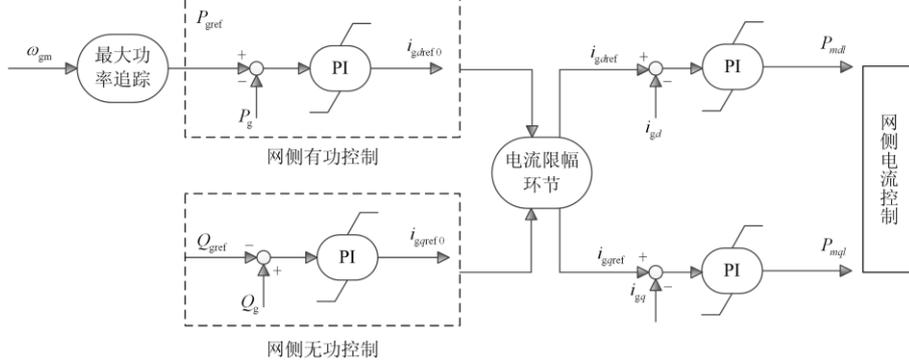


图 3 恒功率因数控制的网侧变流器控制框图

Fig. 3 Control block diagram of grid-side converter with constant power factor control

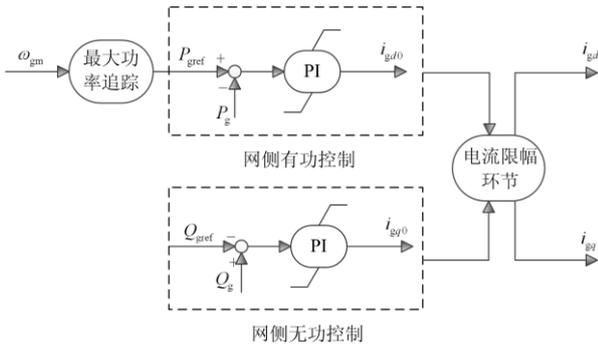


图 4 恒功率因数控制的电流源控制框图

Fig. 4 Current source control with constant power factor control

受控电流源分为电压控制电流源和电流控制电流源,本文将 DFIG 等效为压控电流源(Voltage Controlled Current Source, VCCS),即 DFIG 的机端电流受控于并网点电压。

在 BPA 中搭建如图 1 所示系统,通过仿真得到不同工况下 DFIG 的机端电流值和并网点电压值,求得正常运行、故障期间、故障切除后三种运行状态下受控电流源的详细表达式如附录 A 所示。

### 1.3 调频控制模型

DFIG 调频方式采用转子动能控制中的下垂控制方式,当系统频率发生变化时,DFIG 通过调节自身的有功出力变化来参与系统调频,其响应系统频率变化的表达式如式(8)所示,控制框图如图 5 所示。

$$K_f = \Delta P / \Delta f \quad (8)$$

式中:  $K_f$  为下垂系数;  $\Delta P$  为 DFIG 的有功功率变化量;  $\Delta f$  为系统的频率变化量。

图 5 中: DPDF\_UP 表示正频率偏差对应的功

率变化率; DPDF\_DN 表示负频率偏差对应的功率变化率。

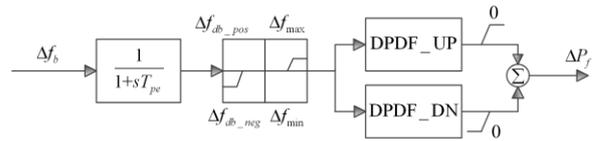


图 5 调频控制框图

Fig. 5 FM control block diagram

## 2 极限切除角理论推导

随着影响因素的改变,如果同步机加速功率增大,减速功率减小,那么根据扩展等面积定则,同步机加速面积大于减速面积,影响因素发生改变后,极限切除角减小,系统暂态稳定水平降低;反之,如果同步机加速功率减小,减速功率增大,说明影响因素发生改变后,系统暂态稳定水平提高。极限切除角可以体现系统中同步机的加速能量、减速能量,是评价系统暂态功角稳定性的指标。

考虑 DFIG 参与系统调频情况下求解含双馈风电电力系统极限切除角的流程图如图 6 所示。

以含 DFIG 的扩展双机系统为研究对象,首先将其等值为含双馈风电的扩展单机无穷大系统,通过 DFIG 网侧的暂态响应,得到其受控电流源等效模型,求解有无 DFIG 参与系统调频两种情况下含风电系统的同步发电机与无穷大系统间的等值电抗,从而进一步求解系统的极限切除角,得到系统的极限切除角随四种影响因素的变化趋势,从而得到系统的暂态功角稳定性随四种影响因素变化的关系。最后通过仿真验证,得到系统同步机间功角差

随四种影响因素变化的规律, 即系统暂态功角稳定性随四种影响因素变化的关系, 与理论分析相对应。

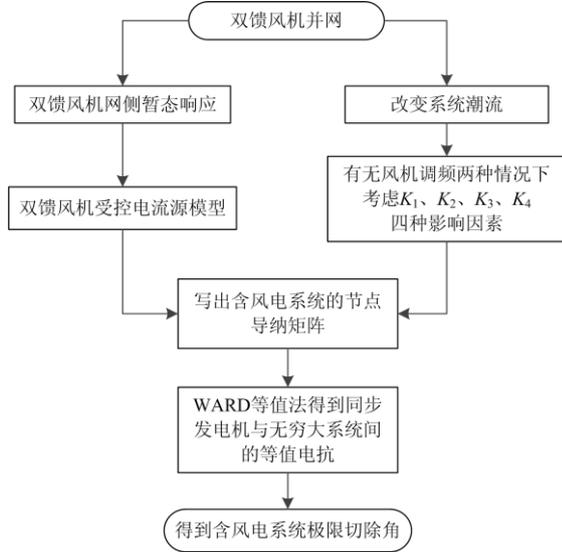


图 6 极限切除角推导流程图

Fig. 6 Critical clearing angle derivation flow chart

基于上述 DFIG 的 VCCS 模型, 正常运行时系统的等值电路图如图 7 所示。 $K_1$  为风电比例,  $K_2$  为风机并网点距 A 母线长度占线路 AD 长度百分比,  $K_4$  为负荷接入位置距 A 母线长度占线路 AD 长度百分比。 $X'_d$  为同步发电机 S 的暂态电抗;  $X_{T1}$  为同步发电机变压器的电抗;  $X_{T2}$  为无穷大系统变压器的电抗值;  $X_L$  为 AD 单回线路的电抗值。后文分析中假设 AB、BC、CD 线路单位长度阻抗相等。 $u_{Bi1}$  ( $i=1,2,3,4$ )、 $g_{i1}$  ( $i=1,2,3,4$ ) 分别为正常运行时考虑风电比例、风机并网点位置、故障位置、负荷接入位置四种影响因素的并网点电压和控制系数。 $K_f$  为调频系数。

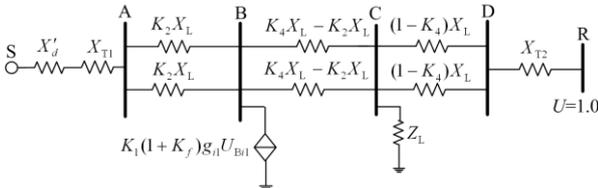


图 7 正常运行时系统等值电路图

Fig. 7 Equivalent circuit diagram of the system during normal operation

假设图 1 所示系统中线路 AB 的一回输电线路 f 点发生三相短路故障, 系统故障期间等值电路图如图 8 所示,  $K_3$  为故障位置距 A 母线长度占线路 AB 全长百分比。 $u_{Bi2}$  ( $i=1,2,3,4$ )、 $g_{i2}$  ( $i=1,2,3,4$ ) 分别为故障期间考虑风电比例、风机并网点位置、故

障位置、负荷接入位置四种影响因素的风机并网点电压和控制系数。

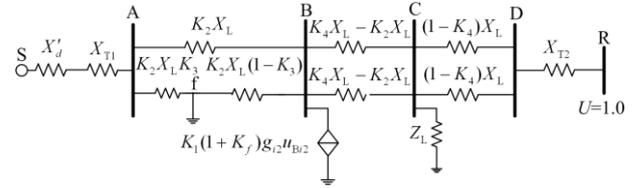


图 8 发生三相短路系统等值电路图

Fig. 8 Equivalent circuit diagram of a three-phase short-circuit system

故障切除后系统等值电路图如图 9 所示。故障线路切除后, 故障线路 AB 单回运行。 $u_{Bi3}$  ( $i=1,2,3,4$ )、 $g_{i3}$  ( $i=1,2,3,4$ ) 分别为故障切除后考虑风电比例、风机并网点位置、故障位置、负荷接入位置四种影响因素的风机并网点电压和控制系数。

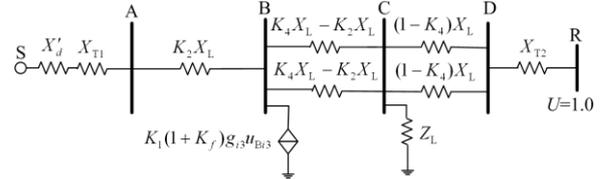


图 9 故障切除后系统等值电路图

Fig. 9 Equivalent circuit diagram of the system after fault removal

基于结点电压法, 由图 7、图 8、图 9 可以写出稳态运行时、三相短路故障期间、故障切除后三种运行状态下的含双馈风电系统的节点导纳矩阵  $Y_1$ 、 $Y_2$ 、 $Y_3$ , 将节点 S 和 R 设为边界节点, 节点 A、B、C、D 设为外部节点, 用 WARD 等值法对节点导纳矩阵进行化简<sup>[21]</sup>, 只保留 S 和 R 两个节点, 消去外部节点, 在这个过程中, 风机所在节点包含于等值同步机群节点导纳矩阵中。化简结果如式(9)所示。 $i=0,1,2$  分别表示稳态运行时、三相短路故障期间、故障切除后三种运行状态。

$$\tilde{Y}_{BBi} = Y_{BBi} - Y_{BEi} Y_{EEi}^{-1} Y_{EBi} = \begin{bmatrix} Y'_{SSi} & Y'_{SRi} \\ Y'_{RSi} & Y'_{RRi} \end{bmatrix} (i=0,1,2) \quad (9)$$

由上式计算得到三种运行状态下节点 S 和节点 R 之间的互导纳  $Y'_{SR0}$ 、 $Y'_{SR1}$ 、 $Y'_{SR2}$ , 即同步发电机与无穷大系统之间的等值互导纳。

本文假设同步机 S 的暂态电动势  $E'$  在整个暂态过程中为常数。将  $Y'_{SR0}$ 、 $Y'_{SR1}$ 、 $Y'_{SR2}$  代入式(10)、式(11)、式(12), 可以分别得到正常运行情况下发电机 S 与无穷大系统之间的功角差  $\delta_0$ 、故障期间同步发电机 S 的电磁功率最大值  $P_{TIM}$ 、故障切除后同步发电机 S 的电磁功率最大值  $P_{TIM}$ 。

$$\delta_0 = \arctan \frac{-P_1}{U \times Y'_{SR0} - Q_1} \quad (10)$$

式中： $P_1$ 和 $Q_1$ 分别为正常运行时无穷大系统发出的有功功率和无功功率； $U$ 为无穷大系统母线电压。

$$P_{\text{IIM}} = -Y'_{SR1} \times U \quad (11)$$

$$P_{\text{IIM}} = -Y'_{SR2} \times U \quad (12)$$

最大允许摇摆角可由式(13)求得。

$$\delta_h = \pi - \arcsin \frac{P_0}{U \times Y'_{SR2}} \quad (13)$$

式中， $P_0$ 为正常运行时的机械功率。

分别将式(10)、式(11)、式(12)、式(13)代入式(14)，求得含DFIG扩展单机无穷大系统的极限切除角 $\delta_{\text{cm}}$ 如式(15)所示，详细表达式见附录B。

$$\delta_{\text{cm}} = \arccos \left( \frac{P_0(\delta_h - \delta_0) + P_{\text{IIM}} \cos \delta_h - P_{\text{IIM}} \cos \delta_0}{P_{\text{IIM}} - P_{\text{IIM}}} \right) \quad (14)$$

$$\delta_{\text{cm}} = \arccos \left( \frac{\left( P_0 \left( \pi - \arcsin \frac{P_0}{-Y'_{SR2}} - \arctan \frac{-P_1}{-Y'_{SR0} - Q_1} \right) - \right)}{Y'_{SR2} \times \cos \left( \pi - \arcsin \frac{P_0}{-Y'_{SR2}} \right) + Y'_{SR1} \times \cos \left( \arctan \frac{-P_1}{-Y'_{SR0} - Q_1} \right)} \right) \times (Y'_{SR1} - Y'_{SR2}) \quad (15)$$

由附录B可知，式(15)中包含了 $g_{i1}$ 、 $g_{i2}$ 、 $g_{i3}$ 、 $u_{Bi1}$ 、 $u_{Bi2}$ 、 $u_{Bi3}$ 、 $K_1$ 、 $K_2$ 、 $K_3$ 、 $K_4$ 等变量，通过式(15)可以得到DFIG采用VCCS等效模型时，无风机参与系统调频和有风机参与系统调频两种情况下系统的极限切除角，同时考虑四种影响因素，分析系统的暂态功角稳定性。

### 3 风机调频前后影响因素理论分析

风机接入系统，遭受大扰动时会使系统频率发生变化，DFIG调频控制会通过改变自身有功出力来主动响应系统频率的变化，一旦影响因素发生改变，同步机的加速功率和减速功率会发生改变，从而影响同步机的功角。

本文计及上述四种影响因素，分析了四种影响因素对含双馈风电电力系统极限切除角的影响。考虑其中一种影响因素时，其他三种影响因素为定值，计及每一种影响因素时其他影响因素如表1所示，系统参数如表2所示。

将系统电抗参数以及考虑不同影响因素下 $K_1$ 、 $K_2$ 、 $K_3$ 、 $K_4$ 的值代入式(15)，分别得到风机参与系统调频前后含双馈风电机组的扩展双机系统的极限切除角随四种影响因素变化的趋势图如图10—图15所示。

表1 运行工况

Table 1 Operation condition

影响因素	$K_1/\%$	$K_2/\%$	$K_3/\%$	$K_4/\%$
$K_1$ (直接接入)	/	0	100	0
$K_1$ (等容量替换)	/	50	0	0
风机并网位置	15	/	30	0
故障位置	15	50	/	0
负荷接入位置	10	0	0	/

表2 系统参数

Table 2 System parameters

$X_{dT}$	$X_{T2}$	$X_{T3}$	$X_L$	$K_f$
0.241	0.057	0.024	0.2	1.25

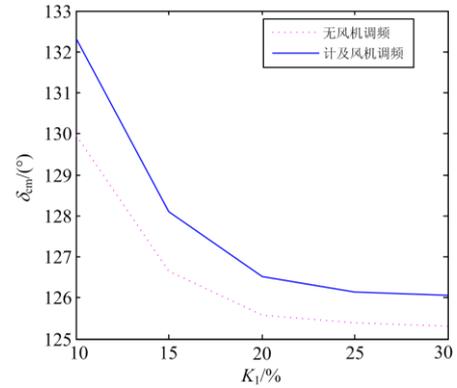


图10 直接接入有无调频 $\delta_{\text{cm}}$ 变化趋势对比

Fig. 10  $\delta_{\text{cm}}$  trend comparison of direct access with or without FM

分析风电比例对系统暂态功角稳定性的影响时，通过研究发现DFIG直接接入和DFIG等容量替换同步机有功出力两种并入电网的方式对含风电电力系统的暂态功角稳定性的影响结果存在差异，所以考虑对两种风机并网方式分别展开研究。考虑直接接入风电比例对系统暂态稳定性的影响时，系统的总有功出力随着风电比例增加而增加，保持系统的同步发电机有功出力不变。同步发电机的惯量保持不变。考虑等容量替换同步机风电比例对系统暂态稳定性的影响时，系统的总有功出力保持不变，风机有功出力替换同步发电机有功出力，同步发电机的惯量不随有功出力的变化而变化。

由图10可知，两种情况下的 $\delta_{\text{cm}}$ 都呈现同样的随风电比例变化的变化规律，即随着直接接入风电比例的增加，系统的 $\delta_{\text{cm}}$ 逐渐减小，系统的暂态功角稳定性变差。且计及风机调频下系统的极限切除角大于风机不参与调频时系统的极限切除角，故其暂态功角稳定性更好。

如图 11 所示, 风机参与调频前后的  $\delta_{cm}$  都呈现同样的随风电比例变化的变化规律, 即随着风电比例的增加, 系统的  $\delta_{cm}$  逐渐增加, 有利于系统的暂态功角稳定性。且计及风机调频下系统的极限切除角大于风机不参与调频时系统的极限切除角, 其暂态功角稳定性较好。

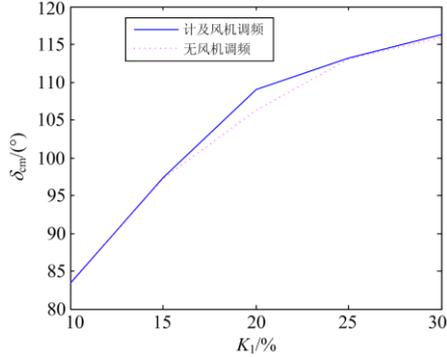


图 11 等容量替换有无调频  $\delta_{cm}$  变化趋势对比  
Fig. 11  $\delta_{cm}$  trend comparison of equal volume replacement with or without FM

考虑风机并网位置变化对含 DFIG 系统的暂态功角稳定性的影响时, 考虑风机接在 B 母线上, 通过改变母线 A 与母线 B 之间的线路电抗值占母线 A 与母线 D 之间的线路电抗值的百分比来实现风机并网位置的变化。

以  $K_2 = 0\%$  和  $K_2 = 80\%$  为例, 含双馈风电系统的功角曲线如图 12 所示。图中,  $P_{e1}$  为  $K_2 = 0\%$  时系统正常运行状态下同步机的电磁功率,  $P'_{e1}$  为  $K_2 = 80\%$  时系统正常运行状态下同步机的电磁功率;  $P_{e2}$ 、 $P'_{e2}$ 、 $P_{e3}$ 、 $P'_{e3}$  分别为两种情况下系统故障期间、系统故障切除后的同步机电磁功率。 $S_{abcd}$ 、 $S_{deh}$  分别为  $K_2 = 0\%$  时的加速面积和最大可能减速

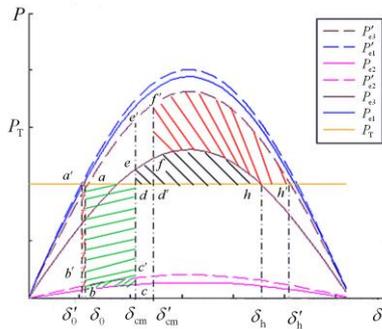


图 12 不同风机并网位置下系统的功角曲线图  
( $K_2 = 0\%$ 、 $80\%$ )

Fig. 12 Power angle curve of the system under different induction generator grid-connected positions ( $K_2 = 0\%$ ,  $80\%$ )

面积,  $S_{a'b'c'd'}$ 、 $S_{f'gh'}$  分别为  $K_2 = 80\%$  时的加速面积和最大可能减速面积。

从图 12 可知,  $S_{f'gh'} > S_{deh}$ 、 $S_{a'b'c'd'} > S_{abcd}$ , 即  $K_2 = 80\%$  时系统的加速面积和最大可能减速面积均大于  $K_2 = 0\%$  时系统的加速面积和最大可能减速面积, 但是最大可能减速面积的增加量明显大于减速面积的增加量, 且两种情况下的系统具有相同的故障条件, 同等的故障持续时间, 所以  $K_2 = 80\%$  时系统的暂态稳定性优于  $K_2 = 0\%$  时系统的暂态稳定性。此结论从图 13 中  $\delta_{cm}$  随  $K_2$  的变化规律也可以得到反映。

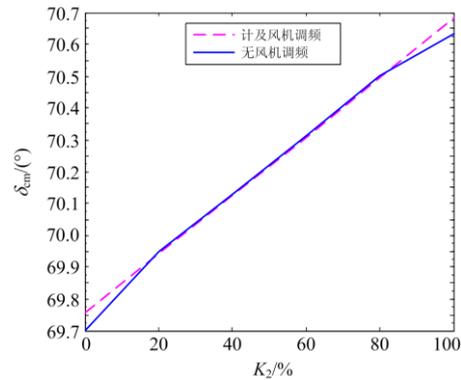


图 13 考虑并网位置有无调频  $\delta_{cm}$  变化趋势对比  
Fig. 13  $\delta_{cm}$  trend comparison of consider grid connection with or without FM

由图 13 可知, 风机参与调频前后系统的  $\delta_{cm}$  都呈现同样的随风机并网位置变化的变化规律, 即随着风机并网位置远离同步机侧, 系统的  $\delta_{cm}$  逐渐增加, 有利于系统的暂态功角稳定性。且计及风机调频下系统的极限切除角略大于风机不参与调频时系统的极限切除角, 其暂态功角稳定性相对稍好。

考虑故障位置对含 DFIG 电力系统暂态功角稳定性的影响, 以故障发生于母线 A 与母线 B 之间为例。有无调频两种情况下系统的极限切除角随故障位置的变化趋势如图 14 所示。

由图 14 可知, 有无风机参与调频两种情况的理论推导均显示: 随着故障位置远离同步机侧, 系统的  $\delta_{cm}$  逐渐增加, 有利于系统的暂态功角稳定性。且计及风机调频下系统的极限切除角与风机不参与调频时系统的极限切除角相比, 二者大小无法比较, 暂态功角稳定性优劣无法比较。

考虑负荷接入位置( $K_4$ )变化对含双馈风电机组的扩展双机系统的暂态功角稳定性的影响, 恒阻抗负荷接在母线 C 上, 通过改变母线 A 与母线 C

之间的线路电抗值占母线A与母线D之间的线路电抗值的百分比来实现负荷接入位置的变化。有无调频两种情况下的系统的极限切除角随负荷位置变化的趋势图如图 15 所示。

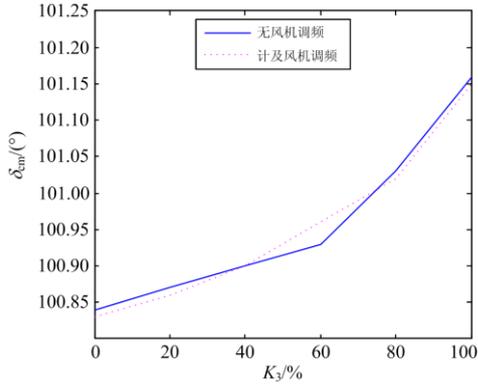


图 14 考虑故障位置有无调频  $\delta_{cm}$  变化趋势对比

Fig. 14  $\delta_{cm}$  trend comparison of consider fault location with or without FM

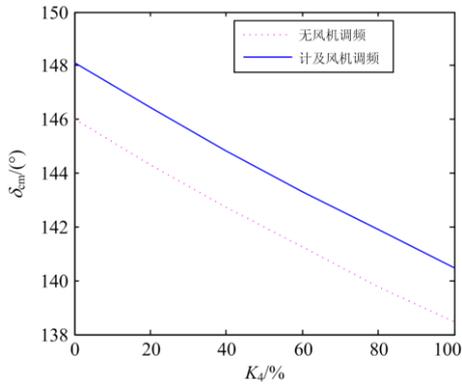


图 15 考虑负荷位置有无调频  $\delta_{cm}$  变化趋势对比

Fig. 15  $\delta_{cm}$  trend comparison of consider load position with or without FM

如图 15 所示，两种情况下的  $\delta_{cm}$  都呈现同样的随负荷接入位置变化的变化规律，即随着负荷接入位置远离同步机侧，系统的  $\delta_{cm}$  逐渐减小，不利于系统的暂态功角稳定性。且计及风机调频时系统的极限切除角大于风机不参与调频时系统的极限切除角，其暂态功角稳定性较好。

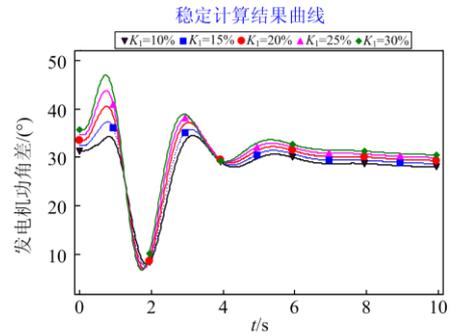
## 4 仿真验证

在 PSD-BPA 仿真软件中搭建如图 1 所示的具有低电压穿越能力<sup>[22-23]</sup>的 DFIG 的扩展双机系统，每种影响因素下同样考虑无风机调频和风机参与系统调频两种情况，分析风机参与系统调频对系统暂态功角稳定性的影响，验证理论分析的正确性。

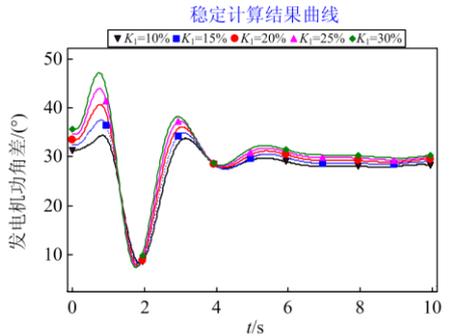
## 4.1 风电比例

### 4.1.1 风机直接接入

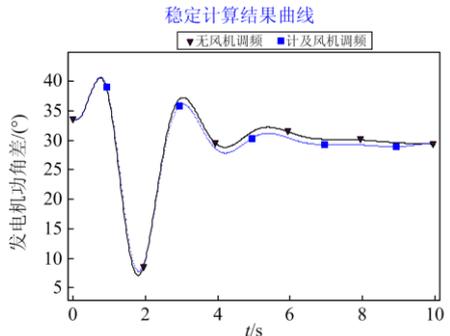
有无风机参与系统调频两种情况下，仿真计算得到风电比例为 10%~30%时的同步机功角差如图 16(a)、图 16(b)所示。以  $K_1 = 20\%$  为例，有无风机参与系统调频两种情况下同步发电机的功角差如图 16(c)所示。



(a) 直接接入同步发电机功角差(无风机调频)



(b) 直接接入同步发电机功角差(计及风机调频)



(c) 直接接入有无风机调频功角差对比( $K_1=20\%$ )

图 16 直接接入有无风机调频功角差

Fig. 16 Directly connected with or without frequency modulation power angle difference of induction generator

由图 16 可知，风机参与调频前后，系统同步机功角差均随着风电比例的增加而逐渐增大，不利于系统的暂态功角稳定性，仿真结果与理论推导结果一致。风机参与调频前后，系统的同步机功角差在

故障切除后(故障在 0.3 s 切除)一段时间才显现差别, 这是因为故障期间同步发电机的励磁系统和调速系统以及风机的低电压穿越控制都在起作用。调频的效果不明显。故障切除一段时间后, 风机参与调频系统的同步机功角差更小, 有利于系统的调频。

#### 4.1.2 风机等容量替换同步机有功出力

有无风机参与系统调频两种情况下, 仿真得到风电比例为 10%~30% 时的同步机功角差如图 17(a)、图 17(b) 所示。以  $K_1 = 20\%$  为例, 有无风机调频的同步机功角差对比如图 17(c) 所示。

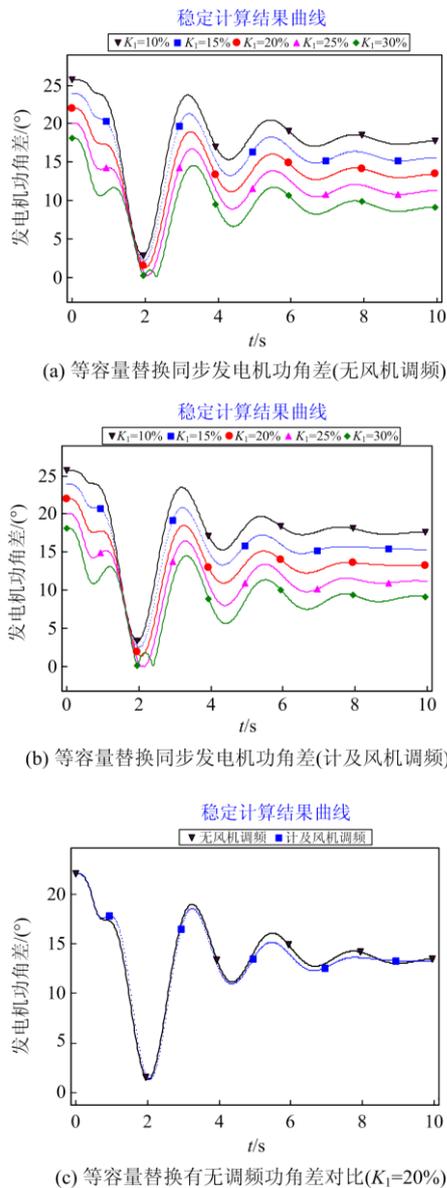


图 17 等容量替换有无风机调频功角差

Fig. 17 Equal volume replacement with or without frequency modulation power angle difference of induction generator

通过图 17 可知, 有无风机调频两种情况下, 随着风电比例的增加, 同步发电机功角差都呈现逐渐减小的趋势, 增强了系统的暂态功角稳定。仿真结果与理论推导结论一致。两种情况下, 故障清除一段时间后, 风机参与调频的同步机功角差偏小, 且功角差的摇摆幅度明显小于无风机调频时的功角差摇摆幅度。

#### 4.2 风机并网位置

风机并网位置距离 A 母线长度占线路 AD 全长的百分比分别为 0%~100% 时得到的发电机功角差分别如图 18(a)、图 18(b) 所示。风机并网位置距离 A 母线长度占线路 AD 全长的百分比为 60% 时, 有无风机调频两种情况下的发电机功角差如图 18(c) 所示。

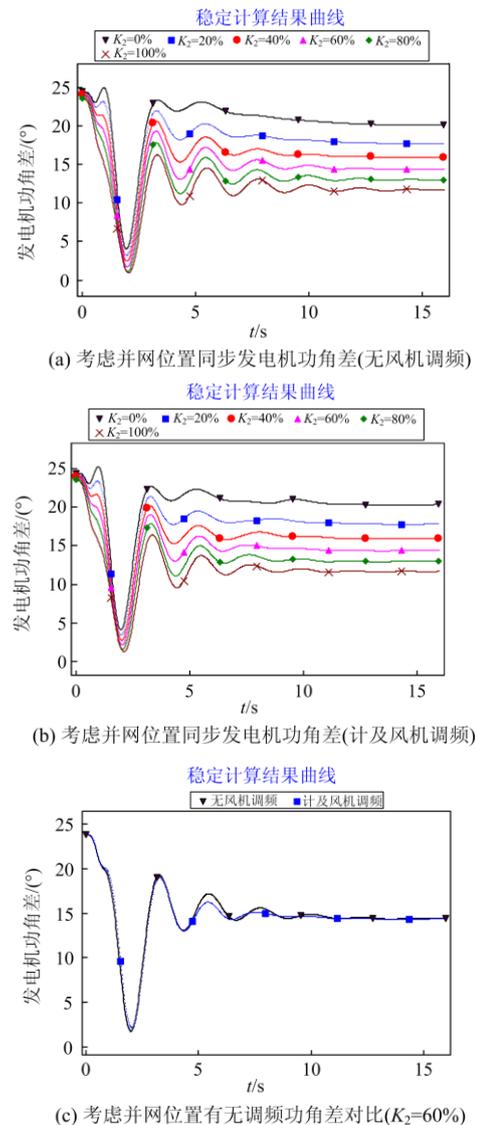


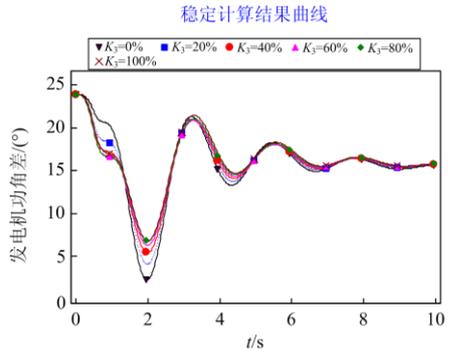
图 18 考虑并网位置有无风机调频功角差

Fig. 18 Consider grid connection with or without frequency modulation power angle difference of induction generator

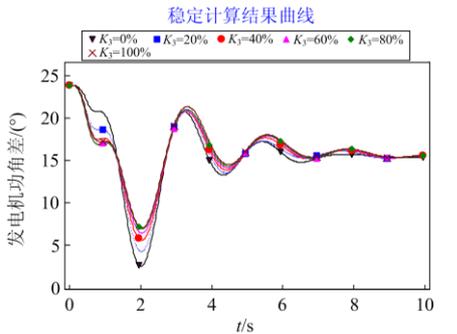
通过图 18 可知, 在有无风机调频两种情况下, 随着风机并网位置远离同步机侧, 同步发电机功角差呈现逐渐减小的趋势, 增强了系统的暂态功角稳定性。仿真结果与理论推导结论一致。当  $K_2 = 60\%$  时, 故障清除后风机参与调频时的同步机功角差比无风机调频时的同步机功角差小, 且更快地趋于稳定。故障期间同步发电机的励磁系统和调速系统以及风机的低电压穿越控制都在起作用。调频的效果不明显。故障期间两种情况下的功角差几乎无差别。

### 4.3 故障位置

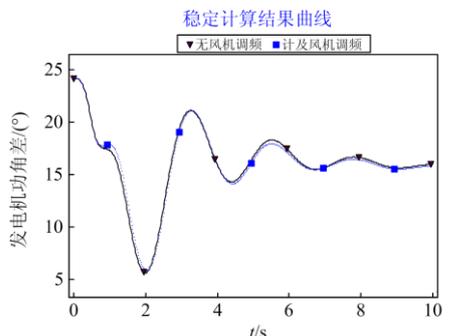
仿真得到的同步机功角差随故障位置的变化趋势图如图 19 所示。故障发生在母线 AB 之间 40% 处时, 有无风机参与调频两种情况下的发电机功角差对比如图 19(c)所示。



(a) 考虑故障位置同步发电机功角差(无风机调频)



(b) 考虑故障位置同步发电机功角差(计及风机调频)



(c) 考虑故障位置有无调频功角差对比( $K_3=40\%$ )

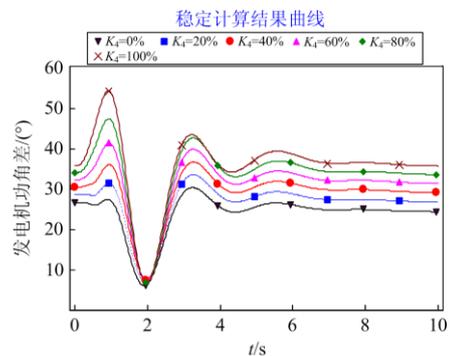
图 19 考虑故障位置有无风机调频功角差

Fig. 19 Consider fault location with or without frequency modulation power angle difference of induction generator

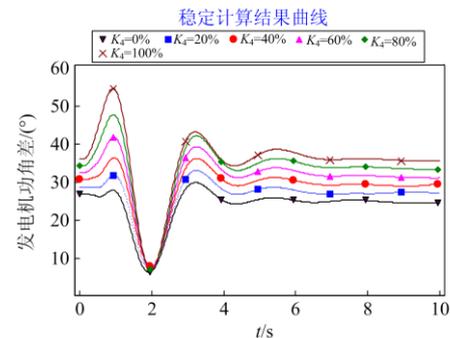
通过图 19 可知, 有无风机参与调频两种情况下, 随着故障位置远离同步机侧, 同步发电机功角差都呈现逐渐减小的趋势, 有利于系统的暂态功角稳定性。仿真结果与理论推导结论一致。当  $K_3 = 40\%$  时, 风机参与调频时的同步机功角差在 1~2 s 期间大于无风机调频时的同步机功角差, 而 4 s 后, 风机参与调频时的同步机功角差小于无风机调频时的同步机功角差, 但差别不大。

### 4.4 负荷接入位置

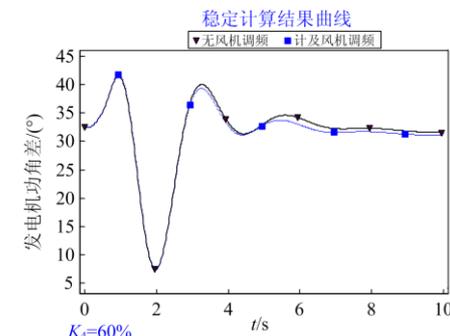
风机参与调频前后, 仿真得到的同步机功角差随负荷接入位置的变化趋势图如图 20 所示。为了便



(a) 考虑负荷位置同步发电机功角差(无风机调频)



(b) 考虑负荷位置同步发电机功角差(计及风机调频)



(c) 考虑负荷位置有无调频功角差对比( $K_4=60\%$ )

图 20 考虑负荷位置有无风机调频功角差

Fig. 20 Consider load location with or without frequency modulation power angle difference of induction generator

于分析, 以  $K_4 = 40\%$  为例, 得出有无风机调频两种情况下的发电机功角差如图 20(c)所示。

通过图 20 可知, 在有无风机调频两种情况下, 随着负荷接入位置远离同步机侧, 同步发电机功角差呈现逐渐增大的趋势, 减弱了系统的暂态功角稳定性。仿真结果与理论推导结论一致。当  $K_4 = 60\%$  时, 故障切除后风机参与调频时的同步机功角差比无风机调频时的同步机功角差小。

综上所述, 仿真结果与理论推导对比分析如表 3 所示。

表 3 结论对比分析

Table 3 Conclusion comparative analysis

影响因素	无风机调频	计及风机调频	对比结果
$K_1$ (直接接入)	↓	↓	✓
$K_1$ (等容量替换)	↑	↑	✓
$K_2$	↑	↑	✓
$K_3$	↑	↑	✘
$K_4$	↓	↓	✓

✘:无法得出结论; ↓:不利于系统的暂态功角稳定性; ↑:有利于系统的暂态功角稳定性; ✓:风机参与系统调频有利于系统的暂态功角稳定性

## 5 结论

在含 DFIG 的扩展双机系统中, DFIG 采用 VCCS 模型, 依据等面积法则推导出无风机调频和风机参与调频两种工况下的电力系统极限切除角的变化规律和仿真结果均表明:

1) DFIG 直接接入系统时, 随着风电比例的增加, 减弱了含 DFIG 的扩展双机系统的暂态功角稳定性; 风机参与系统调频有利于系统的暂态功角稳定性。

2) DFIG 等容量替换同步机有功出力时, 随着风电比例的增加, 更有利于提高含 DFIG 的扩展双机系统的暂态功角稳定性; 风机参与系统调频有利于系统的暂态功角稳定性。

3) 风机并网位置越远离等值同步机侧, 越有利于系统的暂态功角稳定性; 风机参与系统调频有利于系统的暂态功角稳定性。

4) 随着故障位置距离等值同步机侧的距离逐渐增大, 系统的暂态稳定性增强; 但无法分析风机参与系统调频是否有利于系统的暂态功角稳定性。

5) 负荷接入位置越远离等值同步机侧, 越不利于系统的暂态功角稳定性; 风机参与系统调频更有利于系统的暂态功角稳定性。

## 附录 A 受控电流源模型详细表达式

符号说明:  $i_{w1}$ 、 $i_{w2}$ 、 $i_{w3}$  分别为系统正常运行时、故障期间、故障切除后三种运行状态下, 计及四种影响因素的

风机的电流;  $U_{B1}$ 、 $U_{B2}$ 、 $U_{B3}$  分别为系统正常运行时、故障期间、故障切除后三种运行状态下, 计及四种影响因素的风机并网点电压;  $K_1$  为风电比例;  $K_f$  为调频系数。

1) 风电比例( $i=1$ )

(1) 直接接入(无风机调频)

$$i_{w11} = K_1(1+K_f)(-5302U_{B11}^2 + 1.169e + 04U_{B11} - 6435)$$

$$i_{w12} = K_1(1+K_f)(132.1U_{B12}^2 - 61.53U_{B12} + 13.48)$$

$$i_{w13} = K_1(1+K_f)(2e + 05U_{B13}^3 - 6.808e + 05U_{B13}^2 + 7.726e + 05U_{B13} - 2.923e + 05)$$

(2) 直接接入(计及风机调频)

$$i_{w11} = K_1(1+K_f)(-8.928e + 04U_{B11}^2 + 1.983e + 05U_{B11} - 1.102e + 05)$$

$$i_{w12} = K_1(1+K_f)(-5.11e + 04U_{B12}^3 + 3.538e + 04U_{B12}^2 - 8167U_{B12} + 634.6)$$

$$i_{w13} = K_1(1+K_f)(1.469e + 06U_{B13}^3 - 5.008e + 06U_{B13}^2 + 5.689e + 06U_{B13} - 2.154e + 06)$$

(3) 等容量替换(无风机调频)

$$i_{w11} = K_1(1+K_f)(-3.286e + 04U_{B11}^2 + 7.307e + 04U_{B11} - 4.062e + 04)$$

$$i_{w12} = K_1(1+K_f)(9.408e + 04U_{B12}^3 + 4.285e + 05U_{B12}^2 + 1.488e + 04U_{B12} + 7556)$$

$$i_{w13} = K_1(1+K_f)(-1.133e + 07U_{B13}^3 - 4.045e + 07U_{B13}^2 + 4.813e + 07U_{B13} - 1.909e + 07)$$

(4) 等容量替换(计及风机调频)

$$i_{w11} = K_1(1+K_f)(-1.251e + 08U_{B11}^3 + 4.172e + 08U_{B11}^2 - 4.637e + 08U_{B11} + 1.718e + 08)$$

$$i_{w12} = K_1(1+K_f)(5248U_{B12}^3 - 4003U_{B12}^2 + 1009U_{B12} - 77.7)$$

$$i_{w13} = K_1(1+K_f)(-4.558e + 07U_{B13}^3 + 1.629e + 08U_{B13}^2 - 1.942e + 08U_{B13} + 7.712e + 07)$$

2) 风机并网位置( $i=2$ )

(1) 无风机调频

$$i_{w21} = K_1(1+K_f)(-13.6U_{B21}^2 + 26.44U_{B21} - 8.431)$$

$$i_{w22} = K_1(1+K_f)(13.02U_{B22}^3 - 13.56U_{B22}^2 + 4.731U_{B22} - 0.618U_{B22} + 6.336)$$

$$i_{w23} = K_1(1+K_f)(-81.4U_{B23}^3 + 278U_{B23}^2 - 316.8U_{B23} + 123.5)$$

(2) 计及风机调频

$$i_{w21} = K_1(1+K_f)(-1.725U_{B21}^2 - 0.109U_{B21} + 6.402)$$

$$i_{w22} = K_1(1+K_f)(12.93U_{B22}^4 - 11.78U_{B22}^3 + 3.519U_{B22}^2 - 0.3665U_{B22} + 6.321)$$

$$i_{w23} = K_1(1+K_f)(38.78U_{B23}^3 - 131.2U_{B23}^2 + 147.7U_{B23} - 52.37)$$

3) 故障位置( $i=3$ )

(1) 无风机调频

$$i_{w31} = K_1(1+K_f)(7.81e + 05U_{B31}^3 - 2.603e + 06U_{B31}^2 + 2.892e + 06U_{B31} - 1.071e + 06)$$

$$i_{w32} = K_1(1+K_f)(-11.89U_{B32}^3 + 4.76U_{B32}^2 - 0.5339U_{B32} + 6.329)$$

$$i_{w33} = K_1(1+K_f)(-2.583e + 06U_{B33}^3 + 9.256e + 06U_{B33}^2 - 1.105e + 07U_{B33} + 4.401e + 06)$$

(2) 计及风机调频

$$i_{w31} = K_1(1+K_f)(-2.096e + 06U_{B31}^3 + 6.99e + 06U_{B31}^2 - 7.77e + 06U_{B31} + 2.879e + 06)$$

$$i_{w32} = K_1(1+K_f)(-9.571U_{B32}^3 + 3.545U_{B32}^2 - 0.3305U_{B32} + 6.319)$$

$$i_{w33} = K_1(1+K_f)(1.52e + 11U_{B33}^3 - 7.251e + 11U_{B33}^2 + 1.297e + 12U_{B33} - 1.031e + 12U_{B33} + 3.074e + 11)$$

4) 负荷接入位置( $i=4$ )

(1) 无风机调频

$$i_{w41} = K_1(1+K_f)(35.71U_{B41}^2 - 79.85U_{B41} + 48.69)$$

$$i_{w42} = K_1(1+K_f)(7.771e + 08U_{B42}^3 - 5.5e + 06U_{B42}^2 + 1.291e + 04U_{B42} - 3.744)$$

$$i_{w43} = K_1(1+K_f)(7.883U_{B43}^2 - 21.18U_{B43} + 17.87)$$

(2) 计及风机调频

$$i_{w41} = K_1(1+K_f)(1.424e + 05U_{B41}^3 - 4.61e + 05U_{B41}^2 + 4.972e + 05U_{B41} - 1.788e + 05)$$

$$i_{w42} = K_1(1+K_f)(-5.965e + 05U_{B42}^2 + 2822U_{B42} + 2.993)$$

$$i_{w43} = K_1(1+K_f)(6.743U_{B43}^2 - 19.59U_{B43} + 16.73)$$



- [10] 刘瑞煌. 大规模风电接入的电力系统暂态稳定性研究[D]. 北京: 华北电力大学, 2017.  
LIU Ruihuang. Research on the transient stability of power system connected with large scale wind power[D]. Beijing: North China Electric Power University, 2017.
- [11] 董哲, 周明, 李庚银, 等. 风机有功控制对系统暂态功角第二摆稳定性影响机理[J]. 中国电机工程学报, 2017, 37(16): 4680-4690.  
DONG Zhe, ZHOU Ming, LI Gengyin, et al. Effect mechanism of induction generator active power control on stability of second pendulum of system transient power angle[J]. Proceedings of the CSEE, 2017, 37(16): 4680-4690.
- [12] 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. Effect of doubly fed wind turbines on power angle stability of power system[J]. Power System Technology, 2013, 37(12): 3399-3405.
- [13] 刘斯伟, 李庚银, 周明. 双馈风电机组对并网电力系统暂态稳定性的影响模式分析[J]. 电网技术, 2016, 40(2): 471-476.  
LIU Siwei, LI Gengyin, ZHOU Ming. Analysis of doubly fed wind turbines' impact mode on transient stability of grid-connected power system[J]. Power System Technology, 2016, 40(2): 471-476.
- [14] 刘斯伟, 李庚银, 周明. 双馈风电机组对接入区域系统暂态功角稳定性的影响分析[J]. 电力系统保护与控制, 2016, 44(6): 56-61.  
LIU Siwei, LI Gengyin, ZHOU Ming. Analysis of the influence of doubly-fed wind turbine on the transient power angle stability of the system connected to the area[J]. Power System Protection and Control, 2016, 44(6): 56-61.
- [15] 刘晋, 王哲, 韩民晓, 等. 计及风电附加频率控制作用的电力系统暂态稳定性分析[J]. 现代电力, 2019, 36(2): 66-72.  
LIU Jin, WANG Zhe, HAN Mingxiao, et al. Analysis of power system transient stability considering wind power additional frequency control[J]. Modern Electric Power, 2019, 36(2): 66-72.
- [16] 唐西胜, 陆海洋. 风电柔性直流并网及调频控制对电力系统功角稳定性的影响[J]. 中国电机工程学报, 2017, 37(14): 4027-4035.  
TANG Xisheng, LU Haiyang. Effect of wind power flexible DC grid-connected and frequency modulation control on power angle stability of power system[J]. Proceedings of the CSEE, 2017, 37(14): 4027-4035.
- [17] 陈汉杰, 罗毅, 张磊. DFIG 虚拟惯量控制对电力系统暂态稳定性的影响[J]. 现代电力, 2018, 35(4): 66-71.  
CHEN Hanjie, LUO Yi, ZHANG Lei. Influence of doubly-fed induction generator inertia control on power system transient stability[J]. Modern Electric Power, 2018, 35(4): 66-71.
- [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.  
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.
- [19] 江晓锋. 一种短路故障下双馈风机的等效仿真控制方法, 中国: CN201610941447.8[P]. 2017-05-10.
- [20] 刘忠义. 含直驱风电机组的电力系统暂态稳定问题研究[D]. 北京: 华北电力大学, 2016.  
LIU Zhongyi. Research on transient stability of power system integrated with PMSGs[D]. Beijing: North China Electric Power University, 2016.
- [21] 许海, 杨尚瑾, 金雪芬, 等. 基于潮流及短路计算的电力系统 Ward 等值实现方法[J]. 电力系统保护与控制, 2018, 46(24): 104-110.  
XU Hai, YANG Shangjin, JIN Xuefen, et al. An equivalent realization method of power system Ward based on power flow and short circuit calculation[J]. Power System Protection and Control, 2018, 46(24): 104-110.
- [22] 宋文峰, 王倩, 李亚楠, 等. 基于双馈风电场低电压穿越的高温超导故障限流器建模及其参数优化[J]. 电力系统保护与控制, 2019, 47(18): 99-107.  
SONG Wenfeng, WANG Qian, LI Yanan, et al. Modeling of high-temperature superconducting fault current limiter based on low-voltage ride through of double-fed wind farm and its parameter optimization[J]. Power System Protection and Control, 2019, 47(18): 99-107.
- [23] 林湘宁, 卓毅鑫, 李正天. 基于风机主动控制的风电场低电压穿越能力深度挖掘研究[J]. 中国电机工程学报, 2017, 37(15): 4388-4398.  
LIN Xiangning, ZHUO Yixin, LI Zhengtian. Low voltage traverse capability of variable structure doubly-fed induction generator[J]. Proceedings of the CSEE, 2017, 37(15): 4388-4398.

收稿日期: 2020-03-17; 修回日期: 2020-06-09

作者简介:

张雪娟(1994—), 女, 硕士研究生, 研究方向为含风电电力系统稳定性分析; E-mail: 982328600@qq.com

束洪春(1961—), 男, 教授, 研究方向为电力系统新型继电保护与故障测距、数字信号处理及应用、电力系统 CTI 技术等; E-mail: kmshe@sina.com

孙士云(1981—), 女, 通信作者, 副教授, 研究方向为风电电力系统稳定性分析。E-mail: 422416503@qq.com

(编辑 魏小丽)