

# 风电接入比例对电力系统暂态功角稳定性影响的分析方法

姜惠兰,周照清,蔡继朝

(天津大学 智能电网教育部重点实验室,天津 300072)

**摘要:**随着风电在电力系统中的占比越来越大,分析系统对风电的接纳能力日益重要。针对风电接入比例对电力系统暂态功角稳定性影响的研究尚不充分,在分析双馈风电机组对系统暂态稳定性影响途径的基础上,提出一种有利于系统暂态稳定性的最佳风电接入比例分析方法。通过风电场的等效导纳模型和节点导纳矩阵的收缩处理,依据扩展等面积定则构建了含有风电接入比例参数的系统等效转子运动方程,分析了风电接入比例对系统转子运动方程中各个参数的影响,推导得到系统功角加速度与风电接入比例的函数关系,使风电接入比例对系统暂态稳定性的影响分析得以量化。在此基础上可以确定有利于系统暂态稳定性的最佳风电接入比例,为系统中风电接入情况的合理配置提供理论指导。在 MATLAB / Simulink 中搭建仿真模型,对风电场不同接入比例以及不同低电压穿越方案下的系统暂态稳定性进行仿真对比分析,验证所提理论分析方法的正确性。

**关键词:**双馈风电机组;暂态功角稳定性;低电压穿越;风电接入比例;等效转子运动方程

**中图分类号:**TM 614; TM 712

**文献标志码:**A

**DOI:**10.16081/j.epae.202007011

## 0 引言

随着对可再生能源需求的不断扩大以及风力发电技术的日益成熟,风电在全世界范围内得到大力发展和应用。我国幅员辽阔,风力资源丰富但具有分布不均的特点,风电装机容量与负荷整体呈逆向分布,造成了各地区的风电接入比例有显著的不同<sup>[1]</sup>。风电具有与传统火电机组不同的机电特性,风电接入比例对系统暂态稳定性的影响不容忽视<sup>[2]</sup>,研究风电接入比例与系统暂态稳定性的关系具有重要意义。

针对风电场接入对电力系统暂态稳定性的影响已有相关的研究,并取得了一定的成果。文献[3-7]采用时域仿真分析法讨论了风电场的接入对系统暂态稳定性的影响,其中文献[3]基于双馈风电机组(DFIG)的模型结构,对实际电网进行仿真分析,给出了高渗透率风电对系统暂态稳定性的影响规律;文献[4]根据DFIG的励磁特性和暂态响应特性,分析了DFIG对系统暂态功角稳定性和电压稳定性的影响模式;文献[7]通过仿真对比分析了DFIG采用不同低电压穿越方案时对单机无穷大系统暂态功角稳定性的影响。时域仿真方法只能针对特定系统进行分析,因此所得结论不具有普适性。有些研究从理论上分析了风电场接入对暂态稳定性的影响。文

献[8]利用随机微分理论对系统进行建模分析,探讨了风电功率波动对系统暂态稳定性的影响;文献[9]基于风电接入单机无穷大系统的网络结构分析了DFIG撬棒保护电路对系统暂态稳定性的影响,并认为提高撬棒阻值有助于提升系统的暂态稳定性;文献[10]基于等效阻抗模型和功角特性方程,认为当利用等容量的风电替换系统中的同步机组时,将提高系统的暂态稳定性;文献[11]利用直流潮流法与拓展等面积定则分析了风电接入前与接入后系统功角的变化趋势,给出了一种判断风电接入影响系统暂态稳定性的判据。

但针对不同的风电接入比例与系统暂态稳定性之间关系的研究尚不充分<sup>[12-16]</sup>。文献[12]基于文献[11],认为如果扩展双机系统中风电渗透率变化有助于减小前向机群出力,则有利于系统暂态稳定性;文献[13]基于单端送电系统得出系统的暂态稳定性随风电接入比例的增大而逐渐改善,但达到一定的程度后反而出现恶化的结论;文献[16]推导了风火打捆外送系统的功角加速度随风电比例变化的关系式,根据余下群惯量情况分类讨论了风电接入比例对系统首摆功角的影响。上述研究虽探讨了风电接入比例与系统暂态稳定性的关系,但未充分考虑到DFIG发生故障时的无功输出能力,对DFIG机械功率的处理也有待商讨。分析风电接入比例对系统暂态稳定性的影响时,需根据DFIG的机电解耦特性明确其通过输出功率影响系统功角稳定性的机理。

收稿日期:2019-09-20;修回日期:2020-05-16

基金项目:国家自然科学基金资助项目(51477115)

Project supported by the National Natural Science Foundation of China(51477115)

本文根据DFIG对同步机功角的影响途径,提出一种风电接入比例对系统暂态功角稳定性影响的分析方法。基于拓展等面积定则,通过风电接入比例与系统等效转子运动方程中参数的关联关系,将风电接入比例对系统惯量和机械功率、电磁功率的影响转化为等效功角加速度的改变量,计算得到有利于系统暂态稳定的最佳风电接入比例。考虑到发生故障时DFIG采取不同的低电压穿越措施对其输出特性进行改变,进一步分析了DFIG的低电压穿越措施对最佳风电接入比例的影响。

## 1 DFIG对系统暂态稳定性的影响机理

### 1.1 DFIG对系统暂态功角稳定性的影响途径

电力系统的暂态稳定性是指当系统受到较大的扰动后,经过一定时间的波动能否回到原运行状态或者过渡到新的稳定运行状态的问题。在传统的机电暂态过程中,由于系统的运行参数和结构发生变化,同步机输出的电磁功率受到影响,同步机转子遭受的不平衡转矩引起各同步机转子角之间发生相对变化,存在引发系统失稳的可能性。然而对于含风电的电力系统而言,DFIG的电气部分与机械部分是解耦的,不具有同步机的机电特性,其在故障期间主要通过输出功率影响同步机的运行特性,进而影响系统的暂态稳定性<sup>[17]</sup>。

DFIG系统的结构图如图1所示。图中, $f_1$ 、 $f_2$ 分别为DFIG定、转子电流的频率; $n_1$ 为定子磁场的同步转速; $n_2$ 为转子磁场相对于转子的转速; $n_r$ 为转子本身的转速。DFIG在故障期间机械功率的变化量最终体现在背靠背变流器与电网的功率交换中。因此在研究系统暂态稳定时,只需考虑其总的输出功率。为了便于分析,本文将DFIG的功率外特性等效为并联接地导纳模型,如式(1)所示。

$$y_{\text{dfig}} = -\frac{P_{\text{dfig}}}{U_{\text{dfig}}^2} + j\frac{Q_{\text{dfig}}}{U_{\text{dfig}}^2} = -g_{\text{dfig}} + jb_{\text{dfig}} \quad (1)$$

其中, $P_{\text{dfig}}$ 、 $Q_{\text{dfig}}$ 分别为DFIG输出的有功、无功功率; $U_{\text{dfig}}$ 为风电并网节点的电压; $y_{\text{dfig}}$ 为风电场等效模型的导纳; $g_{\text{dfig}}$ 、 $b_{\text{dfig}}$ 分别为等效电导、等效电纳。

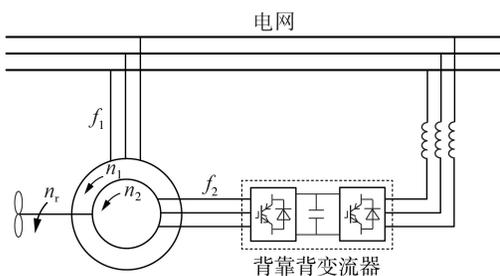


图1 DFIG系统的结构

Fig.1 Structure of DFIG system

### 1.2 含风电系统的等效转子运动方程

假设所研究的电力系统包含 $m$ 个节点、 $n$ ( $n < m$ )台同步发电机,根据扩展等面积定则(EEAC),将其划分为领先群(称为S机群)和余下群(称为R机群)。将S机群内同步发电机的内电势节点集合定义为 $S$ ,R机群内同步发电机的内电势节点集合定义为 $R$ ,风电场并网节点集合定义为 $W$ ,将剩余普通节点考虑为负荷节点。

由多机电力系统中发电机的功率特性可知,系统中任意1台发电机输出的电磁功率都是关于所有发电机内电势、功角和网络参数的函数。为了分析多同步机电力系统的暂态稳定性,首先要对系统的节点电压方程进行等效变换,将除同步机节点以外的其余节点进行收缩处理。首先对负荷节点进行收缩,得到方程如下:

$$\begin{bmatrix} Y'_{SS} & Y'_{SR} & Y'_{SW} \\ Y'_{RS} & Y'_{RR} & Y'_{RW} \\ Y'_{WS} & Y'_{WR} & Y'_{WW} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} E_S \\ E_R \\ U_W \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} I_S \\ I_R \\ I_W \end{bmatrix} \quad (2)$$

其中, $Y'_{SS}$ 、 $Y'_{RR}$ 、 $Y'_{WW}$ 分别为收缩负荷节点后S机群、R机群内电势节点和风电场并网节点的自导纳; $Y'_{SR}$ 和 $Y'_{RS}$ 、 $Y'_{SW}$ 和 $Y'_{WS}$ 、 $Y'_{RW}$ 和 $Y'_{WR}$ 分别为收缩负荷节点后S机群与R机群内电势节点之间的互导纳、S机群内电势节点与风电场并网节点之间的互导纳、R机群内电势节点与风电场并网节点之间的互导纳; $E_S$ 、 $E_R$ 分别为S机群、R机群的内电势; $U_W$ 为风电场并网节点的电压; $I_S$ 、 $I_R$ 、 $I_W$ 分别为S机群、R机群内电势节点和风电场并网节点的注入电流。

进一步根据式(1),风电场被等效为并联导纳模型后,其节点类型也由发电机节点转为负荷节点,但值得注意的是,风电场并网节点的注入电流 $I_W$ 变为0,另外,接地导纳 $y_{\text{dfg}}$ 的存在改变了风电场并网节点的自导纳,即:

$$Y'_{\text{wwd}} = Y'_{\text{ww}} + y_{\text{dfg}} \quad (3)$$

修正后的式(2)如式(4)所示。

$$\begin{bmatrix} Y'_{SS} & Y'_{SR} & Y'_{SW} \\ Y'_{RS} & Y'_{RR} & Y'_{RW} \\ Y'_{WS} & Y'_{WR} & Y'_{\text{wwd}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} E_S \\ E_R \\ U_W \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} I_S \\ I_R \\ 0 \end{bmatrix} \quad (4)$$

其中, $Y'_{\text{wwd}} = [Y'_{\text{wwd}}]$ 。

为了计算风电接入后同步机的电磁功率,对式(4)进行等效变换,消除处理后的风电场并网节点<sup>[17]</sup>,可得:

$$\begin{bmatrix} Y''_{SS} & Y''_{SR} \\ Y''_{RS} & Y''_{RR} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} Y'_{SS} & Y'_{SR} \\ Y'_{RS} & Y'_{RR} \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} Y'_{SW} (Y'_{\text{wwd}})^{-1} Y'_{WS} & Y'_{SW} (Y'_{\text{wwd}})^{-1} Y'_{WR} \\ Y'_{RW} (Y'_{\text{wwd}})^{-1} Y'_{WS} & Y'_{RW} (Y'_{\text{wwd}})^{-1} Y'_{WR} \end{bmatrix} = Y_n - \Delta Y_n \quad (5)$$

其中, $Y''_{SS}$ 、 $Y''_{RR}$ 分别为经过2次收缩处理之后S机群、R机群内电势节点的自导纳; $Y''_{SR}$ 、 $Y''_{RS}$ 为经过2次收

缩处理之后 S 机群与 R 机群内电势节点之间的互导纳;  $Y_n$  为仅含有同步发电机内电势节点的网络节点的导纳参数;  $\Delta Y_n$  为风电场的接入给拓展 2 机系统节点导纳矩阵带来的变化量。

根据式(5)可以求得考虑风电场影响后同步机输出的电磁功率  $P_{ei}$ , 如式(6)所示。

$$P_{ei} = E_i^2 (G_{ii} + \Delta G_{ii}) + E_i \sum_{\substack{k \in S \\ k \neq i}} E_k (G_{ik} + \Delta G_{ik}) + E_i \sum_{l \in R} E_l (B_{il} \sin \delta_{SR} + G_{il} \cos \delta_{SR}) \quad i \in S \quad (6)$$

其中,  $E_i$  为节点  $i$  的内电势;  $G_{ik}$ 、 $\Delta G_{ik}$  分别为节点  $i$  与节点  $k$  间的电导及风电场接入后的变化量;  $B_{il}$  为节点  $i$  与节点  $l$  间的电纳;  $\delta_{SR}$  为系统的等效功角。

在式(6)的基础上, 根据 EEAC 推导得到含风电系统的等效转子运动方程为:

$$M_{SR} \ddot{\delta}_{SR} = (P_{m,SR} - P_c + \Delta P_e) - P_{max} \sin(\delta_{SR} + \gamma) = P'_{m,SR} - P'_{e,SR} \quad (7)$$

$$\left\{ \begin{aligned} P_c &= \frac{M_R \sum_{i \in S} \sum_{k \in S} E_i E_k G_{ik} - M_S \sum_{j \in R} \sum_{l \in R} E_j E_l G_{jl}}{M_S + M_R} \\ P_{max} &= \sqrt{C^2 + D^2} \\ \gamma &= -\arctan(C/D) \\ C &= \frac{M_R - M_S}{M_S + M_R} \sum_{i \in S} \sum_{j \in R} E_i E_j G_{ij} \\ D &= \sum_{i \in S} \sum_{j \in R} E_i E_j B_{ij} \\ \Delta P_e &= \frac{M_R}{M_S + M_R} \sum_{i \in S} \sum_{k \in S} E_i E_k \Delta G_{ik} \end{aligned} \right. \quad (8)$$

其中,  $M_{SR}$ 、 $P_{m,SR}$  分别为系统的转动惯量、机械功率;  $M_S$ 、 $M_R$  分别为 S 机群、R 机群的转动惯量;  $\Delta P_e$  为同步机电磁功率的变化量, 与风电的收缩过程有关。将  $\Delta P_e$  归算到等值机械功率部分, 则  $\Delta P_e$  的大小集中反映了风电对系统等效加速面积的影响。

## 2 风电接入比例对等效转子运动方程的影响

由上述分析可知, 双馈风电场在故障期间主要通过输出功率影响同步机输出的电磁功率, 最终作用于同步机转子的运动, 因此分析同步机电磁功率的变化量是分析风电影响系统暂态稳定性的关键。而当考虑风电在系统中接入容量不同的情况时, 风电接入对系统等效转子运动方程的影响还体现在以下 2 个方面:

(1) 本文所指风电接入比例为火电替代比例, 即在总负荷不变的情况下, 当风电接入比例增加(减小)时, 通过减少(增加)相对应比例的火电来维持系统发用电平衡, 假设火电总发电功率的变化通过改

变稳态运行时同步机的投入台数来实现<sup>[16]</sup>, 则风电场在系统中的接入比例不同时, 系统总的转动惯量及同步机机械功率也会因此而变化;

(2) 同步机组输出的电磁功率受风电场暂态输出功率的影响, 而风电场在故障期间输出的功率除了与 DFIG 本身的低电压穿越特性有关外, 还与接入比例呈正比关系, 因此风电接入比例也会对系统的电磁功率或等值机械功率中的  $\Delta P_e$  造成影响。

因此本文针对含有不同风电接入比例的电力系统, 构建含有风电接入比例参数的系统等效转子运动方程, 为深入分析风电接入比例对系统暂态稳定性的影响规律提供基础。

### 2.1 风电接入对系统转动惯量和机械功率的影响

本文以风电场并网节点  $W$  在 S 机群内部为例, 风电接入比例为风电输出功率占 S 机群内火电、风电总发电功率的比例。当风机接入余下群(R 机群)时, 分析方法同样适用。

假设系统无风电接入时 S 机群的等值惯量为  $M_{S0}$ , 机械功率为  $P_{m,S0}$ 。认为 S 机群发出的总功率不变, 则当风电接入比例为  $k_w$  时, 有:

$$P_{dfig} = k_w P_{m,S0} \quad (9)$$

相应地, 计算得到此时 S 机群的等值惯量  $M_S(k_w)$  及等值机械功率  $P_{m,S}(k_w)$  如式(10)所示(推导过程见附录 A), 而 R 机群的等值惯量及机械功率则不受影响。

$$\begin{cases} M_S(k_w) = (1 - k_w) M_{S0} \\ P_{m,S}(k_w) = (1 - k_w) P_{m,S0} \end{cases} \quad (10)$$

进一步得到风电接入比例为  $k_w$  时等效系统的转动惯量  $M_{SR}(k_w)$  和机械功率  $P_{m,SR}(k_w)$ , 分别如式(11)和式(12)所示。

$$M_{SR}(k_w) = \frac{(1 - k_w) M_{S0} M_R}{(1 - k_w) M_{S0} + M_R} \quad (11)$$

$$P_{m,SR}(k_w) = \frac{M_R (1 - k_w) P_{m,S0} - (1 - k_w) M_{S0} P_{m,R}}{(1 - k_w) M_{S0} + M_R} \quad (12)$$

可以看出, 系统的等值转动惯量和机械功率与  $k_w$  均呈负相关, 随着风电接入比例的增大, 系统的等值转动惯量和机械功率都因此减小。

### 2.2 风电接入对同步机电磁功率的影响

由 2.1 节可知, 因为风电场并网节点  $W$  在 S 机群内部, 故风电场并网节点与 S 机群内同步机之间的互导纳远大于其与 R 机群之间的互导纳, 反映到式(5)表现为:

$$Y'_{SW} = (Y'_{WS})^T \gg Y'_{RW} = (Y'_{WR})^T \quad (13)$$

因此可以做出如下的近似假设:

$$Y'_{RW} = (Y'_{WR})^T \approx 0 \quad (14)$$

在此基础上, 式(5)改写为:

$$\begin{bmatrix} Y'_{SS} & Y'_{SR} \\ Y'_{RS} & Y'_{RR} \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} Y'_{SW} (Y'_{Wwd})^{-1} Y'_{WS} & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} E_S \\ E_R \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} I_S \\ I_R \end{bmatrix} \quad (15)$$

假设单台DFIG正常运行时输出的有功功率为 $P_w$ ,在故障期间输出的有功、无功功率分别为 $P_d$ 、 $Q_d$ ,则当风电接入比例为 $k_w$ 时,风电并网节点在故障期间的等效自导纳为(推导过程见附录B):

$$Y'_{Wwd}(k_w) = Y'_{WW} - \frac{k_w P_{m.S0} P_d}{S_d U_{dfg}^2} + j \frac{k_w P_{m.S0} Q_d}{S_d U_{dfg}^2} \quad (16)$$

将含有风电接入比例参数的等效导纳模型代入式(4)~(8)并进行整理,得到等效转子运动方程中与同步机电磁功率相关的参数和 $k_w$ 间的关系如式(17)所示。

$$\begin{cases} P_c(k_w) = \frac{M_R \sum_{i \in S} \sum_{k \in S} E_i E_k G_{ik} - (1-k_w) M_{S0} \sum_{j \in R} \sum_{l \in R} E_j E_l G_{jl}}{(1-k_w) M_{S0} + M_R} \\ \Delta P_e(k_w) = \frac{M_R}{(1-k_w) M_{S0} + M_R} \times \\ \quad \sum_{i \in S} \sum_{k \in S} E_i E_k \operatorname{Re} \{ Y'_{SW} (Y'_{Wwd}(k_w))^{-1} Y'_{WS} \} \\ P_{\max}(k_w) = \sqrt{C^2(k_w) + D^2} \sin [\delta_{SR} - \arctan (C(k_w)/D)] \end{cases} \quad (17)$$

$$C(k_w) = \frac{M_R - (1-k_w) M_{S0}}{(1-k_w) M_{S0} + M_R} \sum_{i \in S} \sum_{j \in R} E_i E_j G_{ij} \quad (18)$$

因此通过分析风电接入比例对系统转动惯量、机械功率及同步机电磁功率的影响,并使该影响体现在等效转子运动方程中各个参数与 $k_w$ 的变化关系中,使风电接入比例 $k_w$ 下系统的等效转子运动方程得以重构:

$$\begin{aligned} M_{SR}(k_w) \ddot{\delta}_{SR} &= (P_{m.SR}(k_w) - P_c(k_w) + \Delta P_e(k_w)) - \\ &P_{\max}(k_w) \sin(\delta_{SR} + \gamma(k_w)) = P_{m.SR}(k_w) - \\ &[P_c(k_w) - \Delta P_e(k_w) + P_{\max}(k_w) \sin(\delta_{SR} + \gamma(k_w))] = \\ &P'_{m.SR}(k_w) - P'_{e.SR}(k_w) \end{aligned} \quad (19)$$

### 3 风电接入比例对系统暂态稳定性的影响规律

#### 3.1 风电接入比例对系统加速面积、减速面积的影响

根据EEAC理论,电力系统的暂态稳定性可以用系统等值功角的运动情况来反映。而等值功角的运动特性一方面由其所受的驱动力/制动力,即系统的等值机械/电磁功率决定;另一方面,又与系统等值惯量有关。由式(19)可以看出,系统的等效机械功率、电磁功率以及等值惯量都会受到风电接入比例 $k_w$ 的影响。因此为了建立风电接入比例与系统暂态稳定性的直接联系,将式(19)中的 $M_{SR}(k_w)$ 移到等号的右边,使风电接入比例对转动惯量的影响转

移到新的转子运动方程所形成的加速面积、减速面积中,得到系统等值功角加速度关于 $k_w$ 的方程为:

$$\ddot{\delta}_{SR} = (P_{m.SR}^*(k_w) - P_c^*(k_w) + \Delta P_e^*(k_w)) - P_{\max}^*(k_w) \sin(\delta_{SR} + \gamma(k_w)) = P_m^*(k_w) - P_e^*(k_w) \quad (20)$$

$$\begin{cases} P_{m.SR}^*(k_w) = P_{m.S0}/M_{S0} - P_{m.R}/M_R \\ P_c^*(k_w) = \frac{1}{M_{S0}(1-k_w)} \sum_{i \in S} \sum_{k \in S} E_i E_k G_{ik} - \frac{1}{M_R} \sum_{j \in R} \sum_{l \in R} E_j E_l G_{jl} \\ P_{\max}^*(k_w) \sin(\delta_{SR} + \gamma(k_w)) = \sin \left( \delta_{SR} - \arctan \frac{C(k_w)}{D} \right) \times \\ \quad \sqrt{\left( A_q \sum_{i \in S} \sum_{j \in R} E_i E_j G_{ij} \right)^2 + D^2 A_q^2} \\ A_q = \frac{1}{M_{S0}(1-k_w)} - \frac{1}{M_R} \\ \Delta P_e^*(k_w) = \frac{1}{M_{S0}(1-k_w)} \times \\ \quad \sum_{i \in S} \sum_{k \in S} E_i E_k \operatorname{Re} \{ Y'_{SW} (Y'_{Wwd}(k_w))^{-1} Y'_{WS} \} \end{cases} \quad (21)$$

其中, $P_m^*(k_w)$ 、 $P_e^*(k_w)$ 分别为系统等值机械功率、等值电磁功率除以转动惯量后的部分。

可以看出, $P_e^*(k_w)$ 的幅值部分 $P_{\max}^*(k_w)$ 与 $k_w$ 呈正相关,其值随着 $k_w$ 的增大而增大。图2展示了 $P_e^*(k_w)$ 对系统加速/减速面积的影响。图中, $\delta_{SR,0}$ 为初始运行角; $\delta_{SR,c}$ 为故障切除角; $k_{w1}$ 、 $k_{w2}$ 为风电接入比例,且有 $k_{w2} > k_{w1}$ 。由图2可以看出,风电接入比例增大后,由于等值电磁功率曲线抬高,等值机械功率与等效电磁功率曲线所围成的加速面积减小了 $S_{abcd}$  ( $S_{abcd}$ 为 $abcd$ 围成的面积),同理减速面积增加了 $S_{efhg}$  ( $S_{efhg}$ 为 $efhg$ 围成的面积)。因此在风电接入比例增大时,功率变化 $P_{\max}^*(k_w)$ 有助于系统首摆加速面积减小和减速面积增大,对系统的暂态稳定性有利。

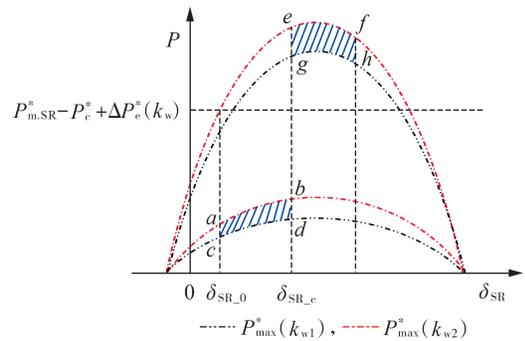


图2 系统等值电磁功率特性曲线(考虑转动惯量的影响)  
Fig.2 Equivalent electromagnetic power characteristic curve of system(considering influence of rotational inertia)

等值机械功率含 $P_{m.SR}^*(k_w)$ 、 $-P_c^*(k_w)$ 、 $\Delta P_e^*(k_w)$ 3个部分。其中 $P_{m.SR}^*(k_w)$ 为一常数值,与风电接入比例

$k_w$  的变化无关;  $-P_c^*(k_w)$  与  $k_w$  呈负相关,  $-P_c^*(k_w)$  随着  $k_w$  的增大而减小, 使等效机械功率下降; 而  $\Delta P_c^*(k_w)$  的表达式较为复杂, 对  $\Delta P_c^*(k_w)$  进行简化并将其代入式(20), 得到  $P_m^*(k_w)$  的表达式(推导过程及参数  $X$ 、 $Y$  的定义见附录 C)为:

$$P_m^*(k_w) = \frac{G_{ik}}{M_{S0}} \sum_{i \in S} \sum_{k \in S} E_i E_k \left[ \frac{1}{1-k_w} \left( \frac{1}{Xk_w - Y} - 1 \right) \right] \quad (22)$$

可以看出  $P_m^*(k_w)$  与  $k_w$  呈非线性函数关系, 且单调区间与参数  $X$ 、 $Y$  的值有关。图 3 展示了  $P_m^*(k_w)$  对系统加速/减速面积的影响。图中,  $\delta_{SA,0}$ 、 $\delta_{SA,c}$  分别为系统等效初始运行角、等效极限切除角。若  $P_m^*$  与  $k_w$  呈负相关, 如图 3 所示 ( $k_{w2} > k_{w1}$ ), 则风电接入比例的增大使得等效机械功率下降了  $d_{P_m}$ , 与之对应的首摆加速面积减小了  $S_{l'mon}$  ( $S_{l'mon}$  为  $l'mon$  围成的面积), 而减速面积增大了  $S_{n'ouu}$  ( $S_{n'ouu}$  为  $n'ouu$  围成的面积), 从而增强了系统的暂态稳定性; 而当  $P_m^*$  随着  $k_w$  增大而增大时, 同理会恶化系统的暂态稳定性。

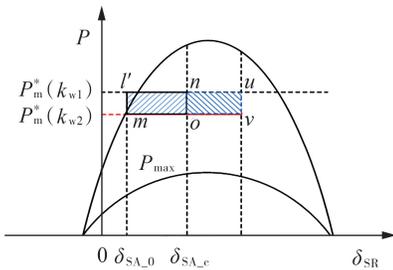


图 3 系统等值机械功率特性曲线(考虑转动惯量的影响)  
Fig.3 Equivalent mechanical power characteristic curve of system(considering influence of rotational inertia)

### 3.2 最佳风电接入比例

通过分析不同风电接入比例下系统加速面积的变化可以得到风电接入比例对系统暂态稳定性的影响规律。为了使研究更具实际意义, 本文又进一步分析了系统等效功角加速度与  $k_w$  的变化关系, 推导出有利于系统暂态功角稳定性的最佳风电接入比例。

考虑到系统等值电磁功率变化相较于等值机械功率部分较小<sup>[16]</sup>, 即认为  $\partial P_c^*(k_w)/\partial k_w \approx 0$ , 这样功角加速度关于  $k_w$  的偏导数为:

$$\frac{\partial \ddot{\delta}_{SR}}{\partial k_w} = \frac{1}{(1-k_w)^2} \frac{1}{(Xk_w + Y)^2} \times [-X^2 k_w^2 + (2X - 2XY)k_w + Y - Y^2 - X] \quad (23)$$

令偏导数为 0, 可求得:

$$\begin{cases} k_{w1} = \frac{1}{X} (1 - Y - \sqrt{1 - X - Y}) \\ k_{w2} = \frac{1}{X} (1 - Y + \sqrt{1 - X - Y}) \end{cases} \quad (24)$$

通常情况下,  $X$ 、 $Y$  是小于 1 的常数,  $k_{w2}$  的值一般

大于 1, 而  $k_w$  的取值范围为 0~1, 因此舍去  $k_{w2}$ , 当  $0 < (1/X) (1 - Y - \sqrt{1 - X - Y}) < 1$  时,  $\ddot{\delta}_{SR}$  在 0~1 范围内为关于  $k_w$  的凹函数。在 0~ $k_{w1}$  范围内,  $\ddot{\delta}_{SR}$  随着  $k_w$  的增大而减小, 即风电接入比例的增大使得发生故障时同步机转子功角的加速度降低, 功角摆开更小, 有利于系统的暂态稳定性; 而当风电接入比例大于  $k_{w1}$  时,  $\ddot{\delta}_{SR}$  随着  $k_w$  的增大而增大, 此时当风电接入比例继续增大时, 将加快发生故障时的转子增速, 不利于系统的暂态稳定性。因此式(24)给出了考虑系统暂态稳定性的最佳风电接入比例, 可以为系统中新能源的规划配置提供理论指导。

### 3.3 低电压穿越措施对最佳风电接入比例的影响

由式(24)可以看出, 最佳风电接入比例的值受系统线路传输参数的影响, 且与风电场的暂态有功、无功功率输出能力密切相关。

当电网发生故障时, 由于 DFIG 定子直接连接电网, 电压出现跌落, 因为定子与转子的耦合关系, 转子回路会产生幅值较大的过电流, 为了保护与转子回路相连的变流器, DFIG 须进行低电压穿越。当 DFIG 装配不同的低电压穿越措施时, 其不同的控制策略或硬件电路使得 DFIG 对外输出功率特性不同<sup>[18]</sup>, 即对应于参数  $P_r$ 、 $Q_r$  ( $P_r$ 、 $Q_r$  分别为表征风电有功、无功输出能力的参数) 的值不同, 此时最佳风电接入比例的值也相应有所不同。

## 4 仿真分析

为了验证本文所提考虑风电接入比例的电力系统暂态功角稳定性分析方法, 在 MATLAB / Simulink 仿真平台中搭建了含有风电场和 2 台同步发电机的仿真模型。其中同步发电机采用八阶模型,  $SG_1$  为等值 S 机, 额定功率为 100 MW,  $SG_2$  为等值 R 机, 额定功率为 200 MW。DFIG 模型包括转子侧和网侧变流器控制模块以及低电压穿越电路等部分, 单台 DFIG 的额定功率为 1.5 MW。节点 3 和节点 4 之间的传输线路为双回线。负荷采用恒阻抗模型。模型结构图和详细参数分别见附录 D 中图 D1 和表 D1。

假设三相对称短路故障发生在 S 机附近(图 D1 所示系统的中点), 故障从 0.1 s 开始, 0.35 s 结束, 持续时长 0.25 s。系统故障期间, DFIG 分别采用传统撬棒控制策略和定子串联电抗综合穿越措施<sup>[19]</sup>。

### 4.1 不同风电接入比例下的功角变化

当 DFIG 采用撬棒控制策略时, 风电接入比例分别为 0、15%、30%、45%、60%、75%。图 4 展示了发生故障后系统等效功角曲线( $SG_1$  的绝对功角曲线见附录 D 中图 D2)。从图中可以得到如下结论。

(1) 相比于纯火电系统, 风电的接入使系统的暂态稳定性增加, 且不同的风电接入比例下  $SG_1$  和系

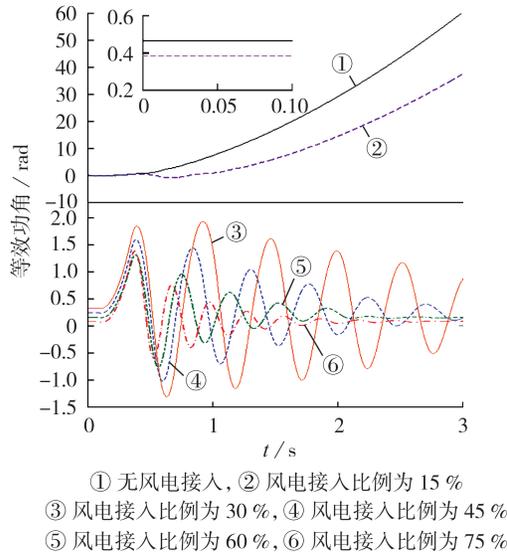


图4 系统等效功角曲线

Fig.4 Equivalent power angle curves of system  
统等效功角的摆动有较大的差异,系统暂态稳定性与风电接入比例密切相关。

(2)随着风电接入比例的增大,系统功角摆动的周期越来越小。这是因为风电容量的增加使系统同步机的转动惯量相对减少,因而使得同步机转子之间的功角摆动更快。

#### 4.2 风电接入比例对系统等效转子运动方程分量的影响

图5展示了不同风电接入比例下根据EEAC折算所得等值系统的电磁功率(标么值),对应式(19)中的  $P_c(k_w) - \Delta P_c(k_w) + P_{max}(k_w) \sin(\delta_{SR} + \gamma(k_w))$  部分。由图可知,系统处于稳态时,等值系统的电磁功率等于机械功率,随着风电接入比例的增大,电磁功率呈现逐渐减小的趋势;故障发生后,等值系统的电磁功率受风电输出功率的影响出现了不同程度的下降,从图中可以看出等值系统的电磁功率与风电接入比例密切相关。

考虑到系统等值功角运动还受到惯量的影响,

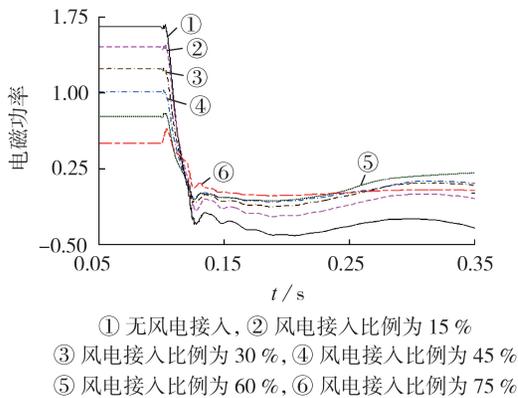


图5 等值系统的电磁功率

Fig.5 Electromagnetic power of equivalent system

本文进一步对除以等效惯量后的等效转子运动方程中的各分量进行了展开计算分析。将算例中系统参数代入节点电压方程,然后收缩至只含有同步机SG<sub>1</sub>和SG<sub>2</sub>的发电机内电势节点,得到:

$$\begin{pmatrix} Y'_{SS} & Y'_{SR} \\ Y'_{RS} & Y'_{RR} \end{pmatrix} - \begin{pmatrix} \Delta Y_w & 0 \\ 0 & 0 \end{pmatrix} \begin{bmatrix} E_S \\ E_R \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} I_S \\ I_R \end{bmatrix} \quad (25)$$

$$\begin{cases} Y'_{SS} & Y'_{SR} \\ Y'_{RS} & Y'_{RR} \end{cases} = \begin{bmatrix} 1.6524 - j32.118 & 1.4683 + j13.3193 \\ 1.4683 + j13.3193 & 3.0459 + j6.4422 \end{bmatrix} \text{p.u.}$$

$$Y'_{sw} = Y'_{ws} = 0.2595 + j4.8169 \text{ p.u.} \quad (26)$$

将其代入附录C中式(C1)得到  $A = -22.97 + j2.50 \text{ p.u.}$ 。

为了便于说明本文所提方法的计算过程,将DFIG采用撬棒控制策略时风电并网点电压以及DFIG的有功、无功输出分别设定为图6和图7(图中并网点电压和有功、无功输出均为标么值,后同)。

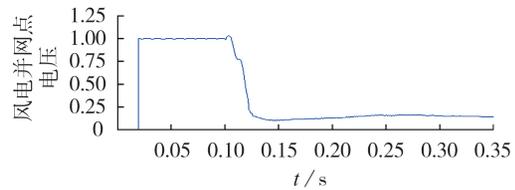


图6 风电并网点电压

Fig.6 Voltage of wind power connected point

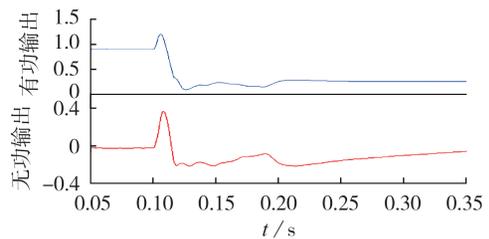


图7 采用撬棒控制策略时DFIG的输出功率  
Fig.7 Output power of DFIG with Crowbar control strategy

DFIG的暂态输出能力仅与并网点电压有关,风电接入比例的改变并不影响  $P_f, Q_f$  的值。在实际应用中,这些值是可以事先获得的。由图7可以看出,DFIG输出的有功、无功功率在故障过程中是实时变化的。在理论分析中,为了便于计算采用的是DFIG有功、无功输出的平均值。进一步将DFIG的有功、无功功率折合成等效导纳,并将其代入式(19),得到不同风电接入比例下除以惯量后的等效转子运动方程中的各参数,具体结果见附录D中表D2。其中系统等值惯性时间常数  $M_{SR}(k_w)$ 、等值机械功率  $P_{m,SR}(k_w)$  随着  $k_w$  的增大而减小。进一步按照式(20)除以  $M_{SR}(k_w)$  后,  $P_{m,SR}^*(k_w)$  的值则基本保持不变,  $P_c^*(k_w)$  随着  $k_w$  的增大而增大。参数  $\Delta P_c^*(k_w)$  体现了

风电对等值机械功率的影响,在不含风电接入时其值为 0,当风电接入比例继续增大时, $\Delta P_e^*(k_w)$  呈现先减小后增大的趋势。上述结果与前文的分析是一致的。

#### 4.3 最佳风电接入比例及低电压穿越措施对其的影响

在撬棒控制策略下  $P_{af}=0.21\text{ p.u.}$ 、 $Q_{af}=-0.07\text{ p.u.}$ 。将以上参数代入式(24),得到  $k_{wa}=63.8\%$ 。

图 8 为采用撬棒控制策略时不同风电接入比例下系统的等效首摆功角曲线。由图 8 可以看出,当风电接入比例分别为 30%、45%、60% 时,随着风电接入比例的增加,系统首摆功角的摆幅趋于减小,系统的暂态稳定性逐渐增强;而当风电接入比例为 75% 时,系统首摆功角开始加大,稳定性开始下降,这是因为  $\Delta P_e^*(k_w)$  的增大幅度已经超过式(20)中其他参数的变化幅度,转子运动方程的等效机械功率开始增大,如附录 D 表 D2 中的  $P_m^*(k_w)$  所示,当接入比例为 60% 时系统等值机械功率最小。图 8 中显示最佳风电接入比例约为 60%,这与理论估计结果一致,验证了本文所提风电接入比例对系统暂态稳定性影响分析的正确性。

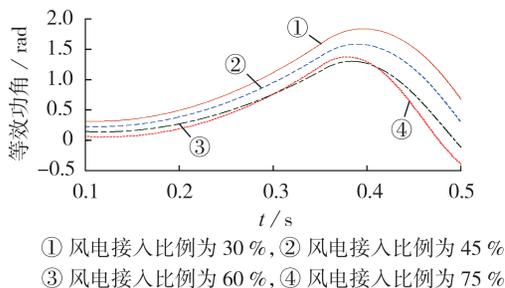


图 8 撬棒控制策略下系统等效功角首摆曲线

Fig.8 First swing curves of system equivalent power angle under Crowbar control strategy

为了验证风电场低电压穿越措施对最佳风电接入比例的影响,本文也对 DFIG 采用串联电抗时的暂态表现进行了仿真分析。图 9 为采用定子串联电抗综合低电压穿越措施时 DFIG 在故障期间的输出功率。可以看出,2 种低电压穿越措施下的有功输出

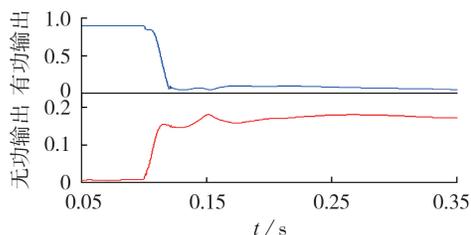


图 9 采用定子串联电抗综合低电压穿越措施时 DFIG 的输出功率

Fig.9 Output power of DFIG with integrated LVRT strategy using SSL

差距不大,当采用定子串联电抗综合低电压穿越措施时,由于 DFIG 不采用闭锁变流器而采用 RSC 附加控制策略,相比于撬棒控制策略在故障期间输出了更多的无功功率。同理可计算得到在定子串联电抗综合低电压穿越措施下风电场有功输出能力参数  $P_{bf}=0.12\text{ p.u.}$ 、无功输出能力参数  $Q_{bf}=0.18\text{ p.u.}$ 、风电最佳比例  $k_{wb}=73.2\%$ 。即系统最佳风电接入比例因为 DFIG 暂态输出功率的变化而发生了改变。

图 10 展示了 DFIG 采用定子串联电抗综合低电压穿越措施时系统的等效首摆功角曲线。由图可知,最佳风电接入比例约为 75%,当风电接入比例小于 75% 时,系统等效加速面积不断减小,功角稳定性持续改善,而当风电接入比例继续增大时,由于 DFIG 的机电解耦特性,大比例风电的接入所带来的系统转动惯量缺失开始对系统等效功角变化起主要作用,功角稳定性逐渐下降。另外,与撬棒控制策略相比,DFIG 采用定子串联电抗综合低电压穿越措施时系统的最佳风电接入比例有所提升。仿真结果证明了 DFIG 的低电压穿越措施对最佳风电接入比例影响理论分析的正确性。

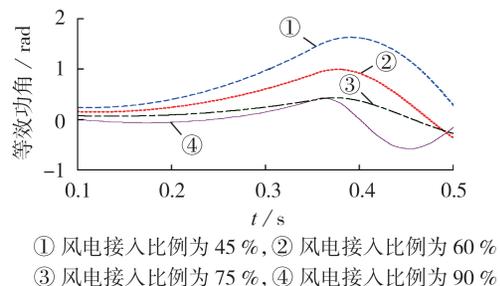


图 10 定子串联电抗综合低电压穿越措施下系统等效功角首摆曲线

Fig.10 First swing curves of system equivalent power angle under integrated LVRT strategy using SSL

为了进一步展示本文所提方法在多机系统中的适用性,在含风电的 3 机 9 节点系统中也进行了仿真分析,具体结果见附录 E。

## 5 结论

本文提出一种风电接入比例对系统暂态稳定性影响的量化分析方法,能够计算得到有利于系统暂态功角稳定性的最佳风电接入比例,所得主要结论如下。

(1) 双馈风电场通过向系统输出功率影响同步机的电磁功率,进而影响同步机转子间的相对运动,双馈风电场的机械功率并不直接参与系统暂态稳定性;对于其他与电网柔性连接的新能源电源而言,本文所提分析方法同样适用。

(2) 在分析 DFIG 和同步机不同机电特性的基础

上,根据EEAC实现了风电接入比例对系统暂态稳定性影响的量化分析。当风电接入S机群且接入比例小于某一固定值时,风电接入比例的增加有利于系统的暂态稳定性,反之可能会恶化稳定性。

(3)系统的最佳风电接入比例受到系统传输参数的影响,并与风电自身的暂态输出特性密切相关。所提方法能够根据电力系统及风电机组的特性计算得到有利于系统暂态稳定性的最佳风电接入比例,从而能为系统中风电场接入容量和低电压穿越措施的合理配置提供理论指导。

附录见本刊网络版(<http://www.epae.cn>)。

### 参考文献:

- [1] 舒印彪,张智刚,郭剑波,等. 新能源消纳关键因素分析及解决措施研究[J]. 中国电机工程学报,2017,37(1):1-9.  
SHU Yinbiao,ZHANG Zhigang,GUO Jianbo,et al. Study on key factors and solution of renewable energy accommodation[J]. Proceedings of the CSEE,2017,37(1):1-9.
- [2] 康忠健,辛士郎,仲崇山,等. 双馈风电场穿透功率增加对电力系统稳定影响综述[J]. 电力自动化设备,2011,31(11):94-99.  
KANG Zhongjian,XIN Shilang,ZHONG Chongshan,et al. Impact of ride-through power increase of DFIG-based wind farm on power system stability[J]. Electric Power Automation Equipment,2011,31(11):94-99.
- [3] 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.
- [4] 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. Influence mechanism of doubly fed induction generator on power system transient stability[J]. Power System Technology,2016,40(2):471-476.
- [5] 郝正航,余贻鑫,曾沅. 双馈风力发电机功角暂态行为及其控制策略[J]. 电力自动化设备,2011,31(2):79-83.  
HAO Zhenghang,YU Yixin,ZENG Yuan. Transient performance of DFIG power angle in wind farm and its control strategy [J]. Electric Power Automation Equipment,2011,31(2):79-83.
- [6] MEEGAHAPOLA L,FLYNN D,LITTLER T. Transient stability analysis of a power system with high wind penetration[C]//2008 43rd International Universities Power Engineering Conference. Padova,Italy:IEEE,2008:1-5.
- [7] ZHENG Y J,XUE A C,WANG Q,et al. The impact of LVRT on the transient stability of power system with large scale wind power[C]//2013 IEEE PES Asia-Pacific Power and Energy Engineering Conference(APPEEC). Hong Kong,China: IEEE,2013:1-5.
- [8] 蒋长江,刘俊勇,刘友波,等. 计及风电随机激励的电力系统暂态稳定分析[J]. 电力自动化设备,2016,36(3):100-108.  
JIANG Changjiang,LIU Junyong,LIU Youbo,et al. Transient stability analysis of power system considering wind-power stochastic excitation[J]. Electric Power Automation Equipment,2016,36(3):100-108.
- [9] 冯雷,蔡泽祥,王奕,等. 双馈风电机组低压穿越特性对电力系统暂态稳定的影响[J]. 电力自动化设备,2018,38(3):16-23.  
FENG Lei,CAI Zexiang,WANG Yi,et al. Impact of DFIG LVRT characteristics on transient stability of power system [J]. Electric Power Automation Equipment,2018,38(3):16-23.
- [10] 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.
- [11] 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.
- [12] 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(二):影响因素分析[J]. 中国电机工程学报,2015,35(16):4043-4051.  
TANG Lei,SHEN Chen,ZHANG Xuemin. Impact of large-scale wind power centralized integration on transient angle stability of power systems-part II:factors affecting transient angle stability[J]. Proceedings of the CSEE,2015,35(16):4043-4051.
- [13] 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):1324-1332.  
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):1324-1332.
- [14] 郝正航,余贻鑫. 双馈风力发电机组对电力系统稳定性影响[J]. 电力系统保护与控制,2011,39(3):7-11,17.  
HAO Zhenghang,YU Yixin. The influence of doubly-fed induction generator on stability of power system[J]. Power System Protection and Control,2011,39(3):7-11,17.
- [15] 林刚,杨以涵. 基于扩展等面积定则的含大规模风电场电力系统暂态稳定性分析[J]. 电力系统保护与控制,2012,40(12):105-110,115.  
LIN Li,YANG Yihan. Analysis of transient stability of power system including large scale wind power based on the extended equal area rule[J]. Power System Protection and Control,2012,40(12):105-110,115.
- [16] 汤奕,赵丽莉,郭小江. 风电比例对风火打捆外送系统功角暂态稳定性影响[J]. 电力系统自动化,2013,37(20):34-40.  
TANG Yi,ZHAO Lili,GUO Xiaojiang. Impact of wind power penetration on angle transient stability of wind-thermal combined system[J]. Automation of Electric Power Systems,2013,37(20):34-40.
- [17] 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):999-1005,1276.  
JIANG Huilan,WU Yuzhang,ZHOU Zhaoqing,et al. A method to analyze the transient angle stability of multi-machine system with DFIG-based wind farm[J]. Proceedings of the CSEE,2018,38(4):999-1005,1276.
- [18] 薛安成,耿继瑜,刘瑞煌,等. 限幅环节对DFIG故障中输出特性的影响研究[J]. 电力自动化设备,2017,37(10):29-33,56.  
XUE Ancheng,GENG Jiyu,LIU Ruihuang,et al. Impact of limiter on output characteristics of DFIG during fault[J]. Electric Power Automation Equipment,2017,37(10):29-33,56.

- [19] 姜惠兰,李天鹏,吴玉璋. 双馈风力发电机的综合低电压穿越策略[J]. 高电压技术,2017,43(6):2062-2068.  
JIANG Huilan, LI Tianpeng, WU Yuzhang. Integrated strategy for low voltage ride through of doubly-fed induction generator [J]. High Voltage Engineering, 2017, 43(6):2062-2068.

#### 作者简介:

姜惠兰(1965—),女,天津人,副教授,博士,主要研究方向为新能源电力系统分析与控制、智能系统及其在电力系统



姜惠兰

中的应用(E-mail:hljiang@tju.edu.cn);

周照清(1996—),男,安徽宿州人,硕士研究生,主要研究方向为新能源电力系统分析与控制(E-mail:zhouzqsq@126.com);

蔡继朝(1995—),男,河北廊坊人,硕士研究生,主要研究方向为风电并网对电力系统稳定性的影响分析(E-mail:cjz\_2018@tju.edu.cn)。

(编辑 陆丹)

## Analysis method of influence of wind power access proportion on transient power angle stability of power system

JIANG Huilan, ZHOU Zhaoqing, CAI Jizhao

(Key Laboratory of Smart Grid of Ministry of Education, Tianjin University, Tianjin 300072, China)

**Abstract:** With the increasing proportion of wind power in power system, analyzing the wind power acceptance capacity of power system is increasingly important. The influence of wind power access proportion on transient power angle stability of power system is not fully studied. Therefore, based on the influence approach analysis of DFIG (Doubly-Fed Induction Generator wind turbine) on system transient stability, an analysis method of optimal wind power access proportion is proposed, which is beneficial to the system transient stability. Based on the equivalent admittance model of wind farm and the shrink treatment of node admittance matrix, the equivalent rotor motion equation of the system with the parameter of wind power access proportion is constructed according to extended equal area criterion. The influences of wind power access proportion on the parameters of system rotor motion equation are analyzed, and the function relation between the system power angle acceleration and the wind power access proportion is deduced, so that the influence of wind power access proportion on system transient stability can be quantified. On this basis, the optimal wind power access proportion that is conducive to the system transient stability can be determined, providing theoretical guidance for the reasonable configuration of the system wind power access. The simulation model is built in MATLAB/Simulink, and the system transient stability under different wind power access proportions and different LVRT (Low-Voltage Ride-Through) schemes is analyzed and compared to verify the validity of the proposed theoretical analysis method.

**Key words:** DFIG; transient power angle stability; LVRT; wind power access proportion; equivalent rotor motion equation

## 附录 A

根据 EEAC，将多机系统等效为 2 机系统后，S 机群和 R 机群的转动惯量及机械功率的计算公式分别为：

$$\begin{cases} M_S = \sum_{i \in S} M_i \\ P_{m,S} = \sum_{i \in S} P_{m,i} \end{cases} \quad (A1)$$

$$\begin{cases} M_R = \sum_{j \in R} M_j \\ P_{m,R} = \sum_{j \in R} P_{m,j} \end{cases} \quad (A2)$$

如前文所述，当系统中风电接入比例变化时，系统通过改变同步机的投入台数使火电的总发电功率亦随之发生改变，从而维持系统功率平衡。假设当无风电接入时，S 机群共有  $N$  台相同的同步发电机，总的转动惯量为  $M_{S0}$ ，总机械功率为  $P_{m,S0}$ ，则有：

$$\begin{cases} M_{S0} = \sum_{i=1}^N M_i \\ P_{m,S0} = \sum_{i=1}^N M_i P_{m,i} \end{cases} \quad i \in S \quad (A3)$$

当风电接入比例为  $k_w$  时，系统处于稳态时火电的总出力为  $(1-k_w)P_{m,S0}$ ，则此时需投入  $(1-k_w)N$  台同步机，结合式(A3)可以计算得到  $M_S(k_w)$ 、 $P_{m,S}(k_w)$  的表达式为：

$$\begin{cases} M_S(k_w) = \sum_{i=1}^{(1-k_w)N} M_i = (1-k_w)M_{S0} \\ P_{m,S}(k_w) = \sum_{i=1}^{(1-k_w)N} M_i P_{m,i} = (1-k_w)P_{m,S0} \end{cases} \quad i \in S \quad (A4)$$

## 附录 B

假设系统正常运行时，单台 DFIG 输出的电磁功率为  $P_w$ ，则在风电接入比例为  $k_w$  时，风电场中风力发电机组的台数为：

$$n_w = \frac{k_w P_{m,S0}}{P_w} \quad (B1)$$

设单台 DFIG 在故障期间输出的有功、无功功率分别为  $P_d$ 、 $Q_d$ ，则故障期间风电场的总输出有功功率和无功功率为：

$$\begin{cases} P_{dfig} = n_w P_d = \frac{k_w P_{m,S0}}{P_w} P_d \\ Q_{dfig} = n_w Q_d = \frac{k_w P_{m,S0}}{P_w} Q_d \end{cases} \quad (B2)$$

将式 (B2) 代入式(1)，得到系统在故障期间风电场的等效接地导纳为：

$$y_{dfig} = -\frac{k_w P_{m,S0} P_d}{P_w U_{dfig}^2} + j \frac{k_w P_{m,S0} Q_d}{Q_w U_{dfig}^2} \quad (B3)$$

从而系统故障期间风电接入比例为  $k_w$  时风电并网节点的等效节点自导纳变为：

$$Y'_{Wwd}(k_w) = Y'_{WW} - \frac{k_w P_{m,S0} P_d}{S_d U_{dfig}^2} + j \frac{k_w P_{m,S0} Q_d}{S_d U_{dfig}^2} \quad (B4)$$

## 附录 C

为了方便描述，设：

$$\begin{cases} A = Y'_{SW} Y'_{WS} \\ P_f = \frac{P_{m.S0} P_d}{P_w} \\ Q_f = \frac{P_{m.S0} Q_d}{P_w} \end{cases} \quad (C1)$$

则参数  $A$  表示风电接入的位置信息，参数  $P_f$ 、 $Q_f$  表示 DFIG 在故障期间的有功、无功输出能力。进一步整理正文中的式 (24)，可得：

$$\Delta P_e^*(k_w) = \frac{1}{M_{S0}(1-k_w)} \sum_{i \in S} \sum_{k \in S} E_i E_k \times \frac{U_{dfig}^4 [\text{Re}(A)G'_{WW} + \text{Im}(A)B'_{WW}] + U_{dfig}^2 [Q_f \text{Im}(A) - P_f \text{Re}(A)]k_w}{[(P_f^2 + Q_f^2)k_w^2 - 2U_{dfig}^2 (B'_{WW}Q_f - G'_{WW}P_f)k_w + U_{dfig}^4 [(G'_{WW})^2 - (B'_{WW})^2]} \quad (C2)$$

根据电力系统中的导纳参数以及故障期间风电场出口电压跌落，忽略式中  $U_{dfig}^4$  的相关项，式 (C2) 通常可以简化为：

$$\Delta P_e^*(k_w) = \frac{1}{M_{S0}} \sum_{i \in S} \sum_{k \in S} E_i E_k \frac{U_{dfig}^2 [Q_f \text{Im}(A) - P_f \text{Re}(A)]}{(1-k_w)[(P_f^2 + Q_f^2)k_w - 2U_{dfig}^2 (B'_{WW}Q_f - G'_{WW}P_f)]} \quad (C3)$$

将简化后的  $\Delta P_e^*(k_w)$  代入式(23)，可得到：

$$P_m^* = \frac{1}{M_{S0}} \sum_{i \in S} \sum_{k \in S} E_i E_k G_{ik} \frac{1}{1-k_w} \left\{ \frac{1}{\frac{G_{ik}(P_f^2 + Q_f^2)}{U_{dfig}^2 [Q_f \text{Im}(A) - P_f \text{Re}(A)]} k_w - \frac{2G_{ik}(B'_{WW}Q_f - G'_{WW}P_f)}{Q_f \text{Im}(A) - P_f \text{Re}(A)}} - 1 \right\} \quad (C4)$$

令：

$$\begin{cases} X = \frac{G_{ik}(P_f^2 + Q_f^2)}{U_{dfig}^2 [Q_f \text{Im}(A) - P_f \text{Re}(A)]} \\ Y = \frac{2G_{ik}(B'_{WW}Q_f - G'_{WW}P_f)}{Q_f \text{Im}(A) - P_f \text{Re}(A)} \end{cases} \quad (C5)$$

得到等效机械功率关于  $k_w$  的关系式为：

$$P_m^*(k_w) = \frac{G_{ik}}{M_{S0}} \sum_{i \in S} \sum_{k \in S} E_i E_k \left[ \frac{1}{1-k_w} \left( \frac{1}{Xk_w - Y} - 1 \right) \right] \quad (C6)$$

# 附录 D

表 D1 仿真模型参数

Table D1 Parameters of simulation model

对象	参数	取值	对象	参数	取值
SG <sub>1</sub>	额定容量/(MV·A)	100	T <sub>4</sub>	额定容量/(MV·A)	100
	额定电压/kV	13.8		额定变比	0.575 kV/25 kV
	惯性时间常数/s	3.2		$R_T$	0.004 p.u.
	$X_d$	1.305 p.u.		$X_T$	0.0586 p.u.
	$X'_d$	0.296 p.u.			
SG <sub>2</sub>	额定容量/(MV·A)	200	Load <sub>1</sub>	额定电压/kV	13.8
	额定电压/kV	13.8		功率/MW	50
	惯性时间常数/s	6.4	Load <sub>2</sub>	额定电压/kV	230
	$X_d$	1.305		功率/MW	10
	$X'_d$	0.296	Load <sub>3</sub>	额定电压/kV	230
单台 DFIG	额定功率/MW	1.5		功率/MW	90
	额定电压/kV	0.575	Load <sub>4</sub>	额定电压/kV	230
T <sub>1</sub> (T <sub>2</sub> )	额定容量/(MV·A)	210		功率/MW	10
	额定变比	13.8 kV/230 kV	Load <sub>5</sub>	额定电压/kV	13.8
	$R_T$	0.0027 p.u.		功率/MW	6
	$X_T$	0.08 p.u.	线路 (单回线)	$R$	0.0024 p.u.
				$X$	0.0554 p.u.
		$0.5B$		$0.5 \times 0.2117$ p.u.	
T <sub>3</sub>	额定容量(MVA)	175			
	额定变比	25 kV/230 kV			
	$R_T$	0.08/30 p.u.			
	$X_T$	0.08 p.u.			

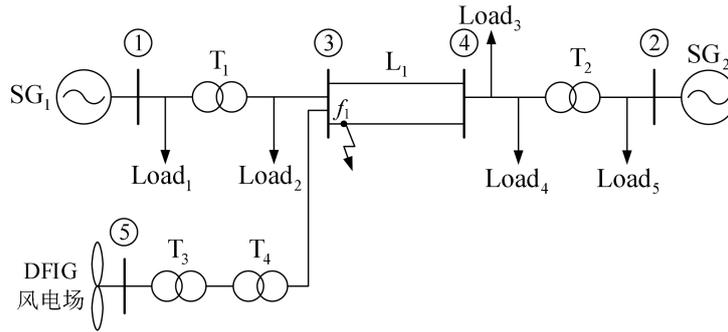


图 D1 扩展 2 机系统的结构图

Fig.B1 Structure diagram of extended two-machine system

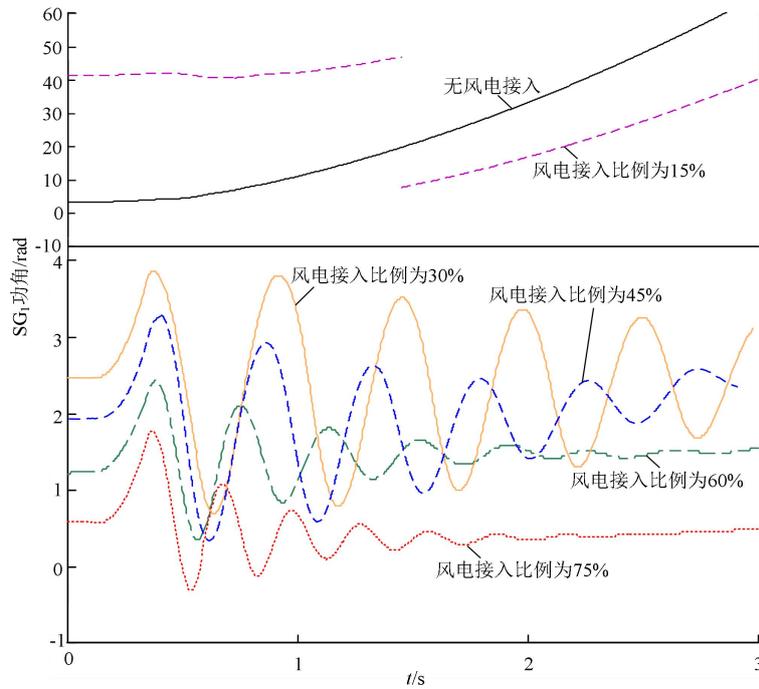


图 D2 SG<sub>1</sub> 的功角曲线  
Fig.D2 Power angle curves of SG<sub>1</sub>

表 D2 不同风电接入比例下等效转子运动方程中的分量值  
Table D2 Component value of equivalent rotor motion equation under different wind penetration

$k_w / \%$	$M_{SR}(k_w)$	$P_{m,SR}(k_w)$	$P_{m,SR}^*(k_w)$	$P_c^*(k_w)$	$\Delta P_c^*(k_w)$	$P_{max}^*(k_w)$	$P_m^*(k_w)$
0	5.120	1.6560	0.9702	0.1392	0	0.6945	0.8310
15	4.487	1.4510	0.9702	0.1847	-0.1952	0.7131	0.5902
30	3.813	1.2330	0.9702	0.2298	-0.2407	0.7392	0.4996
45	3.095	1.0010	0.9702	0.3204	-0.3112	0.7639	0.3385
60	2.327	0.7527	0.9702	0.4465	-0.5071	0.7924	0.0167
75	1.506	0.4871	0.9702	0.5338	-0.3448	0.8237	0.0916

注：表中数据均为标么值。

## 附录 E

为了验证本文所提方法在多机系统中的适用性，在 MATLAB/Simulink 仿真平台中搭建了如图 E1 所示的含有风电场和 3 台同步发电机的仿真模型。其中 S 机群包括 SG<sub>2</sub> 和 SG<sub>3</sub>，额定容量分别为 192、128 MW。R 机群包括 SG<sub>1</sub>，额定功率为 248 MW。风电场接入送端 SG<sub>2</sub> 母线，单台 DFIG 的额定功率为 1.5 MW。

假设三相对称短路故障发生在图 E1 中的点  $f_2$ ，故障 0.2 s 开始，0.5 s 结束，持续时长 0.3 s，故障点跌落深度为 0.85。系统故障期间 DFIG 采用传统撬棒控制策略。

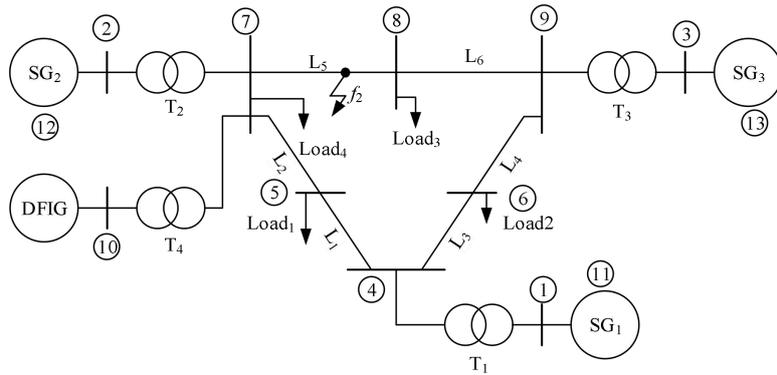


图 E1 含风电的 3 机 9 节点系统结构图

Fig.E1 Structure diagram of three-machine nine-node system with DFIG

图 E2 展示了风电接入比例分别为 0、10%、20%、30% 时，故障发生后系统等值功角的多摆图。由图可以看出，在多机系统中，不同风电接入比例下系统等效功角的摆动有较大的差异，系统暂态稳定性与风电接入比例密切相关。

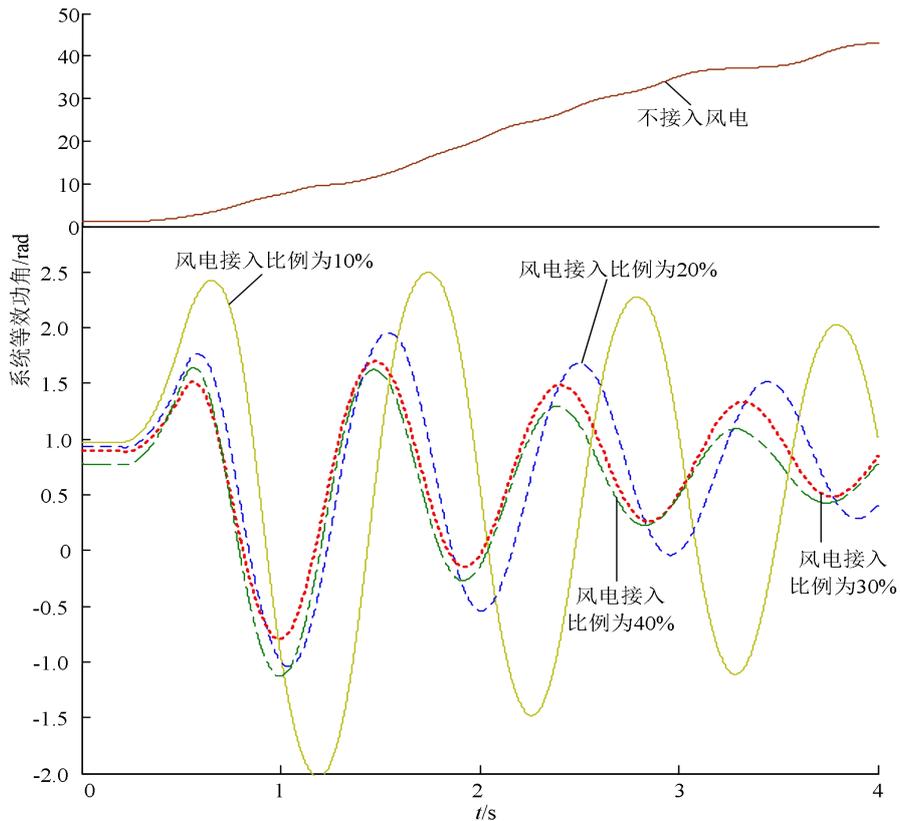


图 E2 系统等值功角多摆曲线

Fig.E2 Equivalent power angle swing curves of system

将 3 机系统中系统参数代入节点电压方程，然后收缩至只含有同步机的发电机内电势节点，得到：

$$\begin{bmatrix} \mathbf{Y}'_{SS} & \mathbf{Y}'_{SR} \\ \mathbf{Y}'_{RS} & \mathbf{Y}'_{RR} \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \Delta \mathbf{Y}_w & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{0} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{E}_S \\ \mathbf{E}_R \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{I}_S \\ \mathbf{I}_R \end{bmatrix} \quad (\text{E1})$$

$$\begin{cases} \begin{bmatrix} Y'_{SS} & Y'_{SR} \\ Y'_{RS} & Y'_{RR} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0.3841 - j4.653 & 0.2619 + j0.1677 & 0.1392 + j0.2251 \\ 0.2619 + j0.1677 & 0.4184 - j3.535 & 0.1517 + j0.2068 \\ 0.1392 + j0.2251 & 0.1517 + j0.2068 & 0.5659 - j3.028 \end{bmatrix} \\ \Delta Y_w = \begin{bmatrix} \frac{3.327 - j2.085}{y_{dfig} + 1.748 - j8.101} & \frac{0.4381 - j1.333}{y_{dfig} + 1.748 - j8.101} \\ 0.4381 - j1.333 & -0.184 - j0.4663 \\ \frac{0.4381 - j1.333}{y_{dfig} + 1.748 - j8.101} & \frac{-0.184 - j0.4663}{y_{dfig} + 1.748 - j8.101} \end{bmatrix} \end{cases} \quad (E2)$$

将其代入式(C1)得到  $A = 5.14 - j15.04$  p.u.。在撬棒控制策略下  $P_{af} = 0.21$  p.u.、 $Q_{af} = -0.07$  p.u.。将参数代入式(24)，得到  $k_{wa} = 0.335$ 。在串联电抗穿越方式下  $P_{bf} = 0.12$  p.u.、 $Q_{bf} = 0.18$  p.u.，计算得到  $k_{wb} = 0.483$ 。

图 B5 为不同风电接入比例下 3 机系统的首摆功角。由图可知，当风机采用撬棒穿越策略，风电接入比例为 30% 时，系统等效功角摆幅最小，风电最佳接入比例约为 30%；当风机采用串联电抗穿越措施时，系统等效功角摆幅最小曲线对应的风电接入比例为 50%。2 种情况下的仿真与理论估计结果一致，验证了本文所提风电接入比例对系统暂态稳定性影响分析方法在多机系统中的适用性。

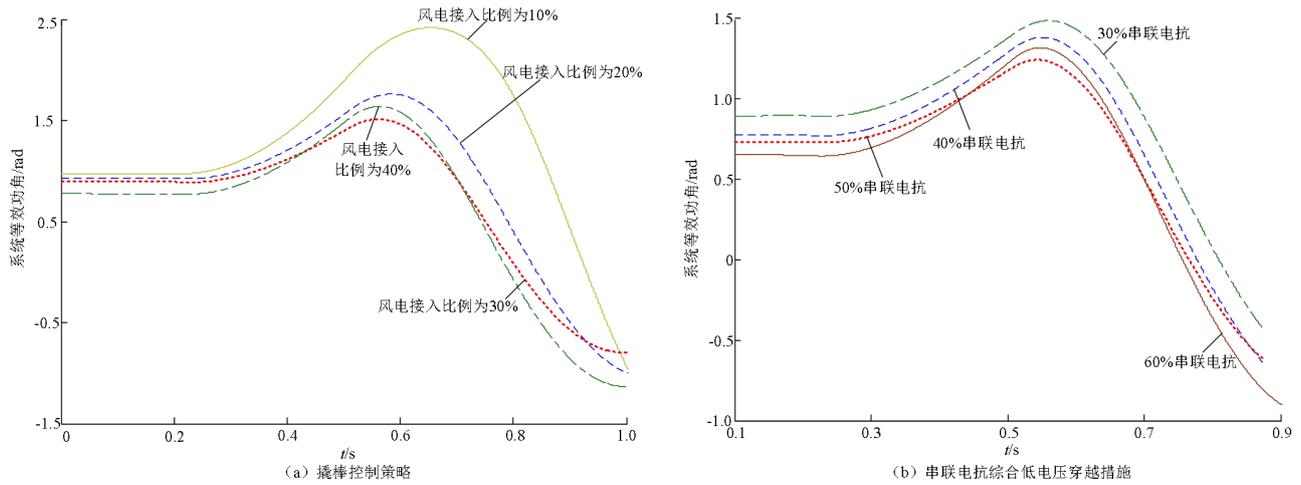


图 E3 3 机系统的首摆功角曲线

Fig.E3 First swing curves of equivalent power angle of three-machine system