

基于改进SFR模型的含风电远海油气平台 孤网频率安全裕度分析方法及应用

余 颖¹, 李慧心², 贺忠斌³, 孟庆伟²

(1. 中国石油集团海洋工程有限公司, 北京 100028; 2. 中国石油大学(华东)新能源学院, 山东 青岛 266580; 3. 国网吉林省电力有限公司吉林供电公司, 吉林 吉林 132000)

摘要: 在落实“双碳”目标的背景下, 海上风电逐步成为海上油气平台孤网绿色低碳供能的新选择, 但其接入使得系统频率稳定性分析变得更加困难。为此, 含风电远海油气平台孤网系统亟需建立一种可解释性好的频率动态响应模型。基于改进的系统频率响应(System Frequency Response, SFR)模型, 提出了一种同时考虑异常频率累积效应和风电渗透率的频率稳定性裕度指标; 利用改进的 SFR 模型, 计算系统频率响应曲线, 并估计平台的频率安全裕度, 确定平台在频率稳定意义下的最大风电渗透率。最后, 基于仿真验证所提指标的有效性, 结果表明考虑风电渗透率的频率安全裕度指标能够综合评价风电渗透率与系统频率稳定性的关系。

关键词: 远海油气平台; SFR 模型; 频率安全裕度; 风电渗透率

Analysis method and application of frequency security margin for offshore oil and gas platform isolated grid with wind power based on the improved SFR model

YU Ying¹, LI Huixin², HE Zhongbin³, MENG Qingwei²

(1.CNPN Offshore Engineering Co., Ltd., Beijing 100028, China; 2. College of New Energy, China University of Petroleum (East China), Qingdao 266580, China; 3. Jilin Power Supply Company of State Grid Electric Power Co., Ltd., Jilin 132000, China)

Abstract: In the current situation of implementing the dual-carbon goals, offshore wind power is gradually emerging as a new option for the green and low-carbon energy supply of isolated offshore oil and gas platforms. However, its integration makes the analysis of system frequency stability more challenging. Therefore, there is an urgent need to establish a frequency dynamic response model with good interpretability for the isolated grid system of offshore oil and gas platforms with wind power. Based on the improved SFR model, this paper proposes a frequency stability margin index that takes into account both the cumulative effect of abnormal frequencies and the wind power penetration rate. By utilizing the improved SFR model, the system frequency response curve is calculated, and the frequency safety margin of the platform is estimated to determine the maximum wind power penetration rate of the platform in the sense of frequency stability. Finally, the effectiveness of the proposed index is verified through simulations. The results demonstrate that the frequency safety margin index considering the wind power penetration rate can comprehensively evaluate the relationship between the wind power penetration rate and the system frequency stability.

Keywords: offshore oil and gas platform; SFR model; frequency security margin; wind power penetration rate

山东省自然科学基金(ZR2024ME044); 新能源电力系统国家重点实验室开放基金(LAPS23010)

0 引言

在国家提出“双碳”目标的背景下，海上平台的供能亟需积极响应政策，朝着更加清洁、可持续发展的方向发展^[1]。海上风电因其风速大、稳定、连续、占地面积小等优势而被应用于远海油气平台孤网系统。随着海上风力发电的发展，已逐步建立起海上油气平台与风电场的联合电站^[2]。但是由于风电的波动性、随机性以及远海油气平台系统自身的复杂性和不确定性，系统频率稳定性的分析变得更加困难^[3]。因此，现阶段针对于高比例风电并网远海油气平台孤网系统频率的稳定性分析十分重要^[4-5]。

频率动态响应特征能够描述受扰动后电网频率行为和状态，对于频率的安全稳定评估具有重要指导作用。频率动态响应的基本特征量包括频率变化率、暂态最低频率及其延时、稳态频率及其延时等^[6]。文献[7-8]提出了一种在偏移幅值和持续时间的基础上考虑累积效应的暂态频率偏移安全指标。文献[9]对频率动态响应的时空分布进行分析，结果表明在大功率缺额扰动下，随着观测点与故障点之间距离增加，频率动态响应延时增加，频率下降幅度减小。

目前传统电网安全性分析中，频率安全裕度是一种系统频率稳定性的衡量依据，一般以频率响应曲线的重要特征作为其计算的依据，如频率最低点、频率异常时间。文献[10]考虑了系统频率偏移引起的累积效应，对频率安全裕度进行了改进，更加科学地体现出系统频率的稳定程度。

裕度指标的计算有赖于准确快速的动态频率估计。电力系统频率响应的分析方法主要包括时域仿真法和等效建模法。此外，近年来还出现了基于人工智能的数据分析方法。

利用时域仿真法可以获得特定运行条件和扰动下的频率动态数据，能够判断频率变化率是否越界，是一种较为直接、准确的频率动态响应分析方法，可以作为等效建模法的参考^[11]。随着机电暂态仿真软件的发展，时域仿真法在海上平台系统中得到了很好的应用，并取得不错的效

果^[12-14]。文献[15]通过时域仿真分析系统的动态性能，特别是面临风力发电波动时的响应，以评估系统在这种极端情况下的性能。然而，随着电网规模的扩大和仿真时间的延长，时域仿真模型计算规模大幅增加，预想事故分析的时间成本也大幅增加^[16]。

专家学者一直试图通过等效建模法来得到频率动态的解析解。针对于传统电力系统的频率等效建模法，主要有1972年提出的平均频率模型，该模型考虑了各调速器的动态差异，但其计算复杂度高，得到解析解比较困难。文献[17]提出SFR模型，将多机动态等效为一台机，通过一个低阶线性传递函数进行频率的动态解析表达，从而获得广泛应用。之后，在此基础上又陆续进行了改进，但本质都是惯性中心的模型，其中代表性的有：文献[18]提出的基于直流潮流的频率分析方法；文献[19]提出的利用随机微分方程描述考虑通信、机组、负荷随机不确定性的SFR模型；文献[20]提出的风电机组虚拟惯量控制和快速频率控制两种调频模型，并将其与传统的虚拟惯量控制方法进行对比。该方法能够给出关键参数、扰动与系统频率的解析关系，具备较好的可解释性和泛化能力。

利用人工智能技术进行求解的数据驱动法，可以从数据角度揭示频率问题的关联特性。深度学习善于处理特征不明显、关联性强的规模多维数据，可同时满足系统频率分析的准确度和速度要求^[21-22]。文献[23]将模型驱动的SFR模型和数据驱动的极限学习机理论进行集成，提高了频率动态预测和控制的准确性。针对泛化能力差的问题，文献[24]提出一种基于局部学习机和改进细菌群体趋势药性算法的暂态稳定评估方法，能够提高数据驱动模型分类的正确率。但受可解释性差、模型参数选择和优化困难等限制，该方法尚未得到广泛应用。

传统的模型由于未考虑海上平台源荷特性，电源侧以燃气透平机组为主，风电为辅；负荷主要以注水泵、外输泵、压缩机等高压旋转负荷群为主，对发电机组而言相对较大(即小机大负

荷,“小马拉大车”问题);同时负荷动态特性复杂,建模的准确度难以满足频率稳定性裕度分析的要求。因此,亟需建立一种适用于含风电远海油气平台孤网,满足准确度和求解速度要求,且可解释性好的频率动态响应模型。

综上所述,对于含风电的远海油气平台电力孤网,传统的频率稳定性裕度指标未考虑异常频率的累积效应。同时,该指标也没有考虑不同风电渗透率对稳定性主导性的差异。为此,本文在同时考虑异常频率累积效应和风电渗透率的基础上,提出一种新的频率稳定性裕度指标。

围绕频率稳定性裕度指标的定义和计算,本文主要的贡献如下:

1) 提出一种考虑风电渗透率和累积效应的频率稳定性裕度评估指标。

2) 提出一种适用于含风电远海油气平台孤网的改进SFR建模方法。

3) 应用前述指标和建模方法,对含风电远海油气平台孤网的风电接入量进行评估。

1 频率安全裕度指标

1.1 常规频率安全裕度指标

在暂态过程中,由于系统内某些状态量的突变,引起系统内频率曲线的变化,其变化量的最大值、稳定时间及稳定终值是系统是否稳定的主要判据。定义 f_{cr} 为频率偏移门槛值, t_{cr} 为偏出门槛值的频率异常时长。当且仅当频率偏出 f_{cr} 的时间超出 t_{cr} 时,判断此系统频率偏移不满足稳定性要求。常规的频率稳定评估通常是根据频率响应曲线与 f_{cr} 的关系,从时间和频率两方面定义安全裕度指标。此时,定义的稳定性裕度指标公式为

$$\eta = \begin{cases} S(f_{min}, f_{cr}), f_{min} \geq f_{cr} \\ M(t_b, t_{cr}), f_{min} < f_{cr} \end{cases} \quad (1)$$

式中, η 为频率安全裕度; S 为频率幅值安全裕度函数; M 为频率偏出 f_{cr} 时间的安全裕度函数; t_b 为频率低于 f_{cr} 的时间。

1.2 考虑累积效应的频率安全裕度指标

以上对于频率安全裕度的定义,仅从时间和

频率两个方面来确定。为了更加科学全面地反映频率的动态过程特征及其变化后造成的影响,还应考虑异常频率所产生影响的累积效应。

将 t_{cr} 与 $f_N - f_{cr}$ 的乘积定义为从额定频率 f_N 偏移至 f_{cr} 所历时 t_{cr} 的累积,记为基准值。频率响应曲线与 $f=f_{cr}$ 所表示直线在时间 t_{cr} 内所包围的面积,表征了频率响应曲线与安全限制的距离。在不同时间段 t_{cr} 的面积各不相同,故选取其最大值。那么,最大值与基准值的比值定义为标么后系统的安全裕度指标。

1.3 考虑风电渗透率的频率安全裕度指标

将风电机组大规模接入远海油气平台并作为其中的负荷供电,一方面,缓解了平台对燃气轮机的能源需求;另一方面,解决了因风电大规模接入引发的系统惯量急剧下降导致的频率稳定性问题。为综合评价风电渗透率与系统频率的稳定性,需定量分析风电渗透率对系统频率稳定性的影响。

1.3.1 风电渗透率的影响

对于远海油气平台,平台燃气透平轮机机组总装机容量为 P_s ,平台总负荷为 S_0 ,无风电接入正常运行时燃机的备用容量为

$$P_{r-no-w} = P_s - S_0 \quad (2)$$

接入风电且风电渗透率为 α 时,风机的接入量为

$$P_w = \alpha S_0 \quad (3)$$

由于风电实际发电功率与风电接入量存在比例关系,设风电可用容量系数为 K_w ,那么风机实际发电功率为 $K_w \alpha S_0$,燃机需要供给的功率为 $S_0 - K_w \alpha S_0$;此时燃机的备用容量为

$$P_{r-with-w} = P_s - S_0 + K_w \alpha S_0 > P_{r-no-w} \quad (4)$$

可以看出,当风电发电占比不高且扰动较小时,稳定性主要取决于燃机;当风电发电占比较高且扰动较大时,稳定性的主导因素是风电机组。

1.3.2 考虑风电渗透率的频率安全裕度指标

频率安全裕度 η 考虑了频率偏移产生的累积效应,能够清晰明确地反映频率偏移对主设备造

成的影响。在此基础上又考虑风电渗透率的影响，定义新的频率安全裕度 η' 为

$$\eta' = (1 + \alpha)\eta = \frac{S_w + S_G + S_w}{S_w + S_G} \times \frac{S_d}{(f_N - f_{cr})t_{cr}} \quad (5)$$

式中， α 为系统的风电渗透率； S_w 为系统风电机组的总功率； S_G 为系统燃气轮机组的发电功率； S_d 为在 t_{cr} 的宽度范围内频率曲线与直线 $f=f_{cr}$ 所包围的最小面积。

由于风电渗透率的加入，评价系统频率安全裕度时需分三种不同情况进行讨论^[25]。

(1) 情形一： $t_b=0$

在 $t_b=0$ 的情形下，系统频率最低点未超过频率偏移门槛值 f_{cr} ，在评价系统频率安全裕度时，需考虑风电渗透率的影响，如图1a所示，采用 η' 来评价，即

$$\eta' = (1 + \alpha) \frac{S_d}{(f_N - f_{cr})t_{cr}} = (1 + \alpha) \frac{S^-}{S^+ + S^-} \quad (6)$$

(2) 情形二： $0 < t_b < t_{cr}$

在 $0 < t_b < t_{cr}$ 的情形下，此时系统频率安全裕度 η 可能大于0，也可能小于0。以 $\eta=0$ 为参考，如图1b所示。

若 $\eta > 0$ ，即 $S_1^+ + S_2^+ > S^-$ ，则考虑风电渗透率的影响，其频率安全裕度 η' 为

$$\eta' = (1 + \alpha) \frac{S_d}{(f_N - f_{cr})t_{cr}} = (1 + \alpha) \frac{S_1^+ + S_2^+ - S^-}{S_1^+ + S_2^+ + S_3^+} \quad (7)$$

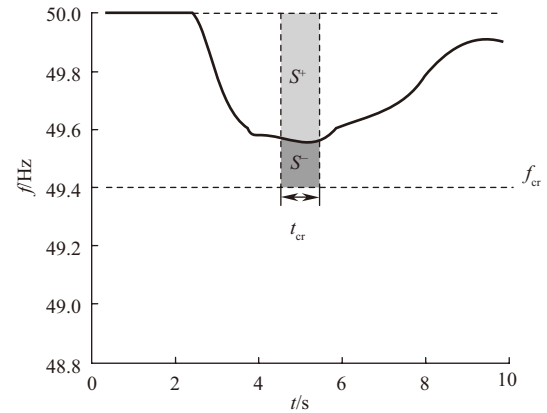
若 $\eta < 0$ ，则继续沿用原有的频率安全裕度 η ，即

$$\eta' = \eta = \frac{S_d}{(f_N - f_{cr})t_{cr}} = \frac{S_1^+ + S_2^+ - S^-}{S_1^+ + S_2^+ + S_3^+} \quad (8)$$

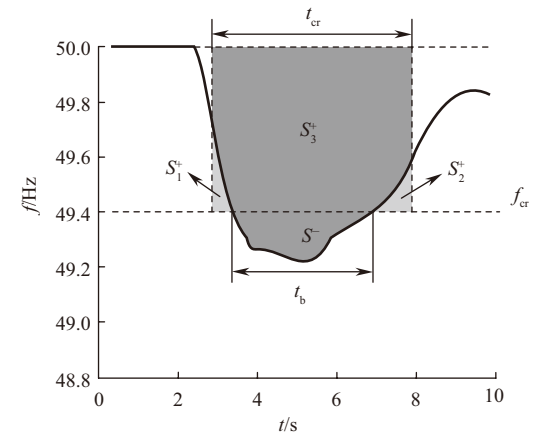
(3) 情形三： $t_b \geq t_{cr}$

如图1c所示，此时系统频率低于频率偏移门槛值的时间 t_b 且大于频率异常时间 t_{cr} ，系统已然处于失稳状态，故其频率安全裕度仍采取 η 的形式，即

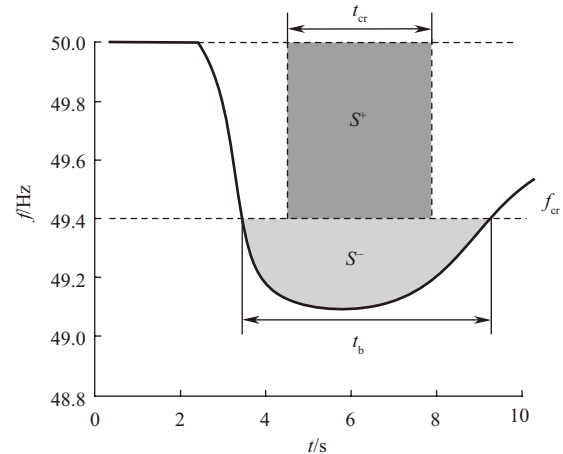
$$\eta' = \eta = \frac{S_d}{(f_N - f_{cr})t_{cr}} = \frac{-S^-}{S^+} \quad (9)$$



(a) 频率响应曲线 ($t_b=0$)



(b) 频率响应曲线 ($0 < t_b < t_{cr}$)



(c) 频率响应曲线 ($t_b \geq t_{cr}$)

图1 不同情况下的频率响应曲线

Fig. 1 Frequency response curve under different conditions

2 远海油气平台孤网的改进SFR模型构建

基于传统的SFR模型，构建了适用于远海油气平台孤网的改进SFR模型，用以准确快速得到频率响应曲线，并计算相应的频率安全裕度。

2.1 远海油气平台孤网的改进SFR模型

在海上油气平台中,传统SFR模型中的汽轮机的原动机-调速器模型无法很好地表达燃气轮机的频率特性,且在油气平台中也存在着大量风电机组、电潜泵与注水泵等负荷,经典SFR模型不能准确地表征其系统频率特性。因此,在传统SFR模型的基础上,考虑燃气轮机的工作特性,建立燃气轮机的简化模型。利用风电场传递函数表征风电场一次调频响应,同时考虑远海油气平台中的电潜泵与注水泵的调频作用,形成改进SFR模型。

2.2 远海油气平台孤网的改进SFR模型参数计算

2.2.1 燃气轮机

本文中的燃气轮机模型采用适用于单轴燃气轮机简单循环发电的Rowen模型,此模型应用广泛,得到了大量数据的实测验证^[26]。为了更好地研究转速控制环节对系统的影响,通常的做法是省去加速度环节和温度控制环节^[27]。当电力系统发生扰动时,机组通过调节机械功率来抑制频率的扰动,再通过求解机械功率 $\Delta P_m(s)$ 与频率 $\Delta\omega(s)$ 的传递函数 $h(s)$ 来描述动态响应过程,公式为

$$h(s) = \frac{\Delta P_m(s)}{\Delta\omega(s)} \quad (10)$$

利用状态空间模型,采用小信号增量法^[28],对燃气轮机建立系统响应模型,并求解传递函数。

(1) 燃气轮机系统小信号建模

燃气轮机转速控制模型主要包括速度控制器模块、燃料系统模块、涡轮系统模块及燃料信号控制模块。小信号建模的具体求解过程不再赘述,以下根据已知的小信号模型求取燃气轮机的输入、输出变量之间的状态方程。

以 $\Delta\omega$ 为自变量,以 $(\Delta u \ \Delta W_{f1} \ \Delta W_{f2} \ \Delta m_f)^T$ 为状态变量,建立燃气轮机控制输入、输出系统的4阶状态方程为

$$\begin{cases} \frac{d\Delta u}{dt} = -\frac{K_p B}{2H} \Delta m_f + \left(\frac{K_p C}{2H} - K_1\right) \Delta\omega \\ \frac{d\Delta W_{f1}}{dt} = -\frac{b}{a} \Delta W_{f1} + \frac{c}{a} k_f \omega_0 \Delta u \\ \frac{d\Delta W_{f2}}{dt} = -\frac{1}{T_a} \Delta W_{f2} + \frac{K_a}{T_a} \Delta W_{f1} \\ \frac{d\Delta m_f}{dt} = -\frac{1}{T_{CD}} \Delta m_f + \frac{1}{T_{CD}} \Delta W_{f2} \end{cases} \quad (11)$$

式中, u 为转速控制信号量; K_p 和 K_1 为PI控制器参数; m_f 为进入涡轮室的气体流量; B 和 C 为涡轮系统转矩方程参数; W_{f1} 为经阀门调整后的燃料信号量; a 、 b 、 c 为阀门位置常数; k_f 为燃料系数,取值为 $0 \sim (1-k_1)$, k_1 为最小负荷系数; W_{f2} 为燃烧室燃料流量; K_a 与 T_a 为燃料传动系统参数; T_{CD} 为进入涡轮室气体的延迟时间。

(2) 燃气轮机系统传递函数模型

根据式(11)可知,燃气轮机控制输入、输出系统的状态空间模型为

$$\begin{aligned} \Delta x &= (\Delta u \ \Delta W_{f1} \ \Delta W_{f2} \ \Delta m_f)^T \\ \Delta u &= \Delta\omega \\ \Delta y &= (0 \ 0 \ 0 \ B\omega_0) (\Delta\omega \ \Delta W_{f1} \ \Delta W_{f2} \ \Delta m_f)^T + \\ &\quad (T_{m0} - C\omega_0) \Delta\omega \end{aligned} \quad (12)$$

根据以上状态空间模型,得出输入、输出变量之间的关系为

$$h_{\text{gas}}(s) = \frac{\Delta y(s)}{\Delta u(s)} = C(sI - A)^{-1} B + D \quad (13)$$

其中, A 、 B 、 C 、 D 为

$$\begin{aligned} A &= \begin{pmatrix} 0 & 0 & 0 & -\frac{K_p B}{2H} \\ \frac{c}{a} k_f \omega_0 & -\frac{b}{a} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{K_a}{T_a} & -\frac{1}{T_a} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{T_{CD}} & -\frac{1}{T_{CD}} \end{pmatrix} \\ B &= \begin{pmatrix} 0 & 0 & 0 & \frac{K_p C}{2H} - K_1 \end{pmatrix}^T \\ C &= (0 \ 0 \ 0 \ B\omega_0) \\ D &= T_{m0} - C\omega_0 \end{aligned}$$

由此得到 ΔP_m 与 $\Delta\omega$ 的传递函数关系为

$$\Delta P_m(s) = \frac{n_{g0}s^4 + n_{g1}s^3 + n_{g2}s^2 + n_{g3}s + n_{g4}}{s^4 + m_{g0}s^3 + m_{g1}s^2 + m_{g2}s + m_{g3}} \Delta \omega(s) \quad (14)$$

式中, n_{g0} 、 n_{g1} 、 n_{g2} 、 n_{g3} 、 n_{g4} 、 m_{g0} 、 m_{g1} 、 m_{g2} 、 m_{g3} 的具体表达式为

$$\begin{aligned} n_{g0} &= T_{m0} - C\omega_0 \\ n_{g1} &= B\omega_0 \left(\frac{K_p C}{2H} - K_I \right) + (T_{m0} - C\omega_0) \left(\frac{b}{a} + \frac{1}{T_a} + \frac{1}{T_{CD}} \right) \\ n_{g2} &= B\omega_0 \left(\frac{K_p C}{2H} - K_I \right) \left(\frac{b}{a} + \frac{1}{T_a} \right) + (T_{m0} - C\omega_0) \left(\frac{b}{a} \frac{1}{T_a} + \frac{b}{a} \frac{1}{T_{CD}} + \frac{1}{T_a} \frac{1}{T_{CD}} \right) \\ n_{g3} &= B\omega_0 \left(\frac{K_p C}{2H} - K_I \right) \frac{b}{a} \frac{1}{T_a} + (T_{m0} - C\omega_0) \frac{b}{a} \frac{1}{T_a} \frac{1}{T_{CD}} \\ n_{g4} &= -(T_{m0} - C\omega_0) \frac{K_p B c}{2H a} k_f \omega_0 \frac{T_a}{K_a} \frac{1}{T_{CD}} \\ m_{g0} &= \frac{b}{a} + \frac{1}{T_a} + \frac{1}{T_{CD}} \\ m_{g1} &= \frac{b}{a} \frac{1}{T_a} + \frac{b}{a} \frac{1}{T_{CD}} + \frac{1}{T_a} \frac{1}{T_{CD}} \\ m_{g2} &= \frac{b}{a} \frac{1}{T_a} \frac{1}{T_{CD}} \\ m_{g3} &= -\frac{K_p B c}{2H a} k_f \omega_0 \frac{T_a}{K_a} \frac{1}{T_{CD}} \end{aligned}$$

2.2.2 注水泵及电潜泵

(1) 注水泵

油气平台中有许多注水泵等可中断负荷,

此类负荷并非必须持续工作, 故对其进行适当的启停和变速调节可以改善系统的频率状况, 该类负荷采用跟风的辅助调频策略, 即“荷跟风”策略。

风机功率变化 ΔP_w 所引起的调节量为

$$\Delta P_{INT} = K_{DIL} \Delta P_w \quad (15)$$

式中, K_{DIL} 为可中断负荷的一次调频系数。

(2) 电潜泵

油气平台中还有电潜泵等设备。负荷采取跟随供电母线频率变化的策略, 即“荷跟网”策略, 将系统之间的频率差作为控制需求, 进而完成对系统频率的调节。

当系统频率发生变化时, 通过改变柔性负荷的输出功率完成系统频率调节。系统频率差引起的柔性负荷的功率变化量为

$$\Delta P_{FL} = K_{DFL} \Delta f \quad (16)$$

式中, K_{DFL} 为柔性负荷的一次调频系数。

2.2.3 风电机组

对于风电场的简化等效模型, 采取基于转速控制的一次调频辅助控制方法和风电场一次调频响应的传递函数, 得到风电机组的控制框图^[29], 如图2所示。

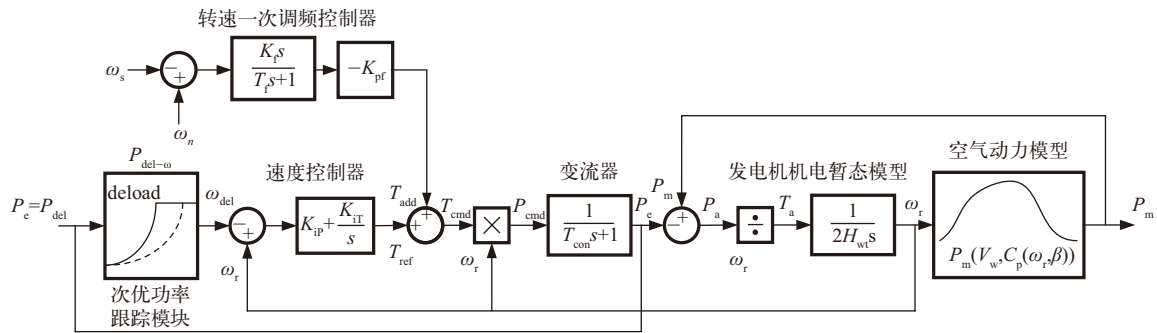


图2 风电机组一次响应模型

Fig. 2 Primary response model of wind turbine units

对于响应模型具体求解方法, 本文不再赘述。风机的输出功率 ΔP_w 与 $\Delta \omega$ 的传递函数关系为

$$\Delta P_w(s) = h_{wf}(s) \Delta \omega(s) \quad (17)$$

频率响应传递函数 $h_{wf}(s)$ 为

$$h_{wf}(s) = \frac{n_{w0}s}{m_{w0}s^3 + m_{w1}s^2 + m_{w2}s + m_{w3}} \quad (18)$$

式(18)中各个参数表达式为

$$\begin{aligned}
n_{w0} &= C_{\omega} K_{pf} \omega_{r0}^2, m_{w0} = 2H_{wt} T_{con} \\
m_{w1} &= 2H_{wt} - 2H_{wt} P_{e0} T_{con} + 2H_{wt} P_{m0} T_{con} - C_{\omega} H_{wt}^2 T_{con} \omega_{r0} + 2H_{wt} K_{ip} d_1 \omega_{r0} + 4H_{wt} K_{ip} P_{e0} d_2 \omega_{r0} \\
m_{w2} &= -2H_{wt} P_{e0} + 2H_{wt} P_{m0} + T_{cmd0} \omega_{r0} + K_{ip} \omega_{r0}^2 - C_{\omega} H_{wt}^2 \omega_{r0} + 2H_{wt} K_{iT} d_1 \omega_{r0} - C_{\omega} H_{wt}^2 K_{ip} d_1 \omega_{r0}^2 - 2H_{wt} K_{ip} P_{e0} d_1 \omega_{r0} + \\
&\quad 4H_{wt} K_{iT} P_{e0} d_2 \omega_{r0} + 2H_{wt} K_{ip} P_{m0} d_1 \omega_{r0} - 4H_{wt} K_{ip} P_{e0}^2 d_2 \omega_{r0} - 2C_{\omega} H_{wt}^2 K_{ip} P_{e0} d_2 \omega_{r0}^2 + 4H_{wt} K_{ip} P_{e0} P_{m0} d_2 \omega_{r0} \\
m_{w3} &= K_{iT} \omega_{r0}^2 - 2H_{wt} K_{iT} P_{e0} d_1 \omega_{r0} + 2H_{wt} K_{iT} P_{m0} d_1 \omega_{r0} - 4H_{wt} K_{iT} P_{e0}^2 d_2 \omega_{r0} - C_{\omega} H_{wt}^2 K_{iT} d_1 \omega_{r0}^2 - 2C_{\omega} H_{wt}^2 K_{iT} P_{e0} d_2 \omega_{r0}^2 + \\
&\quad 4H_{wt} K_{iT} P_{e0} P_{m0} d_2 \omega_{r0}
\end{aligned}$$

由式(14)~式(17)以及经典的SFR模型,得到了改进的SFR模型,如图3所示。

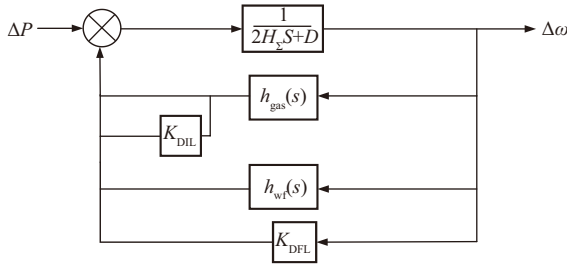


图3 改进SFR详细模型

Fig. 3 Improved detailed model of SFR

由图3求得系统频率响应的开环传递函数 $G(s)$ 为

$$G(s) = \frac{1}{2H_{\Sigma} s + D} \quad (19)$$

式中, D 为系统阻尼系数; H_{Σ} 为系统总惯性时间常数。

反馈系数 $H(s)$ 为

$$H(s) = h_{gas}(s)(1 + K_{DIL}) + h_{wf}(s) + K_{DFL} \quad (20)$$

对应的闭环系统传递函数为

$$\begin{aligned}
\Phi(s) &= \frac{G(s)}{1 + G(s)H(s)} \\
&= \frac{1}{2H_{\Sigma} s + D + h_{gas}(s)(1 + K_{DIL}) + h_{wf}(s) + K_{DFL}}
\end{aligned} \quad (21)$$

$\Phi(s)$ 在负荷阶跃响应下的 $\Delta\omega(s)$ 响应为

$$\begin{aligned}
\Delta\omega(s) &= \frac{A_0}{s} + \sum_{j=1}^{n_1} \frac{A_j}{s + p_j} + \\
&\quad \sum_{l=1}^{n_2} \frac{B_l(s + \zeta_l \omega_{nl}) + C_l \omega_{nl} \sqrt{1 - \zeta_l^2}}{s^2 + 2\zeta_l \omega_{nl} s + \zeta_l^2} \\
&= \frac{A_0}{s - p_1} + \frac{A_0}{s - p_2} + \dots + \frac{A_0}{s - p_n} + k
\end{aligned} \quad (22)$$

式中, p 为部分分式展开的极点数组; k 为常数项; n_1 为实根个数; n_2 为虚根个数; ζ_l 为共轭复数根的二阶系统阻尼系数; ω_{nl} 为共轭复数根的二阶系统振荡角频率; A_0 为 $\Delta\omega(s)$ 在 $s=0$ 处的留数; A_j 为 $\Delta\omega(s)$ 在 $s=-p_j$ 处的留数, B_l 和 C_l 分别为 $\Delta\omega(s)$ 在共轭复数极点 $s=-(B_l \pm jC_l)$ 处留数的实部和虚部。

3 算例分析

3.1 改进SFR模型的验证

为验证改进SFR模型的精确性,以IEEE 3机9节点为例,对其进行仿真比较,结构如图4所示。

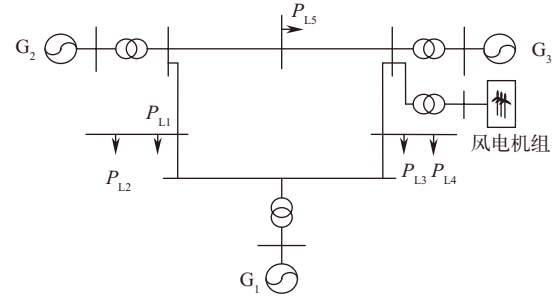


图4 改进IEEE 3机9节点系统

Fig. 4 Improved IEEE 3-machine 9-bus system

该系统包括: 3台机组 G_1 、 G_2 、 G_3 和一个风电场 (共7.5 MW风电机组); 两组电潜泵类负荷 P_{L1} 、 P_{L3} ; 两组注水泵类负荷 P_{L2} 、 P_{L4} ; 一组生活用电负荷 P_{L5} 。

(1) 突增负荷时的系统频率响应

设置风速 $V_w = 10.5$ m/s, 负荷 P_{L5} 突增26.2%, 系统频率跌落曲线如图5a所示, 改进SFR模型与全时域仿真模型的频率关键指标见表1。

表 1 改进 SFR 模型与全时域仿真模型差异

Tab. 1 Differences between the improved SFR model and the full-time domain simulation model

参数	全时域仿真模型	改进 SFR 模型	误差
频率最低点 /Hz	49.615 8	49.602 1	0.013 7
峰值时间 /s	0.168 0	0.179 0	-0.110 0
频率变化率 /(Hz/s)	2.286 9	2.234 6	0.052 3
计算时间 /s	3 214	3	

(2) 系统突降负荷时的系统频率响应

设置风速 $V_w=10.5$ m/s，负荷 P_{L5} 突降26.2%，系统频率上升曲线如图5b所示，改进SFR模型与全时域仿真模型的频率关键指标见表2。

表 2 改进 SFR 模型与全时域仿真模型差异

Tab. 2 Differences between the improved SFR model and the full-time domain simulation model

参数	全时域仿真模型	改进 SFR 模型	误差
频率最高点 /Hz	50.328 3	50.322 9	0.005 4
峰值时间 /s	0.199 0	0.189 0	0.010 0
频率变化率 /(Hz/s)	1.649 7	1.708 4	-0.058 7
计算时间 /s	2 931	3	

从图5中可以看出，改进SFR模型的频率响应与全时域仿真模型的频率响应基本一致。从表1与表2可看出，频率最低/最高点误差小于0.03%，峰值时间误差小于7%，频率变化率误差小于3.60%，基本验证了改进SFR模型的准确性。在计算时间上，改进SFR模型能够更快地计算出相应的频率曲线。

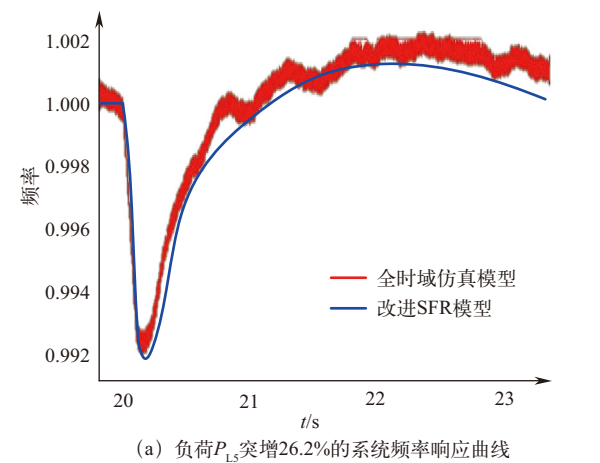
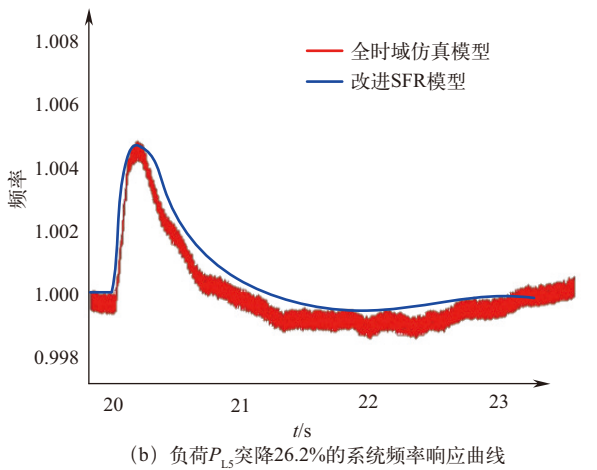


图 5 负荷 P_{L5} 变化 26.2% 的系统频率响应曲线

Fig. 5 System frequency response curve with load P_{L5} change 26.2%

3.2 海上油气平台系统频率稳定性分析

某海上油田电力系统如图6所示，具体参数见表3~表5^[30]。对其进行频率稳定性分析，并计算此系统在经历突增负荷事故以及风速变化后，不同风电渗透率下的频率安全裕度。由于海上油气平台系统相对较小，扰动传播速度较快，在此不考虑风电接入点的影响。

(1) 频率安全裕度与负荷变化量

设置井口平台a处（节点3）的负荷分别突增5~20 MW，每次增量为5 MW。由于远海油气平台电网容量较小，海上油气平台设备允许的正常频率波动范围为 ± 0.25 Hz，频率偏差报警为 ± 0.5 Hz，严重故障状态为 ± 5 Hz。当频率超出正常范围后，根据继电保护的配合和选择性的要求，一般要求故障切除时间为 0.15 s^[31]，在此设定频率偏移门槛值 $f_{cr}=49.75$ Hz，偏出门槛值的频率异常时间为 $t_{cr}=0.15$ s。

表 3 电源等效参数

Tab. 3 Power source equivalent parameters

设备名称	容量 /MV·A	额定电压 /kV	惯性时间常数 /s	额定频率 /Hz
G_1	31.08	6.3	1.8	50
G_2	15.54	6.3	1.8	50
G_3	62.16	6.3	1.8	50
风机	1.5/0.9	0.575	0.685	50

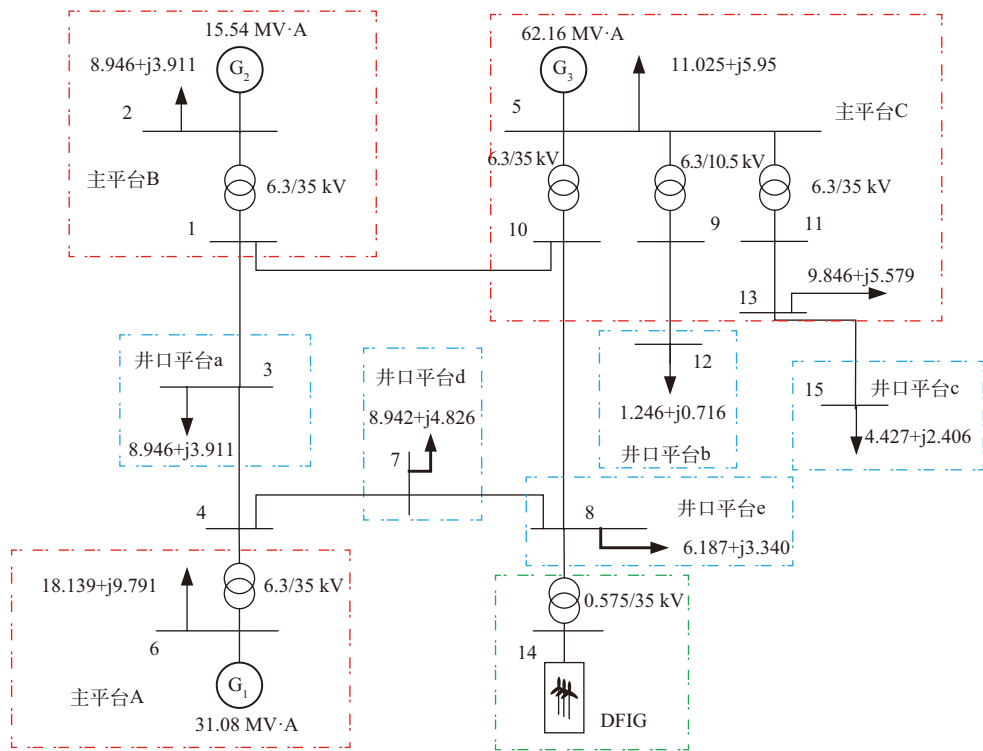


图6 远海油气平台节点系统图

Fig. 6 Node system diagram of the offshore oil and gas platform

表4 机组控制参数
Tab. 4 Unit control parameters

燃机参数名称	参数值	风机参数名称	参数值
速度控制器参数 K_p/K_i	10.6/7.3	转速一次调频控制 器参数 K_f/T_f	3/1
最小负荷系数 k_l	0.23	下垂控制系数 K_{pf}	20
阀门位置常数 $a/b/c$	0.05/1/1	转速控制器参数 K_p/K_{IT}	3/0.6
燃料传动系统参 数 T_d/K_a	0.4/1	变流器时间常数 T_{con}	0.02
延迟时间 T_{CD}	0.16	拟合系数 $d_0/d_1/d_2$	0.51/1.42 /-0.67
转矩方程的系统 参数 $A/B/C$	0.183/1.183 /0.5		

注：以上风电机组控制参数是参照文献[29]中具备一次调频控制能力的双馈风机参数得到的。

表5 负荷参数
Tab. 5 Load parameters

设备名称	额定功率 /kW	功率因数	一次调频系数
电潜泵类	2 231	0.95	3.508
注水泵类	980	0.90	0.183

根据建立的远海油气平台改进SFR模型，求解系统频率响应曲线，如图7所示。

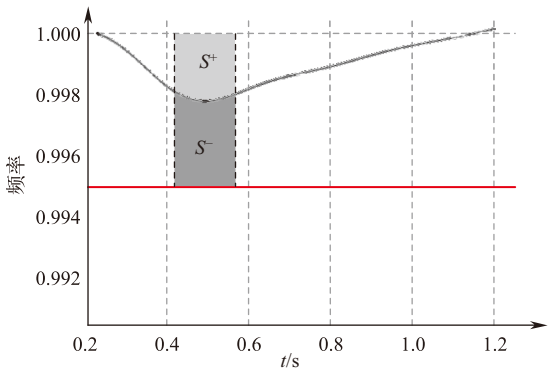


图7 突增量为5 MW的频率响应曲线

Fig. 7 Frequency response curve with a sudden increment of 5 MW

由图7可知，此时为 $t_b=0$ 的情况。此时风机接入20台，渗透率 α 为23.46%，求得 $S^- = 0.027\ 2$ ， $S^+ = 0.010\ 3$ ，则其未考虑风电渗透率的频率安全裕度 η 与考虑风电渗透率的频率安全裕度 η' 分别为

$$\begin{cases} \eta = \frac{S_d}{(f_N - f_{cr})} = \frac{S^-}{S^+ + S^-} = 72.5\% \\ \eta' = (1 + \alpha) \frac{S_d}{(f_N - f_{cr})t_{cr}} = (1 + \alpha) \frac{S^-}{S^+ + S^-} = 89.5\% \end{cases} \quad (23)$$

分别选取负荷突增量为5 MW、10 MW、15 MW和20 MW时的频率安全裕度，如图8所示。

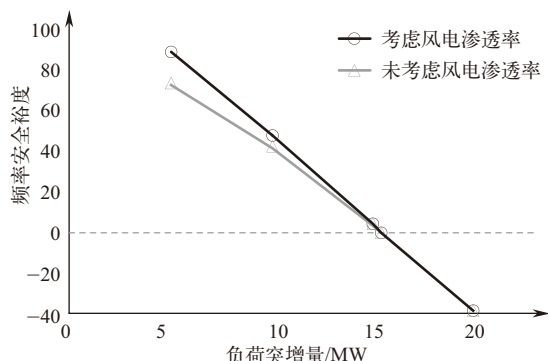


图8 不同突增量下的频率安全裕度

Fig. 8 Frequency security margin under different sudden increments

由图8可知，随着负荷突增量的上升，系统频率稳定性逐渐变差，且两种频率安全裕度的差值越来越小，在频率安全裕度等于0时趋于一致，频率安全裕度小于0时，两条曲线完全重合。

将未考虑风电渗透率的频率安全裕度作为稳定性的参考，可以看出，在系统突增量较小且系统较为稳定的情况下，风电渗透率对于频率的影响较大，即此时频率安全裕度以风电渗透率为主；在系统突增量较大且系统稳定性较低的情况下，风电渗透率对于频率安全裕度的影响较小，此时以系统频率稳定性为主。

(2) 频率安全裕度与风电渗透率

油气平台接入风电渗透率分别为23.5%、31.5%、38.0%和43.4%的风电机组后，经历不同负荷突增量下的系统频率安全裕度如图9所示。

从图9中可以看出，当负荷突增量较少 ($\Delta P=5$ MW) 时，系统频率安全裕度随着风电渗透率的增大而增大，此时鼓励接入风机，进而提高系统稳定性。

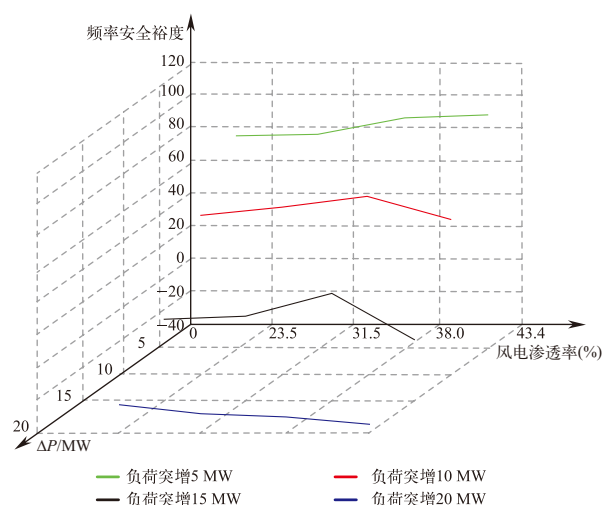


图9 频率安全裕度与风电渗透率的关系

Fig. 9 The relationship between the frequency security margin and the wind power penetration rate

当负荷突增量逐步增大 ($\Delta P=10$ MW 或 $\Delta P=15$ MW) 时，系统频率安全裕度不再随着风电渗透率的增大而增大。在风电渗透率为38.0%时频率安全裕度最高；而在风电渗透率为43.4%时，系统频率安全裕度下降，此时频率安全裕度以频率稳定性为主，即无法通过舍弃安全裕度来接入更多的风机。

当负荷突增量足够大，即 $\Delta P=20$ MW 时，系统频率安全裕度完全由频率稳定性来决定，且由于风电渗透率升高，系统愈发不稳定，导致系统频率安全裕度随着风电渗透率的升高反而降低。

(3) 频率安全裕度与风速瞬时变化量

分别计算不同风电渗透率下，风速瞬时变化量对频率安全裕度的影响，其频率安全裕度如图10所示。

从图10中可以看出，随着风速变化量的加大，不同风电渗透率下的系统频率安全裕度都有不同程度的下降。当风电渗透率相同时，系统频率安全裕度随着风速变化量的增大而逐渐变小，频率安全裕度下降的幅度也不断变大；当风速变化量相同时，由于频率的调节能力逐渐变差，系统频率安全裕度随风电渗透率的升高而不断下降，且风速变化量越大，系统频率安全裕度下降的幅度也越大。

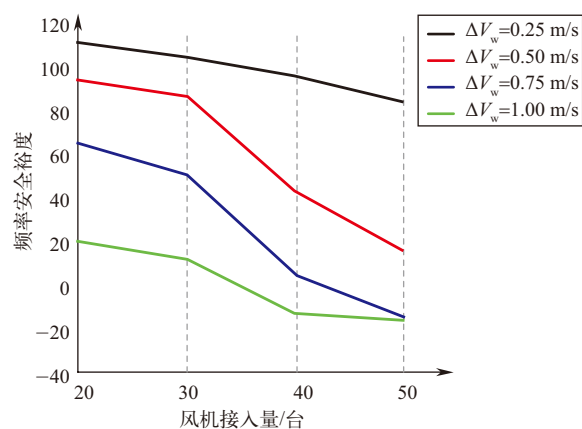


图 10 频率安全裕度与风机接入量的关系

Fig. 10 The relationship between the frequency security margin and the access capacity of wind turbines

4 结束语

本文提出了一种考虑风电渗透率的频率安全裕度指标，在传统频率安全裕度指标上，加入风电渗透率，能够综合评价风电渗透率与系统频率稳定性，得出以下结论。

1) 考虑风电渗透率和累积效应的频率安全裕度指标，对系统的稳定性进行评判：系统频率较为稳定时，舍弃部分由风机接入造成的稳定性下降，鼓励更多的风电机组接入，频率安全裕度指标随着风电渗透率的增大而增大；系统频率稳定性较差时，系统无法提供更多的稳定性风机接入，频率安全裕度指标不再随风电渗透率增大而增大；系统频率稳定性接近失稳或失稳状态时，考虑风电渗透率的频率安全裕度指标与传统频率安全裕度指标相同。

2) 改进SFR模型的频率响应曲线与全时域仿真模型的曲线一致性较好，频率的关键表征指标基本相同，在仿真中，频率最低点/最高点误差小于0.03%，频率变化率误差小于3.60%，且计算速度得到提升，通过算例仿真证实了该模型适用于远海油气平台。

3) 使用考虑风电渗透率的频率安全裕度指标对系统进行评价时，能够综合评价风电渗透率与系统频率稳定性的关系，且能够得到系统在稳定状态下的最大风电渗透率。

本文只是从频率安全裕度的角度评估平台的风电最大接入量，但在实际中，还应考虑电压稳

定性、功角稳定性、经济性等其他因素带来的一系列影响，并进行综合评估。

参考文献

- [1] 李国庆, 刘先超, 辛业春, 等. 含高比例新能源的电力系统频率稳定研究综述[J]. 高电压技术, 2024, 50(3): 1165-1181.
- [2] MARVIK J I, OYSLEBO E V, KORPAS M. Electrification of offshore petroleum installations with offshore wind integration[J]. Renewable Energy, 2013, 50: 558-564.
- [3] 郝晓弘, 胡开伟, 裴婷婷, 等. 风电接入交直流混联电网外送消纳能力研究[J]. 太阳能学报, 2021, 42(10): 195-201.
- [4] ZHANG Z, SUN Y, LIN J, et al. Coordinated frequency regulation by doubly fed induction generator-based wind power plants[J]. IET Renewable Power Generation, 2012, 6(1): 38-47.
- [5] ZHAO Jingjing, LV Xue, FU Yang, et al. Coordinated microgrid frequency regulation based on DFIG variable coefficient using virtual inertia and primary frequency control[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2016, 31(3): 833-845.
- [6] ELA E, GEVO R, GIAN V, et al. Market designs for the primary frequency response ancillary service: part I: motivation and design[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2014, 29(1): 421-431.
- [7] ZHANG Hengxu, LI Changgang, LIU Yutian. Quantitative frequency security assessment method considering cumulative effect and its applications in frequency control[J]. International Journal of Electrical Power & Energy Systems, 2015, 65: 12-20.
- [8] ZHANG Hengxu, HOU Zhiyuan, LIU Yutian. Online security assessment of power system frequency deviation[C]. IEEE PES Asia-Pacific Power and Energy Engineering Conference, Shanghai, China: IEEE, 2012.
- [9] 叶林, 陈超宇, 张慈杭, 等. 基于分布式模型预测控制的风电场参与AGC控制方法[J]. 电网技术, 2019, 43(9): 3261-3270.
- [10] 张恒旭, 刘玉田, 薛禹胜. 考虑累积效应的频

- 率偏移安全性量化评估[J]. 电力系统自动化, 2010, 34(24): 5-10.
- [11] 张子扬, 张宁, 杜尔顺, 等. 双高电力系统频率安全问题评述及其应对措施[J]. 中国电机工程学报, 2022, 42(1): 1-25.
- [12] KORPAS M, WARLAND L, WEI H, et al. A case-study on offshore wind power supply to oil and gas rigs[J]. Energy Procedia, 2012, 24(1): 18-26.
- [13] ARDALA R, UNDELAND T, SHARIFABADI K. Voltage and frequency control in offshore wind turbines connected to isolated oil platform power systems[J]. Energy Procedia, 2012, 24(1): 229-236.
- [14] HE W, UHLEN K, HADIYA M, et al. Case study of integrating an offshore wind farm with offshore oil and gas platforms and with an onshore electrical grid[J]. Journal of Renewable Energy, 2013(1): 607165.
- [15] ORLANDINI V, PIEROBON L, SCHLOER S, et al. Dynamic performance of a novel offshore power system integrated with a wind farm[J]. Energy, 2016, 109(1): 236-247.
- [16] 汪梦军, 郭剑波, 马士聪, 等. 新能源电力系统暂态频率稳定分析与调频控制方法综述[J]. 中国电机工程学报, 2023, 43(5): 1672-1694.
- [17] ANDERSON P M, MIRHEYDAR M. A low-order system frequency response model[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 1990, 5(3): 720-729.
- [18] 李常刚, 刘玉田, 张恒旭, 等. 基于直流潮流的电力系统频率响应分析方法[J]. 中国电机工程学报, 2009, 29(34): 36-41.
- [19] LI H, JU P, GAN C, et al. Analytic analysis for dynamic system frequency in power systems under uncertain variability[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2018, 34(2): 92-93.
- [20] 郭小龙, 刘方蕾, 胥国毅, 等. 风电机组参与调频的虚拟惯量控制与快速频率控制[J]. 智慧电力, 2020, 48(12): 1-7.
- [21] 张怡, 张恒旭, 李常刚, 等. 深度学习在电力系统频率分析与控制中的应用综述[J]. 中国电机工程学报, 2021, 41(10): 3392-3406.
- [22] 文云峰, 赵荣臻, 肖友强, 等. 基于多层极限学习机的电力系统频率安全评估方法[J]. 电力系统自动化, 2019, 43(1): 133-140.
- [23] WANG Qi, LI Feng, TANG Yi, et al. Integrating model-driven and data-driven methods for power system frequency stability assessment and control[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2019, 34(6): 4557-4568.
- [24] 顾雪平, 李扬, 吴献吉. 基于局部学习机和细菌群体趋药性算法的电力系统暂态稳定评估[J]. 电工技术学报, 2013, 28(10): 271-279.
- [25] DAI J, TANG Y, WANG Q. Fast method to estimate maximum penetration level of wind power considering frequency cumulative effect[J]. IET Generation, Transmission & Distribution, 2019, 13(9): 1726-1733.
- [26] ROWEN W I. Simplified mathematical representations of heavy-duty gas turbines[J]. Journal of Engineering for Power, 1983, 105(4): 865.
- [27] MASSUCCO S, PITTO A, SILVESTRO F. A Gas turbine model for studies on distributed generation penetration into distribution networks[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2011, 26(3): 992-999.
- [28] 李军军, 吴政球. 风电参与一次调频的小扰动稳定性分析[J]. 中国电机工程学报, 2011, 31(13): 1-9.
- [29] 李世春, 黄悦华, 王凌云, 等. 基于转速控制的双馈风电机组一次调频辅助控制系统建模[J]. 中国电机工程学报, 2017, 37(24): 7077-7086.
- [30] 李世春, 吕翔生, 钟浩, 等. 大规模双馈风电机组参与调频的电网自适应低频减载策略[J]. 电力系统自动化, 2019, 43(15): 109-115.
- [31] 卢雪松, 张晓宇, 李璇, 等. 基于ETAP海洋平台电力系统组网暂态稳定性研究[J]. 电气应用, 2022, 41(1): 47-52.
-
- ### 作者简介
- 余颖 (1972—), 女, 高级工程师, 研究方向为海上油气平台电力系统规划与设计。
- (收稿日期: 2025-06-01)