

非同步机电源渗透率对同步机之间功角稳定性影响的简化模型分析

喻哲扬, 张君黎, 徐 政

(浙江大学 电气工程学院, 浙江 杭州 310027)

摘要:研究了非同步机电源接入电网对电网中原有同步机之间功角稳定性的影响。基于经典的单机-无穷大系统模型,设计了一个考虑输电通道中接入非同步机电源的简单测试系统,提出了研究非同步机电源渗透率对同步机之间功角稳定性影响的衡量基准。建立了简单测试系统的数学模型,采用同步功率系数作为衡量小扰动功角稳定性的指标;基于等面积法则分析测试系统的大扰动稳定性,并采用故障临界清除时间作为衡量大扰动功角稳定性的指标。研究表明,在设计的测试系统和所提衡量基准下,非同步机电源接入对原系统中同步机之间功角稳定性有改善作用。

关键词:非同步机电源;渗透率;功角稳定性;小扰动稳定;大扰动稳定;等面积法则;同步功率系数;临界清除时间

中图分类号:TM 712

文献标志码:A

DOI:10.16081/j.epae.202009037

0 引言

随着能源转型的快速发展,非化石能源的使用比例将在电力生产环节大幅度上升^[1],而非化石能源如风电和光伏等,对应的发电电源大多为非同步机电源。随着大量非同步机电源接入电网,传统同步机之间的同步稳定性概念已不足以刻画包含非同步机电源的电网的同步稳定性问题,而需要采用广义同步稳定性的概念^[2]。非同步机电源保持与电网电源同步的主要手段是锁相环(PLL)或功率同步环(PSL)^[2-7]。在假定PLL和PSL性能理想,即不考虑非同步机电源与电网电源失步的条件下,考察非同步机电源接入对同步机之间功角稳定性的影响,是一个长期以来备受关注的课题^[2,8-10]。但是不同的研究采用的方法不同,衡量的基准也不同,并没有得出统一的结论。因此有必要就非同步机电源渗透率对同步机之间功角稳定性的影响进行进一步研究。

同步机之间的功角稳定性可以分为小扰动功角稳定性和大扰动功角稳定性2个方面。关于非同步机电源渗透率对同步机之间功角稳定性的影响研究已发表了很多文献,笔者仅从研究的问题、研究的方法、衡量的基准和研究的结果4个方面回顾以往的工作,所引用的文献仅作为示例,目的是展示该领域目前研究的现状。所谓研究的问题是指研究对小扰动稳定性的影响还是研究对大扰动稳定性的影响;研究的方法包括新增非同步机电源还是非同步机电源同容量替换同步机电源等;衡量的基准包括保持原系统的潮流分布不变还是允许原系统的潮流分布改变等;研究的结果包括对稳定性有增强作用、对稳

定性有削弱作用或不确定等。

文献[11-12]研究非同步机电源接入对小扰动功角稳定性的影响,采用的方法是新增非同步机电源但不改变同步机出力,且允许改变原系统的潮流分布。文献[12]认为非同步机电源接入可以为系统提供正阻尼,增强系统的稳定性;文献[11]认为加入非同步机电源后,系统的阻尼比变小,系统稳定性变差。文献[11]同时研究了采用非同步机电源替换同步机电源的方法,以及非同步机电源渗透率对系统小扰动稳定性的影响,同样得出了非同步机电源接入恶化了系统小扰动稳定性的结论。文献[13-15]采用非同步机电源替换同步机电源的方法,保持原系统潮流分布不变,研究非同步机电源接入对小扰动稳定性的影响。文献[13]认为非同步机电源的接入可以改善小扰动稳定性;文献[15]得出了相反的结论;文献[14]则认为非同步机电源接入对小扰动稳定性的影响与替换发电机的位置有关,非同步机电源替换掉与系统不稳定振荡模式相关度最高的同步发电机时,可以改善并网系统的小扰动稳定性,而在接入某些节点时可能会危害系统小扰动稳定性。可见针对非同步机电源接入对小扰动功角稳定性的影响,目前并没有统一的结论。

针对非同步机电源接入对大扰动功角稳定性的影响,文献[16-20]依据不同规则在原有系统中增加非同步机电源,研究非同步机电源接入对同步机之间功角稳定性的影响。其中,文献[16-17]在直接增加非同步机电源出力的条件下,得出了非同步机电源接入会对同步机之间大扰动功角稳定性带来不利影响的结论。文献[17-20]采用非同步机电源替换同步机电源的方法,增大了非同步机电源功率占系

统总发电功率的比重,得出了非同步机电源接入能改善同步机之间大扰动功角稳定性的结论。可见,关于非同步机电源接入对同步机大扰动功角稳定性的影响,也没有统一的结论。

综上所述,目前关于非同步机电源接入对同步机之间功角稳定性影响的研究,并没有得出统一的结论。究其原因,最根本的是衡量的基准不一致。为了使研究更贴近于未来电网的发展模式,本文针对考虑了非同步机电源接入的单机-无穷大系统,提出了一种新的衡量基准,即在非同步机电源出力变化时始终保持同步发电机相对受端系统等值电势功角不变。在此前提下研究同步发电机功角稳定性水平的变化,从而确定非同步机电源接入对同步机之间功角稳定性的影响。

1 测试系统设计与研究思路

为了采用解析方法对本文主题进行研究,借鉴电力系统解析分析的常见做法,只对最简单的单机-无穷大系统进行功角稳定性分析。考虑了非同步机电源接入后,最简单的单机-无穷大系统结构变为如图1所示的测试系统。图中, $E_{\text{gen}} = E_{\text{gen}} \angle \theta_{\text{gen}}$, 为发电机等值电势, E_{gen} 、 θ_{gen} 分别为其幅值和相角; $U_{\text{gen}} = U_{\text{gen}} \angle \theta_{\text{gen}}$ 、 $U_{\text{con}} = U_{\text{con}} \angle \theta_{\text{con}}$ 、 $U_{\text{sys}} = U_{\text{sys}} \angle \theta_{\text{sys}}$, 分别为母线 gen、con、sys 的电压, U_{gen} 、 U_{con} 、 U_{sys} 和 θ_{gen} 、 θ_{con} 、 θ_{sys} 分别为对应的幅值和相角; $E_{\text{sys}} = E_{\text{sys}} \angle \theta_{\text{sys}}$, 为受端系统等值电势, E_{sys} 、 θ_{sys} 分别为其幅值和相角; X_{gen} 为发电机加升压变压器的等值电抗; X_{line} 为输电线路等值电抗; X_{sys} 为受端系统等值电抗; P_{con} 、 Q_{con} 分别为非同步机电源输出的有功功率、无功功率; P_{gen} 、 Q_{gen} 分别为同步发电机输出的有功功率、无功功率。该测试系统描述了同步发电机 gen 向受端等值系统 sys 送电的一般性场景,而在送电通道中又有非同步机电源 con 接入并向受端等值系统 sys 送电。图1中,所谓的同步机功角稳定性指的是同步发电机 gen 与等值系统 sys 之间的功角稳定性。研究非同步机电源 con 对同步机功角稳定性的影响,即研究只考虑其输出的有功功率 P_{con} 和无功功率 Q_{con} 变化对同步机功角稳定性的影响。

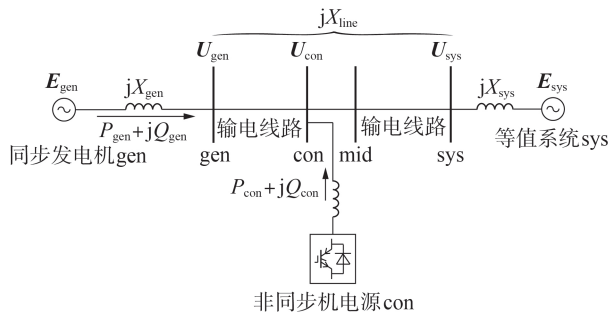


图1 测试系统结构

Fig.1 Structure of test system

测试系统的模型设置按如下方式考虑:输电线路采用正序基频分布参数模型,送端机组采用暂态电抗后的恒定电势模型,受端等值系统采用正序戴维南等值电路。测试系统的参数设置按如下方式考虑:参数采用标幺制,设置整个系统的功率基准值等于输电线路的自然功率 P_{SIL} ,电压基准值等于输电线路的额定电压。送端发电机额定有功功率为 P_{SIL} , $X_{\text{gen}} = 0.5 \text{ p.u.}$, $E_{\text{gen}} = 1.1 \text{ p.u.}$; $X_{\text{sys}} = 0.05 \text{ p.u.}$, $E_{\text{sys}} = 1.1 \text{ p.u.}$, 并设置受端系统等值电势的相角为整个系统的基准相位角,即设置 E_{sys} 的相角为 0° ;输电线路电抗按照没有非同步机电源接入时整个系统的输送功率静态稳定极限等于 $1.42 P_{\text{SIL}}$ 考虑,可以推导出 $X_{\text{line}} = 0.3 \text{ p.u.}$;输电线路的电抗按简化方式处理,将其作用合并归入非同步机电源的无功注入 Q_{con} 中,即非同步机电源的无功注入 Q_{con} 包含了输电线路电容所产生的无功。附录A中的表A1列出了测试系统的参数汇总。

为了研究非同步机电源对同步机功角稳定性的影响,首先要确立一个衡量的基准。本文采用发电机等值电势 E_{gen} 的相角 δ_{gen} 保持不变作为衡量的基准。具体地,对应某个发电机输送功率水平下的 δ_{gen} ,例如对应输送功率 $0.4 P_{\text{SIL}}$ 下的原始功角 $\delta_{\text{gen}0} = \delta_{0.4\text{SIL}}$,从小到大改变非同步机电源注入系统的功率 P_{con} ,使得发电机的输出功率相应地从大到小改变,但在此过程中始终维持 $\delta_{\text{gen}} = \delta_{\text{gen}0}$ 不变,考察发电机功角稳定性水平的变化,从而揭示非同步机电源渗透率是如何影响同步发电机的功角稳定性的。

本文对同步机的功角稳定性分析仍然采用常规的小扰动稳定性分析和大扰动稳定性分析。在小扰动稳定性分析时,对应如图1所示的测试系统,同步发电机的功角稳定性水平用其同步功率系数 K_s 来表征是合适的,因为同步功率系数本身的物理意义就是发电机保持同步的能力。在大扰动稳定性分析时,对如图1所示的测试系统,故障可以设置在受端等值系统母线 sys 上,以母线 sys 上发生三相短路故障临界清除时间作为表征发电机大扰动功角稳定性的指标。在整个研究过程中,为了简化分析和突出非同步机电源功率替代对同步机功角稳定性的影响,非同步机电源注入系统的无功功率 Q_{con} 总是设置为0;也可以理解为非同步机电源有很强的无功吞吐能力,总能保持单位功率因数运行。

2 数学模型与非同步机电源输出功率极限

针对图1所示的测试系统,定义非同步机电源渗透率 η 为非同步机电源的有功出力在系统总有出力中的比例,如式(1)所示。

$$\eta = P_{\text{con}} / (P_{\text{gen}} + P_{\text{con}}) \quad (1)$$

若以 X_{line1} 表示非同步机电源出口母线 con 与母线 gen 间的电抗,以 X_{line2} 表示非同步机电源出口母

线 con 与母线 sys 间的电抗,则有:

$$X_{\text{line}} = X_{\text{line1}} + X_{\text{line2}} \quad (2)$$

根据潮流计算基本方程,当非同步机电源输出的无功功率 $Q_{\text{con}}=0$ 时,可以得到有功功率 P_{gen} 和 P_{con} 的表达式如式(3)所示,推导过程及参数定义式见附录B。

$$\frac{P_{\text{gen}}}{1-\eta} = \frac{P_{\text{con}}}{\eta} = \frac{E_{\text{sys}} E_{\text{gen}}}{X_{\text{left}} + X_{\text{right}}} \times \frac{[1+k_{\text{con}}(2-\eta)\cos\delta_{\text{gen}}+k_{\text{con}}^2(1-\eta)]\sin\delta_{\text{gen}}}{1+2k_{\text{con}}(1-\eta)\cos\delta_{\text{gen}}+k_{\text{con}}^2(1-\eta)^2} \quad (3)$$

消去 η 后得到 P_{gen} 的表达式如式(4)所示,推导过程见附录B。

$$P_{\text{gen}} = \left(A + \sqrt{A^2 - \frac{P_{\text{con}}^2 k_{\text{con}}^2}{C^2}} \right) \sin\delta_{\text{gen}} - \frac{P_{\text{con}} B}{C} \quad (4)$$

$$\begin{cases} A = \frac{E_{\text{gen}} E_{\text{sys}}}{2(X_{\text{left}} + X_{\text{right}})} = \frac{E_{\text{gen}} E_{\text{sys}}}{2(X_{\text{gen}} + X_{\text{line}} + X_{\text{sys}})} \geq 0 \\ B = k_{\text{con}} \cos\delta_{\text{gen}} + 1 \\ C = k_{\text{con}}^2 + 2k_{\text{con}} \cos\delta_{\text{gen}} + 1 \geq (k_{\text{con}} - 1)^2 \geq 0 \end{cases} \quad (5)$$

为了使得式(4)在 δ_{gen} 的变化范围内总能成立,非同步机电源输出功率存在极限 $P_{\text{con,lim}}$, $P_{\text{con,lim}}$ 的表达式如式(6)所示,推导过程见附录C。

$$P_{\text{con,lim}} = \left(-2 + k_{\text{con}} + \frac{1}{k_{\text{con}}} \right) A = \left(-2 + k_{\text{con}} + \frac{1}{k_{\text{con}}} \right) \frac{E_{\text{gen}} E_{\text{sys}}}{2(X_{\text{gen}} + X_{\text{line}} + X_{\text{sys}})} \quad (6)$$

针对非同步机电源接入母线 gen 和母线 mid 这2种情况,可以得到非同步机电源输出功率极限 $P_{\text{con,lim}}$ 分别为 0.089 p.u. 和 1.11 p.u.。从式(6)可以看出,在测试系统两端等值电势和等值电抗固定的条件下, $P_{\text{con,lim}}$ 只与 k_{con} 有关,即只与非同步机电源接入系统的位置有关,越靠近系统受端, $P_{\text{con,lim}}$ 越大。

3 非同步电源渗透率对小扰动稳定性的影响

将式(4)在额定运行点线性化,得到同步功率系数 K_s 的表达式为:

$$K_s = \frac{dP_{\text{gen}}}{d\delta_{\text{gen}}} \bigg|_{\delta_{\text{gen}}=\delta_{\text{gen0}}} = A \cos\delta_{\text{gen0}} + D \cos\delta_{\text{gen0}} + \frac{E \sin\delta_{\text{gen0}} - F \sin^2\delta_{\text{gen0}}}{C^2} \quad (7)$$

$$\begin{cases} D = \sqrt{A^2 - \frac{P_{\text{con}}^2 k_{\text{con}}^2}{C^2}} \\ E = \frac{(k_{\text{con}}^3 - k_{\text{con}}) P_{\text{con}}}{C^2} \\ F = \frac{2P_{\text{con}}^2 k_{\text{con}}^3}{C^3 D} \end{cases} \quad (8)$$

根据同步功率系数的物理意义, K_s 越大表示发电机的小扰动稳定水平越高。式(7)中,除 P_{con} 之外的其他参数都是确定的。因此,在系统结构不变并保持 $\delta_{\text{gen}} = \delta_{\text{gen0}}$ 时, K_s 的大小只与 P_{con} 有关。在保持 $\delta_{\text{gen}} = \delta_{\text{gen0}}$ 的条件下, P_{con} 增大时 P_{gen} 一定减小,而 η 则单调增大。因此,如果从小到改变非同步机电源有功出力 P_{con} 到其极限值 $P_{\text{con,lim}}$,就能够评估非同步机电源渗透率 η 对同步功率系数 K_s 的影响,从而揭示非同步机电源渗透率 η 对发电机小扰动稳定性的影响规律。

根据式(4)和式(7),在保持 $\delta_{\text{gen}} = \delta_{\text{gen0}}$ 的条件下,给定一个 P_{con} ,就能得到一个 P_{gen} 和 K_s ,从而能够得到 K_s 随 η 变化的曲线。

下面分别考察发电机原始输送功率为 $0.4P_{\text{SIL}}$ 、 $0.7P_{\text{SIL}}$ 和 P_{SIL} 且非同步机电源接在母线 gen 和母线 mid 这2种情况下, η 对发电机小扰动稳定性的影响。

当同步机输出有功为 $0.4P_{\text{SIL}}$ 时,保持 $\delta_{\text{gen}} = \delta_{0.4\text{SIL}}$ 不变,考察非同步机电源分别接在母线 gen 和母线 mid 处时, P_{gen} 、 P_{con} 与 η 的对应关系以及同步功率系数 K_s 随 η 变化的特性,结果如图2所示,图中 P_{gen} 、 P_{con} 均为标么值,后同。显然,发电机有功功率的极限值 $P_{\text{gen,lim}}$ 和渗透率的极限值 $\eta_{\text{gen,lim}}$ 都在 $P_{\text{con}} = P_{\text{con,lim}}$ 时达到。根据式(4),非同步机电源接在母线 gen 处时, $P_{\text{gen,lim}} = 0.363 \text{ p.u.}$, $\eta_{\text{gen,lim}} = \frac{0.089}{0.363+0.089} \approx 0.20$; 非同步机电源接在母线 mid 处时, $P_{\text{gen,lim}} = 0.135 \text{ p.u.}$,

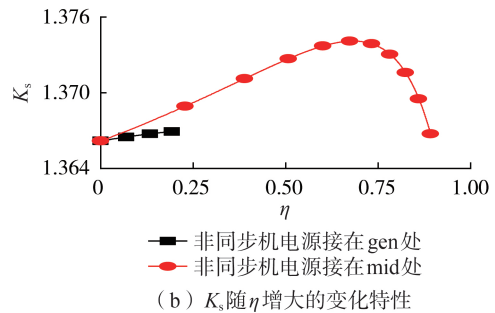
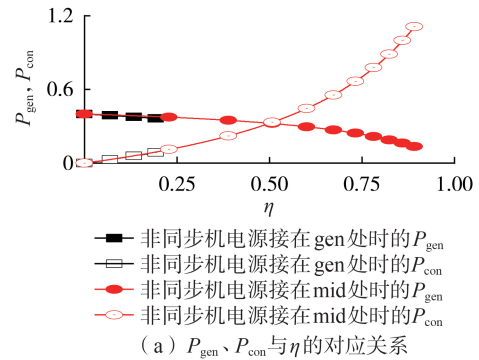


图2 当 $\delta_{\text{gen0}} = \delta_{0.4\text{SIL}}$ 时, P_{gen} 、 P_{con} 和 K_s 随 η 的变化特性

Fig.2 Variation of P_{gen} , P_{con} and K_s vs. η when $\delta_{\text{gen0}} = \delta_{0.4\text{SIL}}$

$\eta_{\text{gen, lim}} = \frac{1.11}{0.135 + 1.11} \approx 0.89$ 。而随着 η 的增大,同步功率系数 K_s 都比 $\eta=0$ 时的大,说明非同步机电源接入对发电机的小扰动稳定性是有利的。但 K_s 随 η 的变化不是单调的,对于本例,当 η 从 0 变化至 0.7 时, K_s 是增大的, $\eta > 0.7$ 后, K_s 是减小的。

当同步机输出有功为 $0.7P_{\text{SIL}}$ 时,保持 $\delta_{\text{gen}} = \delta_{0.7\text{SIL}}$ 不变,得到的结果如图 3 所示。此时,若非同步机电源接在母线 gen 处,则 $\eta_{\text{gen, lim}} = \frac{0.089}{0.664 + 0.089} \approx 0.12$; 若非同步机电源接在母线 mid 处,则 $\eta_{\text{gen, lim}} = \frac{1.11}{0.438 + 1.11} \approx 0.72$ 。而随着 η 的增大,同步功率系数 K_s 都比 $\eta=0$ 时的大,且在 η 的变化范围内, K_s 基本是增大的,说明非同步机电源的接入对发电机的小扰动稳定性是有利的。

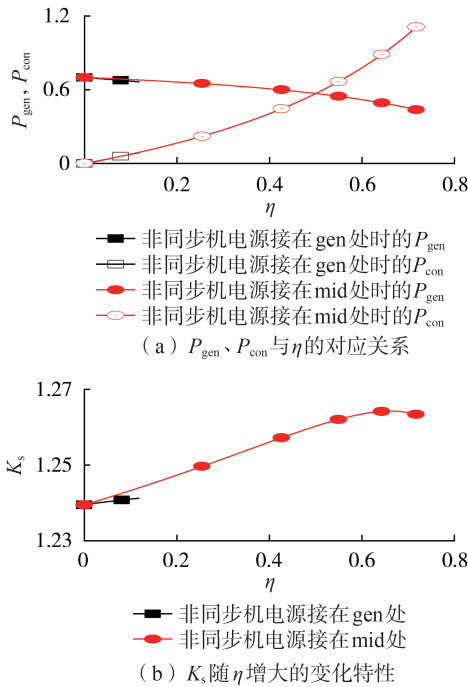


图3 当 $\delta_{\text{gen}0} = \delta_{0.7\text{SIL}}$ 时, P_{gen} 、 P_{con} 、 K_s 随 η 的变化特性

Fig.3 Variation of P_{gen} , P_{con} and K_s vs. η when $\delta_{\text{gen}0} = \delta_{0.7\text{SIL}}$

当同步机输出有功为 P_{SIL} 时,保持 $\delta_{\text{gen}} = \delta_{\text{SIL}}$ 不变,得到的结果如附录 D 中的图 D1 所示。此时,若非同步机电源接在母线 gen 处,则 $\eta_{\text{gen, lim}} = \frac{0.089}{0.964 + 0.089} \approx 0.085$; 若非同步机电源接在母线 mid 处,则 $\eta_{\text{gen, lim}} = \frac{1.11}{0.748 + 1.11} \approx 0.6$ 。而随着 η 的增大, K_s 都比 $\eta=0$ 时的大,且在 η 的变化范围内, K_s 都是增大的,说明非同步机电源接入对发电机的小扰动稳定性是有利的。

由图 2、3 及图 D1 可以看出:

(1) 当发电机保持原始功角 $\delta_{\text{gen}0}$ 从小到大变化

时, η 的极限值将越来越小,且非同步机电源接入点越靠近发电机, η 的极限值越小;

(2) 当发电机保持原始功角 $\delta_{\text{gen}0}$ 不变时,无论发电机初始功角是何值及非同步机电源接在何处,随着 η 的增大, K_s 都比 $\eta=0$ 时的大,说明非同步机电源的接入对发电机的小扰动功角稳定性是有利的。

4 非同步电源渗透率对大扰动稳定性的影响

大扰动稳定性用于判断系统在遭受短路或线路跳闸等大扰动后系统保持稳定的能力。仍然针对图 1 所示的测试系统,研究非同步机电源接入对大扰动稳定性的影响。研究采用的技术路线是经典的等面积法则,假设受端母线 sys 发生三相短路故障,至故障清除时刻 t_{clear} 后清除故障;按照等面积法则求取同步机能够保持大扰动稳定的临界清除时间 t_{cr} ,由临界清除时间 t_{cr} 的大小来评判同步发电机的大扰动稳定水平。临界清除时间 t_{cr} 越大,表示同步发电机的大扰动稳定水平越高。

4.1 与等面积法则相关的功率表达式及其意义

应用等面积法则需要推导发电机在故障前、故障中和故障后 3 个时间段的输出功率表达式,并假定发电机机械功率保持不变。由于考察的故障类型是母线 sys 上的三相短路,即故障时母线 sys 上的电压为 0,由此推出故障期间发电机的输出功率 $P_{\text{gen}} = 0$;而故障前和故障清除后,测试系统的结构和系统参数没有变化,因此发电机的输出功率表达式 P_{gen} 的表达式仍然是式 (4),它是 δ_{gen} 和 P_{con} 的函数;而发电机的机械功率等于发电机的原始输出功率 $P_{\text{gen}0}$ 。故障期间,发电机输出功率 $P_{\text{gen}} = 0$,发电机的加速功率即为自身输入机械功率 $P_{\text{gen}0}$ 。因此,根据发电机的运动方程:

$$M \frac{d^2 \delta_{\text{gen}}}{dt^2} = P_m - P_e - P_D = P_{\text{gen}0} \quad (9)$$

其中, M 为发电机组的惯性时间常数,单位为 s; t 为时间,单位为 s; P_m 为发电机输入机械功率标幺值, $P_m = P_{\text{gen}0}$; P_e 为发电机输出的电磁功率标幺值,故障期间为 0; P_D 为发电机的阻尼功率标幺值,这里不考虑,因此 $P_D = 0$ 。由故障发生时发电机运动方程的边界条件可以推出故障清除时刻 t_{clear} 的发电机功角 δ_{clear} 的表达式为:

$$\delta_{\text{clear}} = \delta_{\text{gen}0} + \frac{P_{\text{gen}0}}{2M} t_{\text{clear}}^2 \quad (10)$$

在上述条件下,等面积法则的原理如图 4 所示。图中, δ_{clear} 为与故障清除时刻 t_{clear} 对应的故障清除角; δ_h (δ_{h1} , δ_{h2}) 为故障清除后发电机输出功率 P_{gen} 与发电机机械功率 $P_m = P_{\text{gen}0}$ 的交点对应的相角。根据等面积法则,与故障临界清除时刻 $t_{\text{clear}} = t_{\text{cr}}$ 对应的故

障临界清除角 $\delta_{\text{clear}} = \delta_{\text{cr}}$ 所满足的条件是“加速面积=减速面积”,即有:

$$\int_{\delta_{\text{gen0}}}^{\delta_{\text{cr}}} P_{\text{gen0}} d\delta - \int_{\delta_{\text{cr}}}^{\delta_{\text{h}}} (P_{\text{gen}} - P_{\text{gen0}}) d\delta = \int_{\delta_{\text{gen0}}}^{\delta_{\text{h}}} P_{\text{gen0}} d\delta - \int_{\delta_{\text{cr}}}^{\delta_{\text{h}}} P_{\text{gen}} d\delta = 0 \quad (11)$$

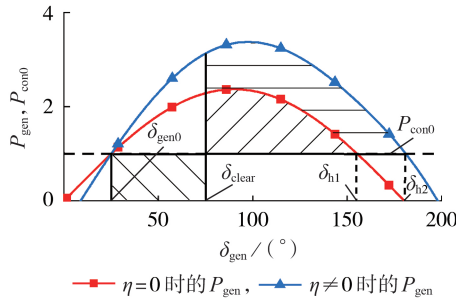


图4 所讨论条件下的等面积法则

Fig.4 Equal area rule under conditions discussed

由于 P_{gen} 的表达式比较复杂,因此采用数值积分法对式(11)进行求解,将故障清除角 δ_{clear} 从 δ_{gen0} 开始逐渐增加,当 δ_{clear} 增加到 δ_{cr} 时,加速面积恰好等于减速面积。而根据式(10),由 δ_{cr} 很容易求出临界清除时间 t_{cr} 。

4.2 不同工况下非同步电源渗透率对大扰动稳定性的影响

下面分别考察发电机原始输送功率为 $0.4P_{\text{SIL}}$ 、 $0.7P_{\text{SIL}}$ 和 P_{SIL} 且非同步机电源接在母线gen和母线mid这2种情况下, η 对发电机大扰动功角稳定性的影响,设发电机组惯性时间常数 $M=10\text{ s}$ 。

当同步机输出有功为 $0.4P_{\text{SIL}}$ 时,非同步机电源渗透率对大扰动稳定性的影响如图5所示。此时,当非同步机电源接在母线gen处时,渗透率的极限

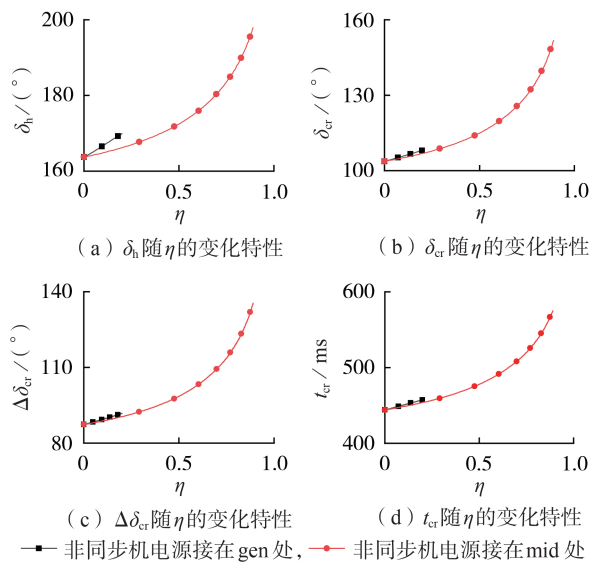


图5 当 $\delta_{\text{gen0}} = \delta_{0.4\text{SIL}}$ 时, δ_{h} 、 δ_{cr} 、 $\Delta\delta_{\text{cr}}$ 和 t_{cr} 随 η 的变化特性

Fig.5 Variation of δ_{h} , δ_{cr} , $\Delta\delta_{\text{cr}}$ and t_{cr} vs. η

when $\delta_{\text{gen0}} = \delta_{0.4\text{SIL}}$

值 $\eta_{\text{gen,lim}} = 0.2$,在此极限渗透率下的 $\delta_{\text{h}} = 170^\circ$ 、 $\delta_{\text{cr}} = 108^\circ$ 、 $\Delta\delta_{\text{cr}} = \delta_{\text{cr}} - \delta_{\text{gen0}} = 91^\circ$ 、 $t_{\text{cr}} = 457\text{ ms}$;当非同步机电源接在母线mid处时,渗透率的极限值 $\eta_{\text{gen,lim}} = 0.89$,在此极限渗透率下的 $\delta_{\text{h}} = 198^\circ$ 、 $\delta_{\text{cr}} = 152^\circ$ 、 $\Delta\delta_{\text{cr}} = \delta_{\text{cr}} - \delta_{\text{gen0}} = 135^\circ$ 、 $t_{\text{cr}} = 575\text{ ms}$ 。

当同步机输出有功为 $0.7P_{\text{SIL}}$ 时,非同步机电源渗透率对大扰动稳定性的影响如图6所示。此时若非同步机电源接在母线gen处,则渗透率极限值 $\eta_{\text{gen,lim}} = 0.12$,在此极限渗透率下的 $\delta_{\text{h}} = 153^\circ$ 、 $\delta_{\text{cr}} = 83^\circ$ 、 $\Delta\delta_{\text{cr}} = \delta_{\text{cr}} - \delta_{\text{gen0}} = 53^\circ$ 、 $t_{\text{cr}} = 193\text{ ms}$;若非同步机电源接在母线mid处,则渗透率的极限值 $\eta_{\text{gen,lim}} = 0.72$,在此极限渗透率下 $\delta_{\text{h}} = 184^\circ$ 、 $\delta_{\text{cr}} = 108^\circ$ 、 $\Delta\delta_{\text{cr}} = \delta_{\text{cr}} - \delta_{\text{gen0}} = 78^\circ$ 、 $t_{\text{cr}} = 280\text{ ms}$ 。

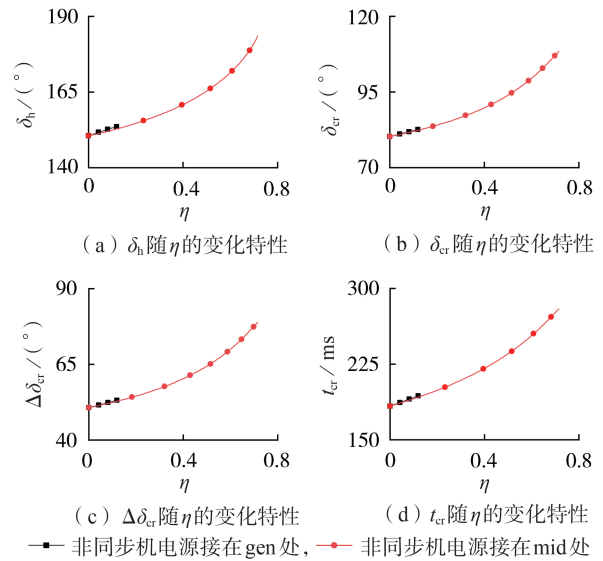


图6 当 $\delta_{\text{gen0}} = \delta_{0.7\text{SIL}}$ 时, δ_{h} 、 δ_{cr} 、 $\Delta\delta_{\text{cr}}$ 和 t_{cr} 随 η 的变化特性

Fig.6 Variation of δ_{h} , δ_{cr} , $\Delta\delta_{\text{cr}}$ and t_{cr} vs. η

when $\delta_{\text{gen0}} = \delta_{0.7\text{SIL}}$

当同步机输出有功为 P_{SIL} 时,非同步机电源渗透率对大扰动稳定性的影响如附录D中的图D2所示。此时,若非同步机电源接在母线gen处,则渗透率的极限值 $\eta_{\text{gen,lim}} = 0.085$,在此极限渗透率下的 $\delta_{\text{h}} = 137^\circ$ 、 $\delta_{\text{cr}} = 67^\circ$ 、 $\Delta\delta_{\text{cr}} = \delta_{\text{cr}} - \delta_{\text{gen0}} = 23^\circ$ 、 $t_{\text{cr}} = 159\text{ ms}$;若非同步机电源接在母线mid处,则渗透率的极限值 $\eta_{\text{gen,lim}} = 0.6$,在此极限渗透率下的 $\delta_{\text{h}} = 157^\circ$ 、 $\delta_{\text{cr}} = 80^\circ$ 、 $\Delta\delta_{\text{cr}} = \delta_{\text{cr}} - \delta_{\text{gen0}} = 35^\circ$ 、 $t_{\text{cr}} = 205\text{ ms}$ 。

由图6、7及图D2可以看出:

(1)无论非同步机电源接在何处,保持 δ_{gen0} 不变时,随着非同步机电源渗透率的增大,临界清除角和临界清除时间都增大,这意味着同步机的大扰动功角稳定性得到增强;

(2)相同的渗透率下,非同步机电源接在母线gen处的故障临界清除时间总大于接在母线mid处的故障临界清除时间,这说明在同步机功角保持不

变的情况下,非同步机电源接入位置越靠近同步发电机母线,非同步机电源对同步机大扰动稳定性的改善作用越强。

5 结论

本文基于单机-无穷大系统设计了一个小型测试系统,用于研究非同步机电源渗透率对同步机之间功角稳定性的影响。设定的衡量基准是在非同步机电源出力变化时始终保持同步发电机相对受端系统等值电势功角不变。在此前提下将功角稳定性分为小扰动功角稳定性和大扰动功角稳定性,分别对非同步机电源接入产生的影响进行分析,其中小扰动稳定性水平的衡量指标采用同步功率系数 K_s ,大扰动稳定性水平的衡量指标采用故障临界清除时间 t_{cr} 。针对测试系统研究所得的主要结论如下。

(1)非同步机电源有一个极限出力问题,该极限出力主要取决于非同步机电源的接入位置。非同步机电源渗透率 η 的极限值随原始功角的增大而减小;非同步机电源接入点越靠近同步发电机,渗透率 η 的极限值越小。

(2)在本文设定的衡量基准即保持同步发电机相对受端系统等值电势功角不变的条件下,非同步机电源的接入对同步发电机的小扰动功角稳定性总是有利的,但这种有利的影响随渗透率 η 的变化不是单调的。

(3)在本文设定的衡量基准下,无论非同步机电源接在何处,随着非同步机电源渗透率的增大,故障清除时间总是增大的,表明非同步机电源的接入对同步机的大扰动功角稳定性是有利的。

(4)相同的渗透率 η 下,非同步机电源接在母线gen处的故障临界清除时间总大于接在母线mid处的故障临界清除时间,这说明在本文设定的衡量基准下,非同步机电源接入位置越靠近同步发电机母线,非同步机电源对同步机大扰动稳定性的改善作用越强。

(5)本文中非同步机电源对系统的作用是用恒定有功功率来表示的(综合无功注入设定为0),因而所得结论与非同步机电源类型无关。然而,对于实际系统,非同步机电源的输出功率特性一定与接入点电压及非同步机电源类型有关。因此,非同步机电源渗透率对同步机之间功角稳定性的影响,一定与非同步机电源的输出功率特性有关。然而在机电暂态分析模式下,不管采用恒功率模型、ZIP模型还是其他模型,对非同步机电源的出力特性进行准确模拟都是很困难的,因为非同步机电源的出力特性本质上决定于其控制系统,而机电暂态分析模式基于正序基波相量模型,很难对非同步机电源的控

制系统进行精确模拟。在方法论上,要彻底解决非同步机电源的出力特性模拟问题,需要采用电磁暂态分析方法,这也是未来分析电力系统广义同步稳定性的基本技术路线。

附录见本刊网络版(<http://www.epae.cn>)。

参考文献:

- [1] 寇伟. 第24届世界能源大会全体会议“推动可持续的能源变革”环节发言[EB/OL]. (2019-09-10)[2020-05-19]. http://www.sohu.com/a340384024_120044928.
- [2] 徐政. 高比例非同步机电源电网面临的三大技术挑战[J]. 南方电网技术, 2020, 14(2): 1-9.
XU Zheng. Three technical challenges faced by power grids with high proportion of non-synchronous machine sources [J]. Southern Power System Technology, 2020, 14(2): 1-9.
- [3] 吉正华, 韦芬卿, 杨海英. 基于dq变换的三相软件锁相环设计[J]. 电力自动化设备, 2011, 31(4): 104-107.
JI Zhenghua, WEI Fenqing, YANG Haiying. Three-phase software phase-locked loop based on dq reference frame [J]. Electric Power Automation Equipment, 2011, 31(4): 104-107.
- [4] 郭晓瑞, 郭吉丰, 龙英文. 三相全数字频率自适应闭环锁相技术[J]. 电力自动化设备, 2013, 33(2): 81-86.
GUO Xiaorui, GUO Jifeng, LONG Yingwen. Digital frequency-adaptive PLL technique for three-phase grid-connected inverter [J]. Electric Power Automation Equipment, 2013, 33(2): 81-86.
- [5] 张国庆, 王贵忠, 吴志琪, 等. 一种改进型两相静止坐标系增强型锁相环[J]. 电力自动化设备, 2018, 38(8): 59-67.
ZHANG Guoqing, WANG Guizhong, WU Zhiqi, et al. An improved two-phase stationary frame EPLL [J]. Electric Power Automation Equipment, 2018, 38(8): 59-67.
- [6] 薛安成, 王清, 毕天姝. 双馈风机与同步机小扰动功角相互作用机理分析[J]. 中国电机工程学报, 2016, 36(2): 417-425.
XUE Ancheng, WANG Qing, BI Tianshu. Study on the mechanism of small signal dynamic interaction between doubly-fed induction generator and synchronous generator [J]. Proceedings of the CSEE, 2016, 36(2): 417-425.
- [7] 李奕欣, 赵书强, 马燕峰, 等. 三相LCL型并网逆变器的阻抗建模及特性分析[J]. 电力自动化设备, 2019, 39(7): 107-113.
LI Yixin, ZHAO Shuqiang, MA Yanfeng, et al. Impedance modeling and characteristic analysis of three-phase LCL-type grid-connected inverters [J]. Electric Power Automation Equipment, 2019, 39(7): 107-113.
- [8] 张丽英, 叶廷路, 辛耀中, 等. 大规模风电接入电网的相关问题及措施[J]. 中国电机工程学报, 2010, 30(25): 1-9.
ZHANG Liying, YE Tinglu, XIN Yaozhong, et al. Problems and measures of power grid accommodating large scale wind power [J]. Proceedings of the CSEE, 2010, 30(25): 1-9.
- [9] XIA Jun, O'REILLY J, DYŠKO A. Future stability challenges for the UK network with high wind penetration levels [J]. IET Generation, Transmission & Distribution, 2015, 9(11): 1160-1167.
- [10] 陈国平, 李明节, 许涛, 等. 我国电网支撑可再生能源发展的实践与挑战[J]. 电网技术, 2017, 41(10): 3095-3103.
CHEN Guoping, LI Mingjie, XU Tao, et al. Practice and challenge of renewable energy development based on interconnected power grids [J]. Power System Technology, 2017, 41(10): 3095-3103.
- [11] 李辉, 陈宏文, 杨超, 等. 含双馈风电场的电力系统低频振荡模态分析[J]. 中国电机工程学报, 2013, 33(28): 17-24.
LI Hui, CHEN Hongwen, YANG Chao, et al. Modal analysis of the low-frequency oscillation of power systems with DFIG-

- based wind farms[J]. Proceedings of the CSEE, 2013, 33(28): 17-24.
- [12] 贾宏杰, 王磊. 含大规模风电场的电力系统小扰动稳定性研究[J]. 电网技术, 2012, 36(10): 61-69.
JIA Hongjie, WANG Lei. Small signal stability analysis of power grid integrated with large-scale wind farm composed of doubly fed induction generators[J]. Power System Technology, 2012, 36(10): 61-69.
- [13] DU W J, BI J T, WANG T, et al. Impact of grid connection of large-scale wind farms on power system small-signal angular stability[J]. CSEE Journal of Power and Energy Systems, 2015, 1(2): 83-89.
- [14] 王忱, 石立宝, 姚良忠, 等. 大规模双馈型风电场的小扰动稳定性分析[J]. 中国电机工程学报, 2010, 30(4): 63-70.
WANG Chen, SHI Libao, YAO Liangzhong, et al. Small signal stability analysis of the large-scale wind farm with DFIGs[J]. Proceedings of the CSEE, 2010, 30(4): 63-70.
- [15] 杨黎晖, 马西奎. 双馈风电机组对电力系统低频振荡特性的影响[J]. 中国电机工程学报, 2011, 31(10): 19-25.
YANG Lihui, MA Xikui. Impact of doubly fed induction generator wind turbine on power system low-frequency oscillation characteristic[J]. Proceedings of the CSEE, 2011, 31(10): 19-25.
- [16] CHOWDHURY M A, HOSSEINZADEH N, POTA H R, et al. Transient stability of power system integrated with doubly fed induction generator wind farms[J]. IET Renewable Power Generation, 2015, 9(2): 184-194.
- [17] 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.
- [18] 牟澎涛, 赵冬梅, 王嘉成. 大规模风电接入对系统功角稳定影响的机理分析[J]. 中国电机工程学报, 2017, 37(5): 1325-1334.
MU Pengtao, ZHAO Dongmei, WANG Jiacheng. Influence mechanism analysis of large-scale wind power integration on power system angle stability[J]. Proceedings of the CSEE, 2017, 37(5): 1325-1334.
- [19] 罗煦之, 易俊, 张健, 等. 结合DFIG功率特性研究风电并网对系统功角稳定性的影响[J]. 电网技术, 2015, 39(12): 3401-3407.
LUO Xuzhi, YI Jun, ZHANG Jian, et al. Research on influence of integrated wind plants on power angle stability based on output characteristic of DFIG[J]. Power System Technology, 2015, 39(12): 3401-3407.
- [20] 郭小江, 赵丽莉, 汤奕, 等. 风火打捆交直流外送系统功角暂态稳定研究[J]. 中国电机工程学报, 2013, 33(22): 19-25.
GUO Xiaojia, ZHAO Lili, TANG Yi, et al. Study on angle transient stability for wind-thermal-bundled power transmitted by AC/DC system[J]. Proceedings of the CSEE, 2013, 33(22): 19-25.

作者简介:



喻哲扬

喻哲扬(1996—),男,浙江义乌人,博士研究生,主要研究方向为新能源接入问题与柔性直流输电(E-mail: 906267954@qq.com);

张君黎(1997—),男,河北邯郸人,博士研究生,主要研究方向为交直流大电网稳定分析与控制(E-mail: 3150104832@zju.edu.cn);

徐政(1962—),男,浙江海宁人,教授,博士研究生导师,博士,研究方向为大规模交直流电力系统分析、直流输电与柔性交流输电、风力发电技术与风电场并网技术(E-mail: xuzheng007@zju.edu.cn)。

(编辑 任思思)

Simplified model analysis of influence of penetration rate of non-synchronous generator source on angle stability of synchronous generators

YU Zheyang, ZHANG Junli, XU Zheng

(College of Electrical Engineering, Zhejiang University, Hangzhou 310027, China)

Abstract: The influence of non-synchronous generator source connected to power grid on the angle stability of synchronous generators in power systems is studied. Based on the classical single-machine infinite-bus system model, a simple test system considering the power supplied by the non-synchronous generator source connected to the transmission corridor is designed. A benchmark for studying the influence of penetration rate of non-synchronous generator on the angle stability of synchronous generators is proposed. The mathematical model of the simple test system is established, and the synchronizing power coefficient is used as the index to measure the small signal angle stability. The large signal stability of the test system is analyzed based on the equal area criterion, and the fault critical clearing time is used as the index to measure the large signal angle stability. The research results show that under the test system and the proposed benchmark, the integration of non-synchronous generator sources can improve the angle stability of the synchronous generators in the original system.

Key words: non-synchronous generator source; penetration rate; angle stability; small signal stability; large signal stability; equal area criterion; synchronizing power coefficient; critical clearing time

附录 A

表 A1 测试系统参数

TableA1 Parameters of test system

参数	参数值
发电机额定容量	P_{SIL}
送端系统	发电机静态稳定极限 $1.42 P_{\text{SIL}}$
	发电机等值电势 E_{gen} 1.1 p.u.
	发电机加升压变等值电抗 X_{gen} 0.5 p.u.
受端系统	受端系统等值电势 E_{sys} 1.1 p.u.
	受端系统等值电抗 X_{sys} 0.05 p.u.
输电线路	输电线路等值电抗 X_{line} 0.3 p.u.

附录 B

根据潮流计算基本方程，测试系统中的 2 个有功功率 P_{gen} 和 P_{con} 满足如式 (B1) 所示。

$$\begin{cases} P_{\text{gen}} = \frac{E_{\text{gen}} U_{\text{con}} \sin(\delta_{\text{gen}} - \theta_{\text{con}})}{X_{\text{left}}} \\ P_{\text{gen}} + P_{\text{con}} = \frac{U_{\text{con}} E_{\text{sys}} \sin \theta_{\text{con}}}{X_{\text{right}}} \end{cases} \quad (\text{B1})$$

$$\begin{cases} X_{\text{left}} = X_{\text{gen}} + X_{\text{line1}} \\ X_{\text{right}} = X_{\text{sys}} + X_{\text{line2}} \end{cases} \quad (\text{B2})$$

定义表征非同步机电源接入点位置的参数为：

$$k_{\text{con}} = \frac{E_{\text{sys}} X_{\text{left}}}{E_{\text{gen}} X_{\text{right}}} \geq 0 \quad (\text{B3})$$

则根据正文中式 (1) 及式 (3) 可得：

$$k_{\text{con}} (1 - \eta) = \frac{\sin(\delta_{\text{gen}} - \theta_{\text{con}})}{\sin \theta_{\text{con}}} = \frac{\sin \delta_{\text{gen}} \cos \theta_{\text{con}} - \cos \delta_{\text{gen}} \sin \theta_{\text{con}}}{\sin \theta_{\text{con}}} \quad (\text{B4})$$

整理上式可得：

$$\tan \theta_{\text{con}} = \frac{\sin \delta_{\text{gen}}}{(1 - \eta) k_{\text{con}} + \cos \delta_{\text{gen}}} \quad (\text{B5})$$

同时，设非同步机电源输出的无功功率 $Q_{\text{con}} = 0$ ，则有：

$$Q_{\text{con}} = \frac{U_{\text{con}} [U_{\text{con}} - E_{\text{gen}} \cos(\theta_{\text{con}} - \delta_{\text{gen}})]}{X_{\text{left}}} + \frac{U_{\text{con}} (U_{\text{con}} - E_{\text{sys}} \cos \theta_{\text{con}})}{X_{\text{right}}} = 0 \quad (\text{B6})$$

可以得到 U_{con} 的表达式为：

$$U_{\text{con}} = \frac{E_{\text{gen}} X_{\text{right}}}{X_{\text{left}} + X_{\text{right}}} \frac{1 + k_{\text{con}} (2 - \eta) \cos \delta_{\text{gen}} + k_{\text{con}}^2 (1 - \eta)}{\sqrt{1 + 2k_{\text{con}} (1 - \eta) \cos \delta_{\text{gen}} + k_{\text{con}}^2 (1 - \eta)^2}} \quad (\text{B7})$$

将式 (B7) 和式 (B5) 代入式 (B1) 可以得到有功功率 P_{gen} 和 P_{con} 的表达式为：

$$\frac{P_{\text{gen}}}{(1-\eta)} = \frac{P_{\text{con}}}{\eta} = \frac{E_{\text{sys}} E_{\text{gen}}}{(X_{\text{left}} + X_{\text{right}})} \frac{[1 + k_{\text{con}}(2-\eta)\cos\delta_{\text{gen}} + k_{\text{con}}^2(1-\eta)]\sin\delta_{\text{gen}}}{[1 + 2k_{\text{con}}(1-\eta)\cos\delta_{\text{gen}} + k_{\text{con}}^2(1-\eta)^2]} \quad (\text{B8})$$

根据式 (B8)，消去 η 后得到 P_{gen} 的表达式为：

$$P_{\text{gen}} = \left(A + \sqrt{A^2 - \frac{P_{\text{con}}^2 k_{\text{con}}^2}{C^2}} \right) \sin\delta_{\text{gen}} - \frac{P_{\text{con}} B}{C} \quad (\text{B9})$$

$$\begin{cases} A = \frac{E_{\text{gen}} E_{\text{sys}}}{2(X_{\text{left}} + X_{\text{right}})} = \frac{E_{\text{gen}} E_{\text{sys}}}{2(X_{\text{gen}} + X_{\text{line}} + X_{\text{sys}})} \geq 0 \\ B = k_{\text{con}} \cos\delta_{\text{gen}} + 1 \\ C = k_{\text{con}}^2 + 2k_{\text{con}} \cos\delta_{\text{gen}} + 1 \geq (k_{\text{con}} - 1)^2 \geq 0 \end{cases} \quad (\text{B10})$$

附录 C

根据附录中式 (B9)，要使 P_{gen} 有意义，必须满足：

$$A^2 - \frac{P_{\text{con}}^2 k_{\text{con}}^2}{C^2} \geq 0 \quad (\text{C1})$$

因而有：

$$0 \leq P_{\text{con}} \leq \frac{CA}{k_{\text{con}}} = \frac{k_{\text{con}}^2 + 2k_{\text{con}} \cos\delta_{\text{gen}} + 1}{k_{\text{con}}} A = (2\cos\delta_{\text{gen}} + k_{\text{con}} + \frac{1}{k_{\text{con}}})A \quad (\text{C2})$$

为了使得上式在 δ_{gen} 的变化范围内总能成立，要求：

$$0 \leq P_{\text{con}} \leq (-2 + k_{\text{con}} + \frac{1}{k_{\text{con}}})A \quad (\text{C3})$$

从而得到非同步机电源输出功率的极限 $P_{\text{con,lim}}$ 为：

$$P_{\text{con,lim}} = (-2 + k_{\text{con}} + \frac{1}{k_{\text{con}}})A = (-2 + k_{\text{con}} + \frac{1}{k_{\text{con}}}) \frac{E_{\text{gen}} E_{\text{sys}}}{2(X_{\text{gen}} + X_{\text{line}} + X_{\text{sys}})} \quad (\text{C4})$$

附录 D

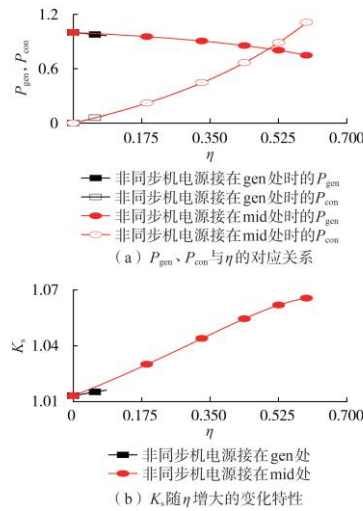


图 D1 保持 $\delta_{\text{gen0}} = \delta_{\text{SIL}}$ ， P_{gen} 、 P_{con} 和 K_s 随 η 变化特性

Fig.D1 Variation of P_{gen} , P_{con} and K_s vs. η when $\delta_{\text{gen0}} = \delta_{\text{SIL}}$

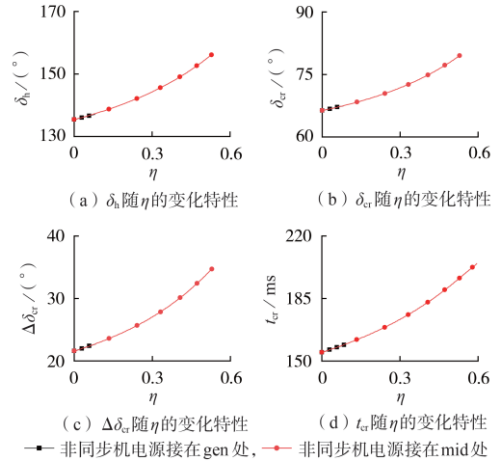


图 D2 当 $\delta_{gen0} = \delta_{SIL}$ 时, δ_h 、 δ_{cr} 、 $\Delta\delta_{cr}$ 和 t_{cr} 随 η 的变化特性
 Fig.D2 Variation of δ_h , δ_{cr} , $\Delta\delta_{cr}$ and t_{cr} vs. η when $\delta_{gen0} = \delta_{SIL}$