

DOI: 10.12158/j.2096-3203.2025.02.011

功率同步型构网型变流器功率环建模及其 差异性对暂态稳定的影响

丁然¹, 邵尹池², 李咏凯¹, 胡演³, 姚一鸣¹, 贾焦心³

(1. 国网冀北电力有限公司, 北京 100054; 2. 国网冀北电力有限公司电力科学研究院, 北京 100002;
3. 河北省分布式储能与微网重点实验室(华北电力大学), 河北 保定 071003)

摘要: 电网故障时, 构网型变流器容易暂态失稳而导致脱网。现有的方法对于构网型变流器故障穿越控制的研究较为全面, 却鲜有分析功率环差异性及其交互作用对暂态稳定性的影响。因此, 文中基于几种功率同步型控制环, 推导了适用于暂态工况的构网型变流器表达式和功率环模型, 所提表达式能建立桥梁来分析控制环差异性对暂态稳定性的影响。其次, 分析了构网型变流器功率环差异性对控制参数取值的影响, 阐明了有功环的差异呈现为控制参数的缩放, 无功环的差异体现在控制结构及参数的变动, 进而导致不同的暂态特性。然后, 描述了有功环和无功环差异性呈现出的相互作用, 惯量促进了有功环对无功环的耦合, 电压修正系数缓和了无功环对有功环的恶化。最后, 归纳得到提高阻尼降低惯量有利于提高暂态功角和频率稳定性, 较小的比例、积分参数和较大的电压修正参数有利于提高暂态电压稳定性的设计结论。

关键词: 构网型变流器; 功率环建模; 差异性; 暂态特性; 控制参数变动; 功率环耦合

中图分类号: TM614; TM712

文献标志码: A

文章编号: 2096-3203(2025)02-0111-12

0 引言

随着光伏/风力等间歇性新能源接入电网比例和电力电子化设备投入比例的不断提高, 电力系统正呈现出“低”阻尼和“弱”惯量等特性, 极大地削减了系统面对突发故障时的稳定性和抗干扰能力^[1-4]。而基于虚拟同步发电机(virtual synchronous generator, VSG)的构网型变流器控制结构因模拟了同步机组在并网处呈现出“强”惯量和“高”阻尼的特性, 能够充当“电压源”主动支撑电网, 适用于当前电力系统, 成为目前新能源并网控制中的研究热点^[5-9]。但构网型变流器的“电压源”特性在电网发生故障跌落时, 会因电压跳变和线路阻抗下降而输出损害器件的大电流, 导致功率传输过程中功角不稳定, 造成变流器失稳甚至脱网, 扩大故障跌落的范围和程度, 影响整个电力系统的安全稳定运行^[10-14]。构网型变流器下垂控制(droop control, DP)模拟同步机的下垂外特性提供电压支撑, 其面临的困境与虚拟同步控制相似^[15-16]。构网型变流器还包括匹配控制/惯性同步控制^[17-18]、虚拟振荡器控制^[19]等。文献^[20]汇总对比了几种常见的构网型变流器控制方案, 其中下垂控制和虚拟同步控制均为功率同步方式, 因此具备相似的特性^[20], 定

义为功率同步型构网型变流器。文中以功率同步型构网型变流器为基础。

目前, 功率同步型构网型变流器常采用暂态分析结合设计控制的方法实现故障穿越。如文献^[21]以提高暂态功角、电压稳定性为目标, 设计了功率、电压指令修正和电流限幅的故障穿越控制方法; 文献^[22]借助同步电机使用电气制动方法的思想, 设计了基于功角动态补偿的故障穿越方法; 文献^[23-24]为提高暂态功角稳定性, 设计了故障期间动态调整惯量和阻尼控制参数的穿越方法。文献^[21-24]各自采用了不同结构的功率环, 基于各自模型的故障穿越控制方法可能不具备通用性, 有必要讨论功率同步型构网型变流器功率环差异性对暂态稳定性的影响。

文献^[25]分析了跟网型变流器不同无功环结构下的静态稳定特性, 并对比了其稳定裕度, 但未分析暂态特性; 文献^[26]提出了考虑不同有功环或无功环的构网型变流器统一模型, 采用等面积准则定性分析了不同功率环对暂态功角稳定性的影响, 但未从表达式的结构和参数上展开探讨; 文献^[27]分析了2种下垂无功控制环的构网型变流器对暂态稳定性的影响, 其中控制参数的差异性严重影响变流器暂态工况的稳定性, 但仅分析了无功环参数。显然功率环差异性在一定程度上影响变流器暂态稳定性, 基于不同功率环单一控制方法下论

收稿日期: 2024-12-21; 修回日期: 2025-02-26

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(52207102)

证的控制参数对暂态稳定性的影响结果可能不具有普适性,甚至出现相悖的结论,如文献[28]和文献[29]对惯量参数的暂态特性分析相斥,因此有必要分析功率环差异性对暂态稳定性的影响。

已有文献分析功率同步型构网型变流器功率环差异性对暂态特性的影响不够全面,控制环的种类也存在不足。因此,文中以控制参数为桥梁,搭建适用于不同功率环种类的功率同步型构网型变流器暂态工况模型,将控制结构和参数差异性对暂态稳定性的影响转变为仅参数差异性的影响,使得分析过程及结论具有强适应性和可推广性;其次,采用单一变量分析法定量分析控制环参数差异性对暂态工况的影响,以呈现出功率环差异下不同的暂态特性;然后,基于功率环耦合特性分析有功环和无功环结构差异性在暂态工况下的相互作用;最后,仿真验证所提功率同步型构网型变流器功率环建模的合理性和功率环差异性对暂态特性分析的准确性。

1 功率同步型构网型变流器功率环建模及统一表达式

1.1 功率同步型构网型变流器模型及表达式

式(1)—式(3)分别为基于VSG、DP、LPF-DP的构网型变流器的表达式,其中LPF-DP为附加低通环节的下垂控制。3种变流器控制结构见图1。其中, J 为有功惯性系数; D_p 、 D_g 分别为有功、无功阻尼系数; θ 为有功环输出的相角; τ 为无功环惯性系数,又可理解为无功环积分系数; ω 、 ω_0 、 $\Delta\omega$ 分别为角频率、额定角频率和角频率偏差; E 、 U_0 分别为并网点电压的指令值和额定值; P_e 、 P_{ref} 分别为电磁有功功率和有功指令值; Q_e 、 Q_{ref} 分别为电磁无功功率和无功指令值; K_p 、 K_q 分别为有功功率-频率下垂系数和无功功率-电压下垂系数; ω_p 、 ω_q 分别为有功环低通滤波系数和无功环低通滤波系数。

$$\begin{cases} \omega = \frac{1}{Js + D_p}(P_{ref} - P_e) + \omega_0 \\ E = \frac{1}{\tau s + D_q}(Q_{ref} - Q_e) + U_0 \end{cases} \quad (1)$$

$$\begin{cases} \omega = K_p(P_{ref} - P_e) + \omega_0 \\ E = K_q(Q_{ref} - Q_e) + U_0 \end{cases} \quad (2)$$

$$\begin{cases} \omega = \frac{K_p \omega_p}{s + \omega_p}(P_{ref} - P_e) + \omega_0 \\ E = \frac{K_q \omega_q}{s + \omega_q}(Q_{ref} - Q_e) + U_0 \end{cases} \quad (3)$$

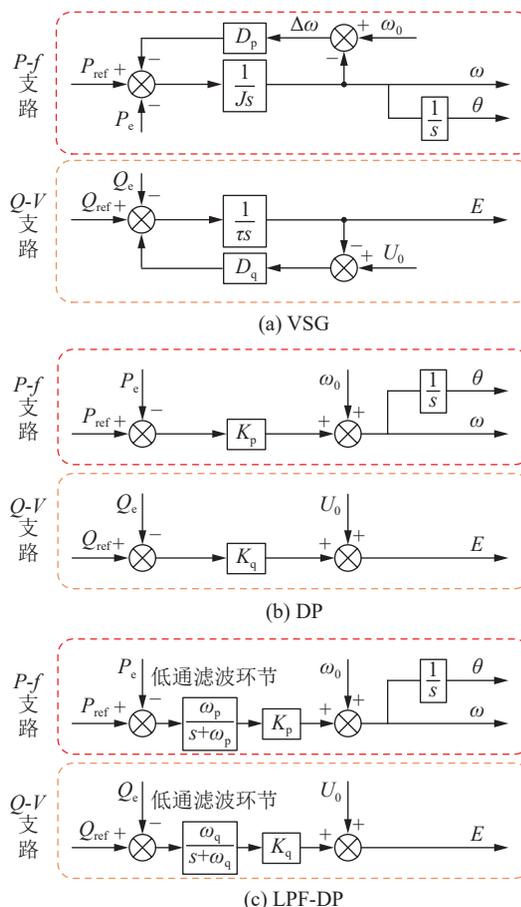


图1 3种功率同步型构网型变流器控制结构

Fig.1 Three control structures of power synchronous grid-forming converters

显然,3种构网型变流器表达式具有通用结构,即式(4),对应控制结构见图2。

$$\begin{cases} \omega = \omega_0 + \frac{A}{s+B}(P_{ref} - P_e) \\ E = U_0 + \frac{C}{s+D}(Q_{ref} - Q_e) \end{cases} \quad (4)$$

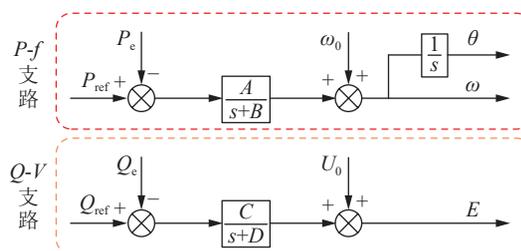


图2 功率同步型构网型变流器统一控制结构

Fig.2 Unified control structure of power synchronous grid-forming converters

其中 A 、 B 、 C 、 D 在DP、LPF-DP、VSG下的表达式分别为式(5)—式(7)。

$$\begin{cases} A = K_p \cdot \infty \\ B = \infty \\ C = K_q \cdot \infty \\ D = \infty \end{cases} \quad (5)$$

$$\begin{cases} A = K_p \omega_p \\ B = \omega_p \\ C = K_q \omega_q \\ D = \omega_q \end{cases} \quad (6)$$

$$\begin{cases} A = 1/J \\ B = D_p/J \\ C = 1/\tau \\ D = D_q/\tau \end{cases} \quad (7)$$

1.2 功率同步型构网型变流器统一表达式

以 VSG 为例, 将文献[16]中介绍的不同构网型变流器有功环表达写为式(8)—式(13), 分别定义为转矩式、功率式、功率指令附加调频式、幂形式、附加调频反馈功率式和附加调频反馈转矩式, 分析各式中有功环的差异性和通用性。

$$T_{\text{ref}} - T_e - D\Delta\omega = J \frac{d\Delta\omega}{dt} \quad (8)$$

$$P_{\text{ref}} - P_e - D(\omega - \omega_0) = J \frac{d\omega}{dt} \quad (9)$$

$$P_{\text{ref}} - P_e - (D + k_f)\Delta\omega = J \frac{d\Delta\omega}{dt} \quad (10)$$

$$P_{\text{ref}} - P_e - D\omega_0\Delta\omega = J\omega_0 \frac{d\Delta\omega}{dt} \quad (11)$$

$$\begin{cases} P_m - P_e - D(\omega - \omega_0) = J \frac{d\omega}{dt} \\ P_m = P_{\text{ref}} - k_f(\omega - \omega_0) \end{cases} \quad (12)$$

$$T_{\text{ref}} - T_e - \left(D + \frac{k_f}{\omega_0}\right)\Delta\omega = J \frac{d\Delta\omega}{dt} \quad (13)$$

式中: T_{ref} 、 T_e 分别为转矩指令值和实际值; D 为阻尼系数; k_f 为调频系数; P_m 为有功指令修正值。不同形式下的 VSG 有功环能够以相互转换控制环参数的方法在彼此中建立一种较为统一的有功环表达式, 即式(14), 其中 D_{eq} 、 J_{eq} 分别为广义阻尼和广义惯量, 不同表达式仅有参数大小的差异。

$$P_{\text{ref}} - P_e - D_{\text{eq}}(\omega_0 - \omega) = J_{\text{eq}} \frac{d\Delta\omega}{dt} \quad (14)$$

同样的思路分析无功环, 将文献[16]中提出的不同构网型变流器无功环表达写为式(15)—式(20), 分别定义为无误差跟踪型、附加电压调节的无误差跟踪型、无功功率调节和电压调节组合型、虚拟无功惯量型、类虚拟无功惯量型以及无功偏差和电压偏差叠加积分型, 分析无功环的差异性和通用性。

$$E = U_0 + \left(k_p + \frac{k_i}{s}\right)(Q_{\text{ref}} - Q_e) \quad (15)$$

$$\begin{cases} E = U_0 + \left(k_p + \frac{k_i}{s}\right)(Q_m - Q_e) \\ Q_m = Q_{\text{ref}} - D_q(U_{\text{om}} - U_0) \end{cases} \quad (16)$$

$$E = U_0 + k_q(Q_{\text{ref}} - Q_e) + k_v(U_0 - U_{\text{om}}) \quad (17)$$

$$J_q \frac{d(E - U_0)}{dt} = Q_{\text{ref}} - Q_e - D_q(E - U_0) \quad (18)$$

$$J_q \frac{d(E - U_0)}{dt} = Q_{\text{ref}} - Q_e - D_q(U_{\text{om}} - U_0) \quad (19)$$

$$E = \frac{Q_{\text{ref}} - Q_e + k_v(U_0 - U_{\text{om}})}{K_s} \quad (20)$$

式中: k_p 、 k_i 分别为无功环比例和积分参数; Q_m 为无功指令修正值; U_{om} 并网真实电压; k_q 为无功电压调整系数; k_v 为电压修正系数; K 为无功电压积分系数; J_q 为无功惯量系数。不同形式下的 VSG 无功环存在内在关系, 能扩展成一种较为统一的无功环表达式, 即式(21)。其中 k_{ep} 、 k_{ei} 分别为广义无功环比例和积分参数; k_{ev} 为广义电压修正系数。图3为无功环对应的等效变化。

$$E = U_0 + \left(k_{ep} + \frac{k_{ei}}{s}\right)[Q_{\text{ref}} - Q_e + k_{ev}(U_0 - E)] \quad (21)$$

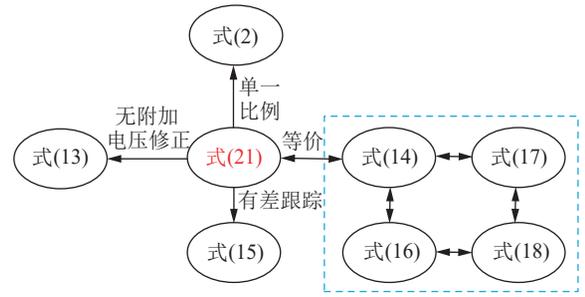


图3 无功环等效变化

Fig.3 Equivalent variation of reactive power loop

式(4)联立起不同种类构网型变流器, 式(14)和式(21)联立不同功率环形式的 VSG 控制, 将式(4)、式(14)和式(21)统一写成式(22), 即为文中提出的功率同步型构网型变流器统一表达式。

$$\begin{cases} P_{\text{ref}} - P_e - D_{\text{eq}}(\omega_0 - \omega) = J_{\text{eq}} \frac{d\Delta\omega}{dt} \\ E = U_0 + \left(k_{ep} + \frac{k_{ei}}{s}\right)[Q_{\text{ref}} - Q_e + k_{ev}(U_0 - E)] \end{cases} \quad (22)$$

2 功率同步型构网型变流器功率环差异性暂稳分析

2.1 功率环差异性对参数的影响

将式(8)—式(13)的 J_{eq} 和 D_{eq} 汇入表1, 对比 J_{eq} 和 D_{eq} 数值上的变化, 分析有功环差异性对 J_{eq} 和 D_{eq} 的影响。

表1 对比说明了有功控制环的差异性为 J_{eq} 和 D_{eq} 大小的等效变化。因此, 式(22)的有功环表达式能用 J_{eq} 和 D_{eq} 统一呈现。

同理, 将式(15)—式(20)的 k_{ep} 、 k_{ei} 和 k_{ev} 汇入表2, 对比 k_{ep} 、 k_{ei} 和 k_{ev} 数值上的变化, 分析无功环差异性对 k_{ep} 、 k_{ei} 和 k_{ev} 的影响。

表 1 有功环差异性对参数的影响

Table 1 The influence of active power loop difference on parameters

有功环形式	J_{eq}	D_{eq}
式(8)	$J\omega_0$	$D\omega_0$
式(9)	J	D
式(10)	J	$D+k_f$
式(11)	$J\omega_0$	$D\omega_0$
式(12)	J	$D+k_f$
式(13)	$J\omega_0$	$D\omega_0+k_f$

表 2 无功环差异性对参数的影响

Table 2 The influence of reactive power loop difference on parameters

无功环形式	k_{ep}	k_{ei}	k_{ev}
式(15)	k_p	k_i	0
式(16)	k_p	k_i	D_q
式(17)	k_q	0	k_v/k_q
式(18)	0	$1/J_q$	D_q
式(19)	0	$1/J_q$	D_q
式(20)	0	$1/K$	k_v

表2对比说明了无功控制环差异性为 k_{ep} 、 k_{ei} 和 k_{ev} 大小的等效变化和控制结构上的差异(可用参数大小替换)。因此,式(22)的无功环表达式能用 k_{ep} 、 k_{ei} 和 k_{ev} 统一呈现。

2.2 有功环差异性暂态特性分析

有功环差异性呈现在 J_{eq} 和 D_{eq} 的大小上,分析有功环参数 J_{eq} 和 D_{eq} 变化对暂态稳定性的影响,即分析有功环差异性的暂态特性。

首先忽略无功环的潜在影响,变换式(22)有功环的微分方程并求解为式(23)^[24],其中角频率偏差 $\Delta\omega = \omega_0 - \omega$, 功率偏差 $\Delta P = P_{ref} - P_e$ 。

$$\Delta\omega = \frac{\Delta P}{D_{eq}} \left(1 - e^{-\frac{D_{eq}}{J_{eq}}t} \right) \quad (23)$$

将 $\Delta\omega$ 积分得到功角偏差 $\Delta\delta$, 如式(24)所示,其中 $\Delta\delta(0) = 0$ 。

$$\Delta\delta = \int_0^t \Delta\omega dt = \frac{\Delta P}{D_{eq}} \left(t + \frac{J_{eq}}{D_{eq}} e^{-\frac{D_{eq}}{J_{eq}}t} - \frac{J_{eq}}{D_{eq}} \right) \quad (24)$$

式(23)和式(24)均为 J_{eq} 和 D_{eq} 的函数,采用导函数的数值分析能明确 J_{eq} 和 D_{eq} 变化对 $\Delta\omega$ 和 $\Delta\delta$ 的影响。

基于 D_{eq} 对 $\Delta\omega$ 求导,微分形式如式(25)所示,稳态解为式(26)。为精准分析 D_{eq} 变化对 $\Delta\omega$ 的影响,令 $\Delta P = P_{ref} - P_e$, P_{ref} 固定, $P_e = (EU_g/X_g)\sin(\delta_0 + \Delta\delta)$, U_g 为电网电压幅值, δ_0 为初始功角。存在功角

平衡点,即存在 $\Delta P = 0$, $\delta_0 \in [0, \pi/2]$, J_{eq} 取值为 1.0 p.u., D_{eq} 取值范围为 [1.0, 5.0] p.u., 其 D_{eq} 变化对 $\Delta\omega$ 的影响如图4所示。

$$\frac{\partial \Delta\omega(t)}{\partial D_{eq}} = -\frac{\Delta P}{D_{eq}^2} \left(1 - e^{-\frac{D_{eq}}{J_{eq}}t} \right) + \frac{\Delta P t}{D_{eq} J_{eq}} e^{-\frac{D_{eq}}{J_{eq}}t} \quad (25)$$

$$\Delta\omega(\infty)_{D_{eq} \rightarrow \infty} = \frac{\Delta P}{D_{eq}} \quad (26)$$

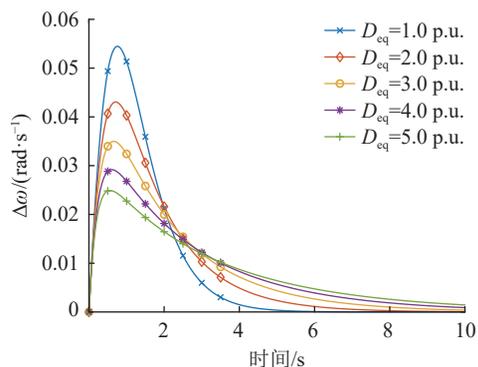


图 4 D_{eq} 变化对 $\Delta\omega$ 的影响

Fig.4 The effect of D_{eq} on $\Delta\omega$

式(25)中, D_{eq} 增大,指数项衰减速度加快, $\Delta\omega$ 更快趋于稳态,式(26)中 $\Delta\omega(\infty)$ 更小,与图4分析结果一致。因此较大的 D_{eq} 有利于暂态频率稳定性。

基于 J_{eq} 对 $\Delta\omega$ 求导,微分形式如式(27)所示,稳态解为式(28)。 J_{eq} 变化对 $\Delta\omega$ 的影响如图5所示,其中 D_{eq} 取值为 1.0 p.u., J_{eq} 取值范围为 [1.0, 5.0] p.u., 其余条件与图4一致。

$$\frac{\partial \Delta\omega(t)}{\partial J_{eq}} = \frac{\Delta P t}{J_{eq}^2} e^{-\frac{D_{eq}}{J_{eq}}t} \quad (27)$$

$$\Delta\omega(\infty)_{J_{eq} \rightarrow \infty} = \frac{\Delta P}{D_{eq}} \quad (28)$$

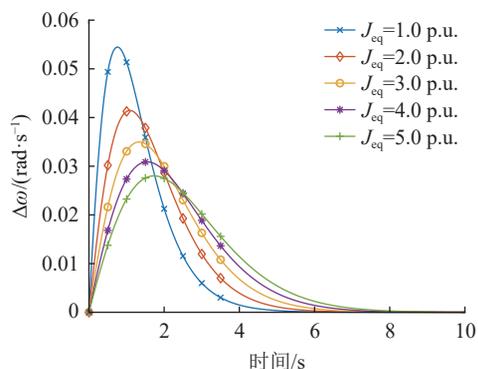


图 5 J_{eq} 变化对 $\Delta\omega$ 的影响

Fig.5 The effect of J_{eq} on $\Delta\omega$

式(27)中,随着 J_{eq} 增大,指数项衰减速度减慢, $\Delta\omega$ 动态响应变得更缓慢,式(28)中 $\Delta\omega(\infty)$ 与 J_{eq} 无关,表明了 J_{eq} 增大会减缓故障 $\Delta\omega$ 变化的速度(斜率)与大小,与图5分析结果一致。

进一步基于 J_{eq} 对频率偏差变化率 (rate of change of frequency, RocoF) 求导, 其表达式为式(29), 微分形式为式(30), 初始解为式(31)。 J_{eq} 变化对 RocoF 的影响如图 6 所示, 其余条件与图 5 一致。

$$R_{RocoF} = \frac{\Delta P}{J_{eq}} e^{-\frac{D_{eq}t}{J_{eq}}} \quad (29)$$

$$\frac{\partial R_{RocoF}}{\partial J_{eq}} = e^{-\frac{D_{eq}t}{J_{eq}}} \left(-\frac{\Delta P}{J_{eq}^2} + \frac{\Delta P D_{eq} t}{J_{eq}^3} \right) \quad (30)$$

$$R_{RocoF}(0)_{J_{eq} \rightarrow \infty} = \frac{\Delta P}{J_{eq}} \quad (31)$$

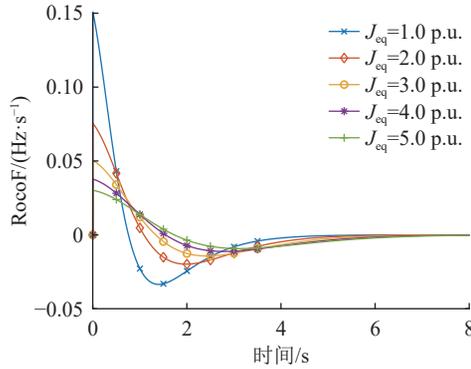


图 6 J_{eq} 变化对 RocoF 的影响
Fig.6 The effect of J_{eq} on RocoF

式(30)表明 J_{eq} 越大, RocoF 变化越小, 频率变化速度越慢, 式(31)中 $R_{RocoF}(0)$ 更小, 与图 6 分析结果一致。综合而言, 较大的 J_{eq} 有利于暂态工况下的频率稳定性。

基于 D_{eq} 对 $\Delta\delta$ 求导, 形式见式(32)。 D_{eq} 变化对 $\Delta\delta$ 的影响如图 7 所示, 其余条件与图 4 一致。

$$\frac{\partial \Delta\delta}{\partial D_{eq}} = -\frac{\Delta P t}{D_{eq}^2} + \frac{2\Delta P J_{eq}}{D_{eq}^3} \left(1 - e^{-\frac{D_{eq}t}{J_{eq}}} \right) + \frac{\Delta P t}{D_{eq}^2} e^{-\frac{D_{eq}t}{J_{eq}}} \quad (32)$$

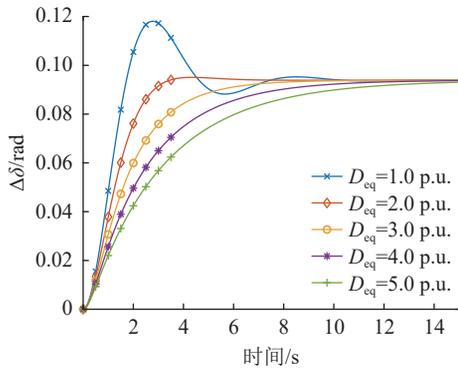


图 7 D_{eq} 变化对 $\Delta\delta$ 的影响
Fig.7 The effect of D_{eq} on $\Delta\delta$

式(24)和式(32)中, 随着 D_{eq} 增大, $\Delta\delta$ 整体减小并抑制了功角变化的速度。与图 7 分析结果一致, 功角由欠阻尼逐渐趋近于过阻尼, 倾向于平滑。因此较大的 D_{eq} 有利于暂态工况下的功角稳

定性。

基于 J_{eq} 对 $\Delta\delta$ 求导, 形式见式(33)。其余条件与图 5 一致, J_{eq} 变化对 $\Delta\delta$ 的影响如图 8 所示。

$$\frac{\partial \Delta\delta}{\partial J_{eq}} = -\frac{\Delta P}{D_{eq}^2} \left(1 - e^{-\frac{D_{eq}t}{J_{eq}}} \right) - \frac{\Delta P t}{D_{eq} J_{eq}} e^{-\frac{D_{eq}t}{J_{eq}}} \quad (33)$$

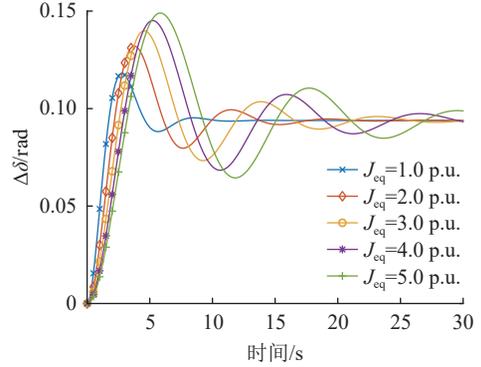


图 8 J_{eq} 变化对 $\Delta\delta$ 的影响
Fig.8 The effect of J_{eq} on $\Delta\delta$

式(24)和式(33)中, 随着 J_{eq} 增大, $\Delta\delta$ 增加变缓, 延长了功角变化的时间。图 8 中, J_{eq} 增大, $\Delta\delta$ 变化过程的超调变大变缓, 即最大功角偏差 $\Delta\delta_{max}$ 增大变缓, 倘若 $\delta_0 + \Delta\delta_{max}$ 的值大于功角的最大稳定阈值, 即存在失稳风险。对于长时间的严重故障, 显然 J_{eq} 增大不利于功角稳定性, 而对于短时间的轻度故障, 显然 J_{eq} 增大延长了 $\Delta\delta_{max}$ 的出现时间, 有利于功角稳定性。由于文中更倾向于长时间深度故障, 因此, 文中暂且认为 J_{eq} 越大越不利于暂态工况下的功角稳定, 这与文献[26]的研究结论一致。

综上, 有功环差异性体现在 J_{eq} 和 D_{eq} 的数值缩放, 而 J_{eq} 和 D_{eq} 暂态工况下的频率稳定性和功角稳定性随其等效变化影响不同, 使有功环差异性呈现出不同的暂态特性。

2.3 无功环差异性暂态特性分析

2.1 节证明了无功环差异性具体表现在 k_{ep} 、 k_{ei} 和 k_{ev} 的数值上, 分析 k_{ep} 、 k_{ei} 和 k_{ev} 变化对暂态稳定性的影响, 即是对无功环差异性的暂态分析。

关于 k_{ei} 和 k_{ep} 的暂态特性分析, 列写无电压修正系数 k_{ev} 的无功环表达式。

$$E = U_0 - \left(k_{ep} + \frac{k_{ei}}{s} \right) (Q_e - Q_{ref}) \quad (34)$$

构网型变流器传输的有功功率 P_e 和无功功率 Q_e 为:

$$\begin{cases} P_e = \frac{3EU_g}{2X_g} \sin(\delta) \\ Q_e = \frac{3E^2 - 3EU_g \cos(\delta)}{2X_g} \end{cases} \quad (35)$$

把无功功率 Q_e 代入式(34), 展开成关于 E 的表达式, 其中 $Q_{ref} = 0$ 。取稳态条件($s = 1$, 即忽略积分项 k_{ei}/s), 只考虑 k_{ep} 的影响, 此时方程为:

$$\frac{3}{2X_g} k_{ep} E^2 - \left(1 + \frac{3}{2X_g} k_{ep} U_g \cos(\delta)\right) E + U_0 = 0 \quad (36)$$

利用二次方程的求根公式求解 E , 如式(37)所示, 根据物理意义取正号。求解 E 关于 k_{ep} 的导数, 如式(39)所示。

$$E = \frac{X_g}{3k_{ep}} \left[1 + \frac{3}{2X_g} k_{ep} U_g \cos(\delta) + \sqrt{\left(1 + \frac{3}{2X_g} k_{ep} U_g \cos(\delta)\right)^2 - \frac{6}{X_g} k_{ep} U_0} \right] \quad (37)$$

其中:

$$\begin{cases} E = \frac{X_g}{3k_{ep}} (f_1 + f_2) \\ f_1 = 1 + \frac{3}{2X_g} k_{ep} U_g \cos(\delta) \\ f_2 = \sqrt{\left(1 + \frac{3}{2X_g} k_{ep} U_g \cos(\delta)\right)^2 - \frac{6}{X_g} k_{ep} U_0} \end{cases} \quad (38)$$

$$\frac{\partial E}{\partial k_{ep}} = \frac{X_g}{3k_{ep}} \left\{ \frac{3}{2X_g} U_g \cos(\delta) + \left[2 \sqrt{\left(1 + \frac{3}{2X_g} k_{ep} U_g \cos(\delta)\right)^2 - \frac{6}{X_g} k_{ep} U_0} \right]^{-1} \times \left[2 \left(1 + \frac{3}{2X_g} k_{ep} U_g \cos(\delta)\right) \frac{3}{2X_g} U_g \cos(\delta) - \frac{6}{X_g} U_0 \right] \right\} - \frac{X_g}{3k_{ep}^2} (f_1 + f_2) \quad (39)$$

分析式(37)和式(39), k_{ep} 增大会减小 $X_g/3k_{ep}$, 从而整体减小 E ; f_1 线性增大, 增大 E ; f_2 为 k_{ep} 的平方根项, 增大 E 但趋于平稳。在 k_{ep} 较小时, E 快速提高, 提高暂态电压稳定性, 而在 k_{ep} 适中或较大时, 由于 $X_g/3k_{ep}$ 减小削减 E , 大幅度削减暂态电压稳定性。因此较小或接近于零的 k_{ep} 更有利于暂态稳定性。

分析 k_{ei} 变化对暂态特性的影响。从工程定义和效果的角度分析, 稳态期间 k_{ei} 增大会显著提高系统消除稳态误差的能力, 电压误差减小; 而暂态期间, 增大 k_{ei} 虽然会加速电压响应, 但 k_{ei} 过大会引入动态振荡。因此, k_{ei} 的大小只需要满足 $k_{ev} k_{ei}$ 的数量级远大于 1 即可。

当 $k_{ep} \approx 0$, 且 $k_{ev} k_{ei} \gg 1$ 时, 式(22)的无功环表达式变换为式(40)。

$$E = U_0 + \frac{1}{k_{ev}} (Q_{ref} - Q_e) \quad (40)$$

将式(35)的 Q_e 代入式(40), 变换为关于 E 的二次方程, 并令 $m = \frac{k_{ev} X_g}{3} + \frac{U_g \cos(\delta)}{2}$, 则 E 可以转化为关于 m 的等式, 求解 E 关于 m 的导数即式(41)。

$$\frac{\partial E}{\partial m} = 1 + \frac{m}{\sqrt{m^2 - (2k_{ev} X_g c)/3}} > 0 \quad (41)$$

式中: $c = U_0 + \frac{1}{k_{ev}} Q_{ref}$ 。

显而易见, E 是关于 m 的增函数, 分析 m 关于 k_{ev} 变化的函数, 即式(42)。

$$\frac{dm}{dk_{ev}} = \frac{X_g}{3} > 0 \quad (42)$$

m 随 k_{ev} 增加线性增大, 进一步分析 k_{ev} 对 E 的影响, 一是 m 的增大直接导致 E 的线性增大; 二是通过平方根项影响 E , 当平方根项中 m 较小时, 线性项占主导, E 随 m 的变化较小, 而当 m 较大时, 平方项占主导, E 随 m 的变化较大。综合而言, k_{ev} 增大会提高 E 瞬时支撑电压, 提高暂态电压稳定性。

因此, 构网型变流器的无功环差异性体现在无功环参数 k_{ep} 、 k_{ei} 和 k_{ev} 的变化上, 而 k_{ep} 、 k_{ei} 和 k_{ev} 暂态工况下变化对 E 的影响不同, 使无功环差异性呈现出不同的暂态特性。

3 功率同步型构网型变流器功率环差异性交互作用分析

3.1 有功环差异性对无功环的影响

把式(35)的 P_e 代入式(22):

$$J_{eq} \frac{d^2 \delta}{dt^2} + D_{eq} \frac{d\delta}{dt} + \frac{U_g E}{X_g} \sin(\delta) = P_{ref} \quad (43)$$

线性化处理, δ 较小时 $\sin(\delta) \approx \delta$, $\cos(\delta) \approx 1 - \frac{\delta^2}{2}$, 式(43)变化为式(44)。

$$\begin{cases} \frac{d^2 \delta}{dt^2} + \frac{D_{eq}}{J_{eq}} \frac{d\delta}{dt} + \frac{U_g E}{J_{eq} X_g} \delta \approx \frac{P_{ref}}{J_{eq}} \\ Q_e \approx \frac{E^2}{X_g} - \frac{U_g E}{X_g} + \frac{U_g E}{2X_g} \delta^2 \end{cases} \quad (44)$$

令:

$$\begin{cases} \omega_n^2 = \frac{U_g E}{J_{eq} X_g} \\ 2\zeta \omega_n = \frac{D_{eq}}{J_{eq}} \end{cases} \quad (45)$$

式中: ω_n 为自然频率; ζ 为阻尼比。

则式(44)第一行可写为:

$$\frac{d^2 \delta}{dt^2} + 2\zeta \omega_n \frac{d\delta}{dt} + \omega_n^2 \delta = \frac{P_{ref}}{J_{eq}} \quad (46)$$

式(46)存在稳态解与动态响应过程, 先求稳态解。稳态中 $d^2\delta/dt^2 = 0, d\delta/dt = 0$, 稳态解 δ_{ss} 如下:

$$\delta_{ss} = \frac{P_{ref}J_{eq}}{U_g E/X_g} \quad (47)$$

将 δ_{ss} 代入式(44), Q_e 为:

$$Q_e \approx \frac{E^2}{X_g} - \frac{U_g E}{X_g} + \frac{P_{ref}^2 J_{eq}^2 X_g}{2U_g E} \quad (48)$$

Q_e 存在 J_{eq} 的正向平方项。 J_{eq} 较大时会导致 Q_e 增加, 因此, J_{eq} 会放大功率角偏差对无功功率的影响。

再分析动态响应过程, 根据式(45)可知 $\omega_n = \sqrt{\frac{U_g E}{J_{eq} X_g}}$, $\zeta = D_{eq} / 2 \sqrt{J_{eq} \frac{U_g E}{X_g}}$ 。分别讨论过阻尼($\zeta > 1$)、临界阻尼($\zeta = 1$)和欠阻尼($\zeta < 1$)情况, 如式(49)所示。

$$\begin{cases} \delta(t) = \delta_{ss} + C_1 e^{-\lambda_1 t} + C_2 e^{-\lambda_2 t} & \zeta > 1 \\ \delta(t) = \delta_{ss} + (C_1 + C_2 t) e^{-\omega_n t} & \zeta = 1 \\ \delta(t) = \delta_{ss} + A_1 e^{-\zeta \omega_n t} \cos(\omega_d t + \varphi) & \zeta < 1 \end{cases} \quad (49)$$

式中: $\omega_d = \omega_n \sqrt{1 - \zeta^2}$; C_1, C_2, A_1 为变化系数; λ_1, λ_2 为特征根。

将式(49)的3种情况分别代入式(44)中 Q_e 表达式取代 δ , 求解为式(50)。

$$Q_e(t) \approx \frac{E^2}{X_g} - \frac{U_g E}{X_g} + \frac{U_g E}{2X_g} \delta^2(t) \quad (50)$$

① 欠阻尼($\zeta < 1$)。

$$\begin{aligned} Q_e(t) &\approx \frac{E^2}{X_g} - \frac{U_g E}{X_g} + \frac{U_g E}{2X_g} (\delta_{ss} + A_1 e^{-\zeta \omega_n t} \cos(\omega_d t + \varphi))^2 \\ &\approx \frac{E^2}{X_g} - \frac{U_g E}{X_g} + \frac{U_g E}{2X_g} (\delta_{ss}^2 + 2\delta_{ss} A_1 e^{-\zeta \omega_n t} \cos(\omega_d t + \varphi) + A_1^2 e^{-2\zeta \omega_n t} \cos^2(\omega_d t + \varphi)) \end{aligned} \quad (51)$$

② 临界阻尼($\zeta = 1$)。

$$\begin{aligned} Q_e(t) &\approx \frac{E^2}{X_g} - \frac{U_g E}{X_g} + \frac{U_g E}{2X_g} [\delta_{ss} + (C_1 + C_2 t) e^{-\omega_n t}]^2 \\ &\approx \frac{E^2}{X_g} - \frac{U_g E}{X_g} + \frac{U_g E}{2X_g} [\delta_{ss}^2 + 2\delta_{ss} (C_1 + C_2 t) e^{-\omega_n t} + (C_1 + C_2 t)^2 e^{-2\omega_n t}] \end{aligned} \quad (52)$$

③ 过阻尼($\zeta > 1$)。

$$\begin{aligned} Q_e(t) &\approx \frac{E^2}{X_g} - \frac{U_g E}{X_g} + \frac{U_g E}{2X_g} (\delta_{ss} + C_1 e^{-\lambda_1 t} + C_2 e^{-\lambda_2 t})^2 \\ &\approx \frac{E^2}{X_g} - \frac{U_g E}{X_g} + \frac{U_g E}{2X_g} [\delta_{ss}^2 + 2\delta_{ss} (C_1 e^{-\lambda_1 t} + C_2 e^{-\lambda_2 t}) + (C_1 e^{-\lambda_1 t} + C_2 e^{-\lambda_2 t})^2] \end{aligned} \quad (53)$$

D_{eq} 直接影响阻尼比 ζ , D_{eq} 增大时, 系统振荡衰减加快, 有助于快速稳定无功功率。

综上, 有功环差异性会改变 J_{eq} 和 D_{eq} 的大小, 而 J_{eq} 和 D_{eq} 变化会影响 Q_e 的稳态值和动态响应过

程而对无功环产生影响。

3.2 无功环差异性对有功环的影响

把式(35)中 Q_e 代入式(22)无功环得式(54), 其中 $Q_{ref} = 0$ 。

$$E = \frac{U_0 \left[1 + \left(k_{ep} + \frac{k_{ei}}{s} \right) k_{ev} \right] + \left(k_{ep} + \frac{k_{ei}}{s} \right) (Q_{ref} - Q_e)}{1 + \left(k_{ep} + \frac{k_{ei}}{s} \right) k_{ev}} \quad (54)$$

式(54)中传递函数极点 $\lambda_1 = -k_{ep} k_{ev}$, $\lambda_2 = -k_{ei} k_{ev}$ 。对于静态工况, 增大 k_{ep} 和 k_{ev} 会使极点左移, E 稳定性增强, 动态响应更快; 而对于暂态工况, k_{ep} 可能放大 ΔQ 的瞬时波动 E , 因此更倾向于增大 k_{ev} 调节 ΔE 而适当缩小 k_{ep} 。适当合理设置 k_{ei} 增强积分调节能力即可, 但可能导致过冲。将式(54)代入式(35), 分析 E 对 P_e 的影响。显然无功环差异性体现在 k_{ep}, k_{ei}, k_{ev} 的变化改变 E , 而对于 P_e, E 的特性会耦合导致 P_e 的变化, 从而导致无功环差异性对有功环的影响。

4 功率同步型构网型变流器暂态特性仿真

为验证以上结论的正确性和控制策略的合理性, 在MATLAB/Simulink中搭建对应的仿真模型。仿真模型参数如表3所示, 并进行标么化设计。仿真时间5 s, 2 s时故障发生, 故障工况分别为I类电压故障0.8 p.u(工况一)和II类故障0.45 p.u(工况二)。对应的仿真模型框架见图9, 其中 I_{cf} 为滤波前电流。

表3 模型参数
Table 3 Model parameters

参数	数值	参数	数值
直流侧电压 U_{dc}/V	1 000	惯量 $J_{eq}/(\text{kg} \cdot \text{m}^2)$	2
电网电压 U_g/V	311	阻尼 $D_{eq}/(\text{N} \cdot \text{s})$	20
容量/kW	100	一次调频系数 $k_p/(\text{p.u.} \cdot \text{Hz}^{-1})$	10
滤波电感 L_f/mH	2.1	电压比例参数 k_{pu}	40
滤波电容 $C_f/\mu\text{F}$	50	电压积分参数 k_{iu}	5 000
线路电感 L_g/mH	1.2	电流比例参数 k_{pi}	1
线路电阻 R_g/Ω	0.05	电流积分参数 k_{ii}	100
开关频率/kHz	10	调制频率/kHz	10

4.1 有功环差异性暂态特性分析

有功环的差异性会改变有功环参数 J_{eq} 和 D_{eq} , 分别选取不同大小的 J_{eq} 验证2种工况下功角稳定性和频率稳定性。同理取不同大小的 D_{eq} 验证2种工况下功角稳定性和频率稳定性, 结果如图10所示。

图10(a)中, 轻度故障下, J_{eq} 增大降低角速度最大值 ω_{max} , 但过大时会提高功角最大值 δ_{max} , 并且

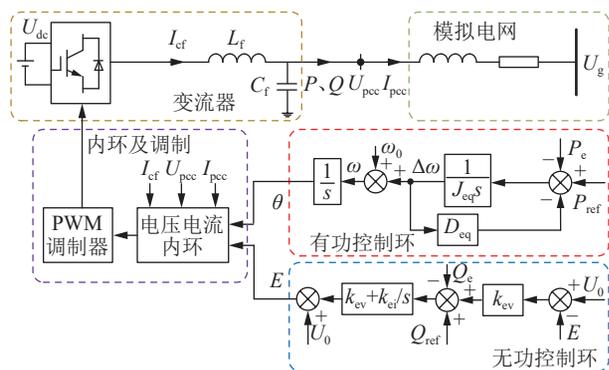


图9 功率同步型构网型变流器功率环建模及线路拓扑

Fig.9 Power loop modeling and line topology of power synchronous grid-forming converter

J_{eq} 增大降低频率最大值 f_{max} , 延迟 f_{max} 的到来, 但过大会因 δ 过大而呈现出频率振荡, 提高了暂态功角和频率稳定性。图 10(b) 中, 重度故障下, J_{eq} 增大会降低 ω_{max} , 虽延迟了故障失稳到来, 但长时间故障依旧失稳, J_{eq} 增大会降低故障瞬间频率变化, 但最终因功角失稳, 降低了暂态功角和频率稳定性。图 10(c) 中, 轻度故障下, D_{eq} 增大会降低 ω_{max} , 并降低 δ_{max} 和 f_{max} , 但由于不改变 $RocoF$, f_{max} 到来的时刻一致, 能够提高暂态功角和频率稳定性。图 10(d) 中, 重度故障下, D_{eq} 增大会降低 ω_{max} 和 f_{max} , 减缓功角变化的速度, 但由于不存在功角平衡点, 必然失稳, 但整体呈现出提高暂态功角和频率稳定性的能力。

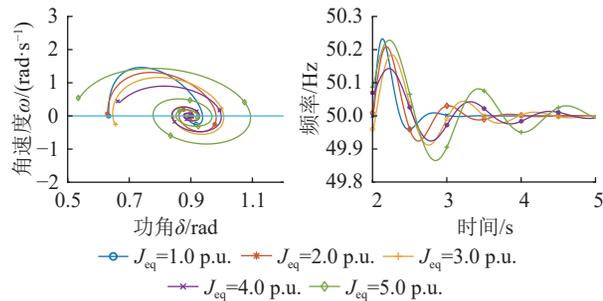
4.2 无功环差异性暂态特性分析

无功环的差异性会改变无功环参数 k_{ep} 、 k_{ci} 和 k_{ev} 。选取不同大小的 k_{ep} 验证 2 种工况下电压稳定性; 同理, 取不同大小的 k_{ci} 和 k_{ev} 验证 2 种工况下电压稳定性, 结果如图 11 所示。

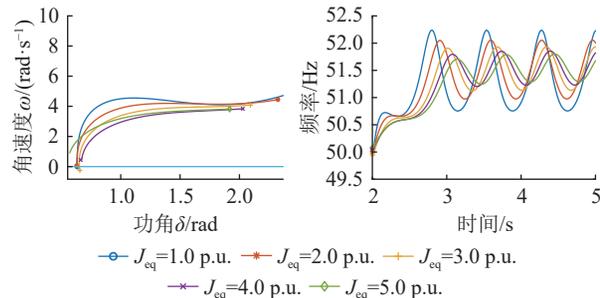
图 11(a) 中, 轻度故障中 k_{ep} 增大会导致暂态工况瞬间产生电压振荡, 该振荡随 k_{ep} 增大而增大, 降低了暂态电压的动态稳定性能; 重度故障中, k_{ep} 增大会一定程度减缓失稳的时间, 但不明显。图 11(b) 中, 轻度故障中 k_{ci} 增大会导致暂态工况瞬间产生剧烈持续的电压振荡, 并随 k_{ci} 增大而增大, 降低暂态电压稳定性; 同样, 重度故障中, k_{ci} 增大会延长失稳的时间, 小幅度提高暂态电压稳定性, 但不明显。图 11(c), 轻度故障和重度故障中, k_{ev} 增大均会明显抬升电压跌落的深度, 并且较大的 k_{ev} 能把功角失稳工况稳定, 提高暂态电压稳定性。

4.3 有功环差异性对无功环的影响分析

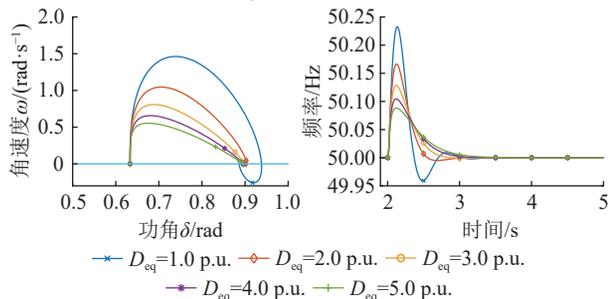
有功环的差异性会改变 J_{eq} 和 D_{eq} , 在一定程度上影响到功角并耦合影响无功环的无功功率 Q_e 。分别选取不同大小的 J_{eq} 验证其对 Q_e 的影响, 同理



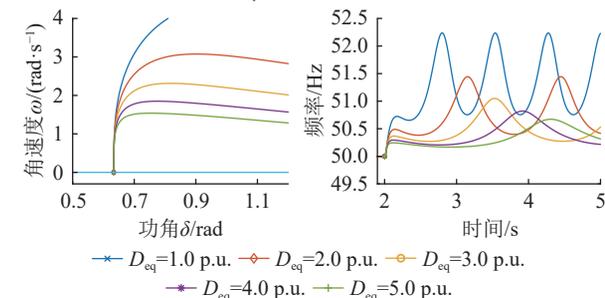
(a) 工况一 J_{eq} 变化下的功角和频率特性



(b) 工况二 J_{eq} 变化下的功角和频率特性



(c) 工况一 D_{eq} 变化下的功角和频率特性



(d) 工况二 D_{eq} 变化下的功角和频率特性

图 10 构网型变流器有功环差异性暂态特性分析

Fig.10 Analysis of transient characteristics of active loop difference of grid-forming converter

取不同大小的 D_{eq} 验证其对 Q_e 的影响, 结果如图 12 所示。

图 12(a) 中, 轻度故障中, J_{eq} 增大会导致功角波动而产生一定的无功功率波动, 导致无功功率由平滑变为不平滑; 重度故障中, J_{eq} 增大会一定程度减缓功角变化的速度, 从而导致无功功率失稳时间延长, 但不会阻止功角失稳而引发的无功功率失稳。图 12(b) 中, 轻度故障中, D_{eq} 增大会减缓功角波动而一定程度减缓无功功率的波动, 平滑暂态工况下的无功功率输出; 重度故障中, D_{eq} 增大会减缓功角

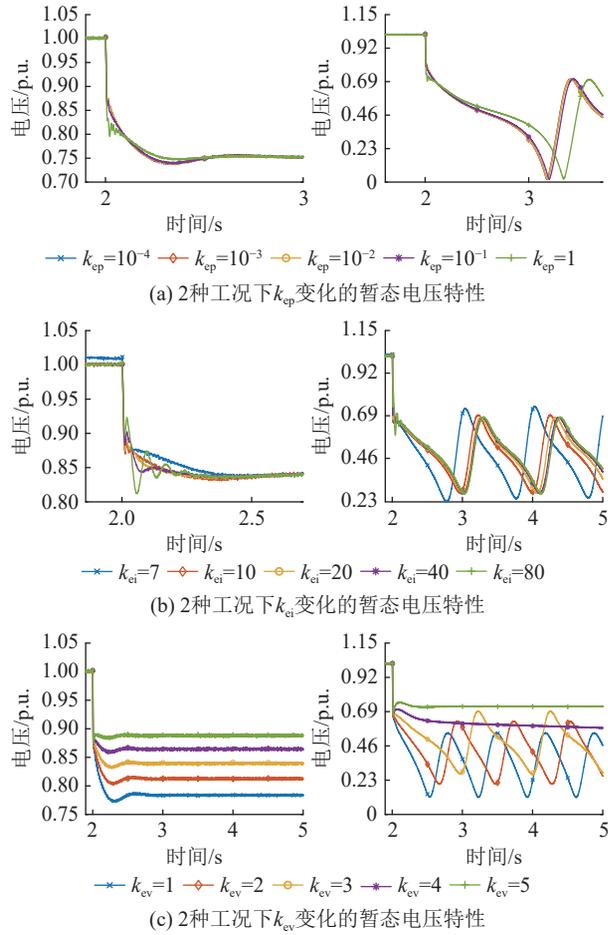


图 11 构网型变流器无功环差异性暂态特性分析

Fig.11 Analysis of differential transient characteristics of reactive power loop of grid-forming converter

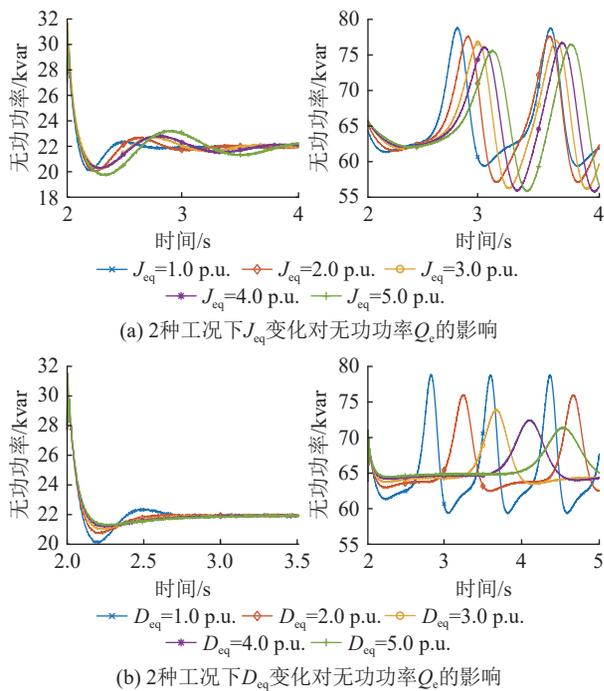


图 12 构网型变流器有功环差异性对无功环的影响

Fig.12 The influence of active loop difference of grid-forming converter on reactive loop

失稳的速度,从而大幅度延长无功功率失稳的时间,并减小无功功率失稳振荡的幅值和频率。

4.4 无功环差异性对有功环的影响

无功环的差异性会改变 k_{ep} 、 k_{ei} 和 k_{ev} ,一定程度上影响到并网点电压 E 并耦合影响有功环的有功功率 P_e 。分别选取不同大小的 k_{ep} 验证其对 P_e 的影响,同理,选取不同大小的 k_{ei} 和 k_{ev} 验证其影响,结果如图13所示。

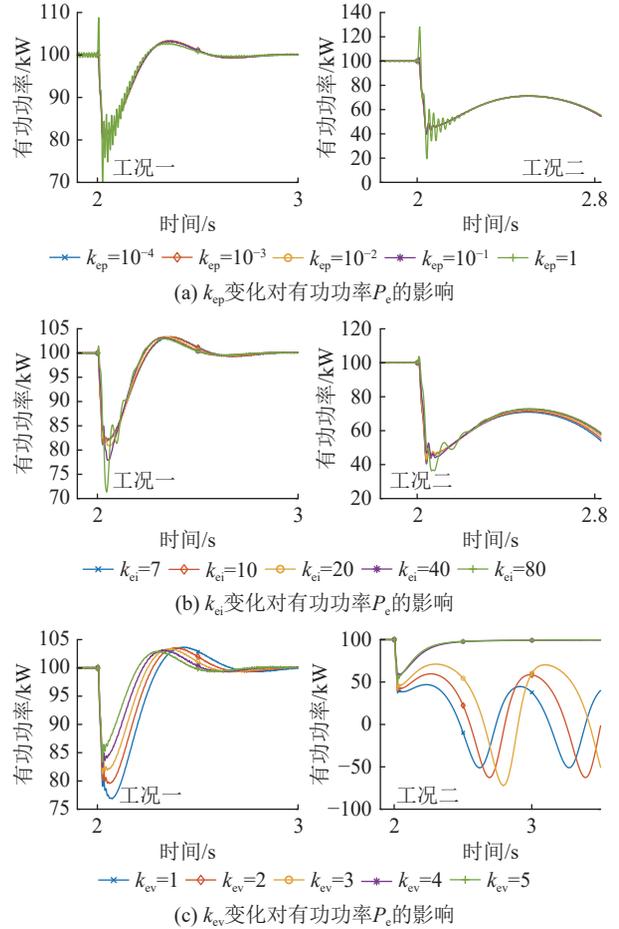


图 13 构网型变流器无功环差异性对有功环的影响

Fig.13 The influence of reactive power loop difference of grid-forming converter on active loop

图13(a)中,轻度故障和重度故障中, k_{ep} 增大会导致并网点 E 波动而产生一定的 P_e 波动,导致 P_e 由平滑变为不平滑,并在故障瞬间产生 P_e 冲击,由于重度故障程度加深,故障瞬间产生 P_e 冲击更大。图13(b)中,轻度故障中, k_{ei} 增大会导致并网点 E 过充而产生 P_e 跌落过深,导致 P_e 由平滑变为不平滑,一定程度振荡了 P_e 的动态过程。重度故障中, k_{ei} 的影响与轻度故障一致,但故障程度加深,削弱了过充的影响,导致 P_e 跌落过深相对被抑制。图13(c)中,轻度故障和重度故障中, k_{ev} 增大均会提高 E 瞬时支撑电压,使 P_e 跌落减缓,当 k_{ev} 提高至一

定值时, P_e 由功角失稳而趋近稳定。

4.5 控制参数评估指标

将控制参数在不同故障深度下对稳定性能力的影响汇总至表 4, 其中控制参数中 \uparrow 表示增大系数, 故障中 \uparrow 表示小程度提高暂态稳定性, $\uparrow\uparrow$ 表示大程度提高暂态稳定性, \downarrow 、 $\downarrow\downarrow$ 则含义相反。控制参数对不同故障深度的暂态特性影响可作为功率同步型构网型变流器故障控制方法设计的选择依据。

表 4 控制参数评估指标
Table 4 Control parameter evaluation index

控制参数	轻度故障	重度故障	故障深度是否有影响
$J_{eq}\uparrow$	\uparrow	\downarrow	存在
$D_{eq}\uparrow$	$\uparrow\uparrow$	$\uparrow\uparrow$	不存在
$k_{ep}\uparrow$	$\downarrow\downarrow$	\downarrow	存在
$k_{ei}\uparrow$	$\downarrow\downarrow$	\downarrow	存在
$k_{ev}\uparrow$	$\uparrow\uparrow$	$\uparrow\uparrow$	不存在

5 结论

功率同步型构网型变流器功率环实际设计中存在通用性和差异性, 因功率环差异化而无法对比分析暂态稳定性, 甚至可能造成误判。文中针对这一问题, 提出一种通用的功率环表达式, 并基于此分析不同功率环下暂态稳定性, 相关结论如下:

(1) 有功环差异性体现在广义惯量、阻尼的缩放, 无功环差异性体现在控制结构改造以及无功比例、无功积分和无功电压修正参数的变动。

(2) 提高广义阻尼、降低广义惯量有利于提高暂态功角和频率稳定性; 无功环中适当忽略广义比例, 较小的广义积分和较大的广义电压修正参数有利于提高暂态电压稳定性。

(3) 有功环和无功环存在交互作用, 广义惯量提高会加大功角对无功的耦合, 而广义阻尼直接影响阻尼比改变动态特性影响无功的稳定性; 无功环的参数影响并网点电压波动产生对有功的耦合, 比例系数和电压修正系数设计存在矛盾性, 提高电压修正系数能够一定程度缓解无功环对有功环的危害。

下一步工作将分析不同故障点、不同电网强度对构网型变流器暂态特性的影响。

致谢

本文得到国网冀北电力有限公司科技项目(B3018K23000A)资助, 谨此致谢!

参考文献:

[1] 王博, 杨德友, 蔡国伟. 高比例新能源接入下电力系统惯量相

关问题研究综述[J]. 电网技术, 2020, 44(8): 2998-3007.

WANG Bo, YANG Deyou, CAI Guowei. Review of research on power system inertia related issues in the context of high penetration of renewable power generation[J]. Power System Technology, 2020, 44(8): 2998-3007.

[2] 韩璐, 尹纯亚, 戴晨, 等. 高比例新能源送端系统暂态电压运行风险分析[J]. 电力系统保护与控制, 2024, 52(1): 23-34.

HAN Lu, YIN Chunya, DAI Chen, et al. Transient voltage operational risk of a high-proportion new energy sending system[J]. Power System Protection and Control, 2024, 52(1): 23-34.

[3] 屈子森. 高比例新能源电力系统电压源型变流器同步稳定性分析与控制技术[D]. 杭州: 浙江大学, 2021.

QU Zisen. Synchronous stability analysis and control technology of voltage source converter in high proportion new energy power system[D]. Hangzhou: Zhejiang University, 2021.

[4] 齐金山, 姚良忠, 廖思阳, 等. 高比例新能源电力系统静态电压稳定裕度在线概率评估[J]. 电力系统保护与控制, 2023, 51(5): 47-57.

QI Jinshan, YAO Liangzhong, LIAO Siyang, et al. Online probabilistic assessment of static voltage stability margin for power systems with a high proportion of renewable energy[J]. Power System Protection and Control, 2023, 51(5): 47-57.

[5] 詹长江, 吴恒, 王雄飞, 等. 构网型变流器稳定性研究综述[J]. 中国电机工程学报, 2023, 43(6): 2339-2359.

ZHAN Changjiang, WU Heng, WANG Xiongfei, et al. An overview of stability studies of grid-forming voltage source converters[J]. Proceedings of the CSEE, 2023, 43(6): 2339-2359.

[6] 耿华, 何长军, 刘浴霜, 等. 新能源电力系统的暂态同步稳定研究综述[J]. 高电压技术, 2022, 48(9): 3367-3383.

GENG Hua, HE Changjun, LIU Yushuang, et al. Overview on transient synchronization stability of renewable-rich power systems[J]. High Voltage Engineering, 2022, 48(9): 3367-3383.

[7] 许洁翊, 刘威, 刘树, 等. 电力系统变流器构网控制技术的现状与发展趋势[J]. 电网技术, 2022, 46(9): 3586-3595.

XU Jieyi, LIU Wei, LIU Shu, et al. Current state and development trends of power system converter grid-forming control technology[J]. Power System Technology, 2022, 46(9): 3586-3595.

[8] 但扬清, 黄莹, 韩连山, 等. 计及功率控制型构网变流器接入的交流系统暂态稳定性仿真研究[J]. 浙江电力, 2024, 43(6): 1-12.

DAN Yangqing, HUANG Ying, HAN Lianshan, et al. Simulation study on transient stability of AC systems considering the connected power-controlled grid-forming converters[J]. Zhejiang Electric Power, 2024, 43(6): 1-12.

[9] 汪楠楠, 邹强, 卢宇, 等. 基于定向电流指令的构网变流器故障限流策略[J]. 浙江电力, 2023, 42(12): 73-80.

WANG Nannan, ZOU Qiang, LU Yu, et al. A fault current

- limiting control strategy for GFM converters based on directional current command[J]. *Zhejiang Electric Power*, 2023, 42(12): 73-80.
- [10] 刘航, 王跃, 刘永慧, 等. 基于定量设计虚拟阻抗的 VSG 低电压穿越策略[J]. *高电压技术*, 2022, 48(1): 245-256.
LIU Hang, WANG Yue, LIU Yonghui, et al. The LVRT strategy for VSG based on the quantitatively designed virtual impedance[J]. *High Voltage Engineering*, 2022, 48(1): 245-256.
- [11] 陈智勇, 董新伟, 李传辉, 等. 基于相位与幅值补偿的虚拟同步发电机低电压穿越控制[J]. *电力工程技术*, 2024, 43(3): 42-51.
CHEN Zhiyong, DONG Xinwei, LI Chuanhui, et al. Low voltage ride-through control of virtual synchronous generator based on phase and amplitude compensation[J]. *Electric Power Engineering Technology*, 2024, 43(3): 42-51.
- [12] CHEN S M, SUN Y, HAN H, et al. A modified VSG control scheme with virtual resistance to enhance both small-signal stability and transient synchronization stability[J]. *IEEE Transactions on Power Electronics*, 2023, 38(5): 6005-6014.
- [13] 符杨, 陈禹瑾, 季亮, 等. 考虑功率解耦的构网型逆变器的低电压穿越控制策略[J]. *电力系统保护与控制*, 2024, 52(15): 1-13.
FU Yang, CHEN Yujin, JI Liang, et al. Low voltage ride-through control strategy of a grid-forming inverter considering power decoupling[J]. *Power System Protection and Control*, 2024, 52(15): 1-13.
- [14] 丁一凡, 季亮, 常潇, 等. 不对称电压跌落下虚拟同步机改进低电压穿越控制策略[J]. *电力系统保护与控制*, 2022, 50(16): 76-85.
DING Yifan, JI Liang, CHANG Xiao, et al. Improved low voltage ride-through control strategy of a virtual synchronous generator during unbalanced voltage sags[J]. *Power System Protection and Control*, 2022, 50(16): 76-85.
- [15] MENG X, LIU J J, LIU Z. A generalized droop control for grid-supporting inverter based on comparison between traditional droop control and virtual synchronous generator control[J]. *IEEE Transactions on Power Electronics*, 2019, 34(6): 5416-5438.
- [16] LI M, WEI C Z, ZHAO R F, et al. A unified model of a virtual synchronous generator for transient stability analysis[J]. *Electronics*, 2024, 13(17): 3560.
- [17] ARGHIR C, JOUINI T, DÖRFLER F. Grid-forming control for power converters based on matching of synchronous machines[J]. *Automatica*, 2018, 95: 273-282.
- [18] 桑顺, 张琛, 蔡旭, 等. 全功率变换风电机组的电压源控制(一): 控制架构与弱电网运行稳定性分析[J]. *中国电机工程学报*, 2021, 41(16): 5604-5616.
SANG Shun, ZHANG Chen, CAI Xu, et al. Voltage source control of wind turbines with full-scale converters(part I): control architecture and stability analysis under weak grid conditions[J]. *Proceedings of the CSEE*, 2021, 41(16): 5604-5616.
- [19] SINHA M, DÖRFLER F, JOHNSON B B, et al. Uncovering droop control laws embedded within the nonlinear dynamics of van der pol oscillators[J]. *IEEE Transactions on Control of Network Systems*, 2017, 4(2): 347-358.
- [20] 刘辉, 于思奇, 孙大卫, 等. 构网型变流器控制技术及原理综述[J]. *中国电机工程学报*, 2025, 45(1): 277-297.
LIU Hui, YU Siqi, SUN Dawei, et al. An overview of control technologies and principles for grid-forming converters[J]. *Proceedings of the CSEE*, 2025, 45(1): 277-297.
- [21] 李清辉, 葛平娟, 肖凡, 等. 基于功角与电流灵活调控的 VSG 故障穿越方法研究[J]. *中国电机工程学报*, 2020, 40(7): 2071-2080, 2387.
LI Qinghui, GE Pingjuan, XIAO Fan, et al. Study on fault ride-through method of VSG based on power angle and current flexible regulation[J]. *Proceedings of the CSEE*, 2020, 40(7): 2071-2080, 2387.
- [22] 张余余, 赵晋斌, 李芬, 等. 基于功角动态补偿的 VSG 故障穿越方法研究[J]. *电网技术*, 2021, 45(9): 3667-3673.
ZHANG Yuyu, ZHAO Jinbin, LI Fen, et al. VSG fault crossing method based on dynamic compensation of power angle[J]. *Power System Technology*, 2021, 45(9): 3667-3673.
- [23] 邢鹏翔, 贾璇悦, 许长清, 等. VSG 低电压穿越的特性分析及控制方法研究[J]. *电网与清洁能源*, 2022, 38(8): 130-137, 143.
XING Pengxiang, JIA Xuanyue, XU Changqing, et al. A study on characteristic analysis and control methods of low voltage ride through for the VSG[J]. *Power System and Clean Energy*, 2022, 38(8): 130-137, 143.
- [24] 涂春鸣, 杨万里, 肖凡, 等. 考虑故障限流的 VSG 暂态功角稳定控制方法[J]. *电力自动化设备*, 2023, 43(9): 55-62, 94.
TU Chunming, YANG Wanli, XIAO Fan, et al. Transient power angle stability control method of VSG considering fault current limitation[J]. *Electric Power Automation Equipment*, 2023, 43(9): 55-62, 94.
- [25] HUANG L B, XIN H H, LI Z Y, et al. Grid-synchronization stability analysis and loop shaping for PLL-based power converters with different reactive power control[J]. *IEEE Transactions on Smart Grid*, 2020, 11(1): 501-516.
- [26] ZHAO F, SHUAI Z K, HUANG W, et al. A unified model of voltage-controlled inverter for transient angle stability analysis[J]. *IEEE Transactions on Power Delivery*, 2022, 37(3): 2275-2288.
- [27] ZHANG G, ZHAN L, WANG J L, et al. Effect of different reactive power control structures of voltage source converters on transient stability[C]//2023 IEEE 6th International Electri-

cal and Energy Conference (CIEEC). Hefei, China. IEEE, 2023: 472-477.

- [28] GE P J, TU C M, XIAO F, et al. Design-oriented analysis and transient stability enhancement control for a virtual synchronous generator[J]. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 2023, 70(3): 2675-2684.
- [29] XIONG X L, WU C, HU B, et al. Transient damping method for improving the synchronization stability of virtual synchronous generators[J]. *IEEE Transactions on Power Electronics*, 2021, 36(7): 7820-7831.

作者简介:



丁然

丁然(1987),男,博士,高级工程师,从事电力系统运行及新能源运行相关工作(E-mail: ding.ran@jibei.sgcc.com.cn);

邵尹池(1991),男,硕士,工程师,从事新能源与储能并网控制相关工作;

李咏凯(1986),男,硕士,高级工程师,从事电网调度自动化相关工作。

Power loop modeling of grid-forming converter and the influence of difference on transient stability

DING Ran¹, SHAO Yinch², LI Yongkai¹, HU Yan³, YAO Yiming¹, JIA Jiaoxin³

(1. State Grid Jibei Electric Power Co., Ltd., Beijing 100054, China; 2. North China Electric Power Research Institute, Beijing 100002, China; 3. Hebei Key Laboratory of Distributed Energy Storage and Microgrid (North China Electric Power University), Baoding 071003, China))

Abstract: The grid-forming converter (GFM) is prone to transient instability, when a fault occurs in the power grid. At present, the research on voltage ride through control of GFM is comprehensive. However, the influence of power loop difference and interaction on transient stability is rarely analyzed. Therefore, the expression and power-loop model of GFM are derived for transient conditions, based on the typical power-synchronous loops. The expression establishes a bridge to analyze the influence of control loop differentiation. Secondly, the influence of power loop difference on the value of control parameters is analyzed. The difference of active loop is the scaling of control parameters, and the difference of reactive loop is the change of control structure and parameters. Then, the interaction regularity of power loop difference is described. The inertia promotes the coupling of active loop to reactive loop, and voltage correction coefficient alleviates the deterioration of reactive loop to active loop. Finally, the following conclusions are concluded. Increasing damping and decreasing inertia is beneficial to improve power angle and frequency stability, while smaller proportional, integral parameters and larger voltage correction parameters are beneficial to improve voltage stability.

Keywords: grid-forming converter (GFM); power loop modeling; difference; transient characteristics; control parameter changes; power loop coupling

(编辑 方晶)