

DOI: 10.12158/j.2096-3203.2025.02.001

考虑限流的基于直流电压同步的构网型换流器稳定判据

刘菁锐, 屠增泽, 张宇飞, 张阳, 李佳朋, 李宇骏

(西安交通大学电气工程学院, 陕西 西安 710049)

摘要:针对限幅约束下构网型换流器的同步稳定性,文中建立考虑电流限幅的基于直流电压同步控制的单换流器并网系统的切换动力学模型。不考虑限幅约束的构网型换流器在故障清除后只会稳定在定电压控制模式,而限幅约束下的构网型换流器可能稳定在定电压控制模式或定电流控制模式。因此,文中提出分段等面积定则研究所提模型的暂态稳定性,并推导系统临界切除角的解析表达式,揭示饱和和电流角对系统稳定性的影响机理。此外,文中提出一种提升系统暂态稳定裕度的电流饱和角设置方法,不仅能够避免系统在故障切除后锁定在电流限幅模式,还可以获得最大的临界切除角和减速面积。最后,文中基于 MATLAB/Simulink 仿真验证了临界切除角表达式和电流饱和角设置方法的正确性。

关键词:直流电压同步控制;构网型换流器;电流限幅;临界切除角;饱和和电流角;暂态稳定性

中图分类号:TM712

文献标志码:A

文章编号:2096-3203(2025)02-0003-10

0 引言

为了响应国家“双碳”目标,新能源发电占比不断增高^[1]。而新能源发电一般通过电压源换流器(voltage source converter, VSC)并入电网^[2]。当前VSC主要分为跟网型(grid-following, GFL)换流器^[3]和构网型(grid-forming, GFM)换流器^[4]。GFL换流器具有快速调控电流的能力,但其电压和频率调节能力较差^[5]。大量研究表明,GFL换流器在接入弱交流电网时可能会失稳,对系统的稳定性和安全性产生不利影响^[6-8]。相比GFL换流器,GFM换流器可独立建压,在新能源渗透率不断提高的当下具有巨大的潜力^[9]。

GFM换流器的实现方式主要有3类:功率同步(power synchronization loop, PSL)控制^[10],直流电压同步控制(DC voltage synchronization control, DVSC)^[11]和虚拟同步机(virtual synchronous generator, VSG)控制^[12]。基于DVSC的GFM换流器借助直流电压动态和转子动态的类似性,将直流侧电压、直流侧电容惯量类比同步机转速和同步机转子惯量进行建模^[13-14],无需有功调制而仅需直流电压信号,利用直流侧电容的惯量即可实现换流器的自同步^[15-16]。相比基于PSL控制和VSG控制的GFM换流器,基于DVSC的GFM换流器在应对输入功率具有间歇性、波动性的功率源时更有优势,如风电、光伏^[17-19]。

收稿日期:2024-08-01;修回日期:2024-10-27

基金项目:国家自然科学基金资助项目(52277122);国家资助博士后研究人员计划资助项目(GZB20240595)

电力电子器件耐受过流能力有限,因此需要对换流器采取限流控制^[20]。当前限流方法主要分为虚拟阻抗(virtual impedance, VI)法^[21]和饱和电流法(current saturation algorithm, CSA)^[22]。文献^[23-24]发现不同限流方法对暂态稳定性的影响不同,并分析得知CSA具有更优的暂态稳定性能。此外,文献^[25]仿真比较了 d 轴优先策略、 q 轴优先策略和角度优先策略对VSG暂态稳定性的影响,定性比较了3种常见的饱和电流角设置方法的优劣,但没有提出饱和电流角设置的解析准则。文献^[26]通过设置饱和电流角将换流器故障电流的 d 轴分量控制为0,分析了该控制模式下的3种失稳演化路径,虽然揭示了该饱和电流角设置方法影响下系统的失稳机理,但同样缺少解析的饱和电流角设置方法。文献^[27]给出了不同故障深度下,采用 d 轴电流优先限幅策略时系统临界清除角的解析表达式,但没有提出控制策略以提升系统暂态稳定性。文献^[28]提出一种基于虚拟阻抗和功率解耦的构网型控制优化策略,以抑制功率耦合和电流限幅导致的负面影响,但其同样缺乏饱和电流角对系统暂态稳定性的解析分析。

当前研究大多针对某一具体的饱和电流角设置方法进行暂态稳定性分析,未充分考虑不同饱和电流角对系统暂态稳定性的影响,缺少解析的提升系统暂态稳定性的饱和电流角设置方法。如何评估DVSC型换流器的暂态稳定性以及如何合理设置饱和电流角以获得最大的暂态稳定裕度仍需进一步深入研究。

为解决上述问题,文中提出考虑饱和电流限幅

影响下,基于 DVSC 的换流器并网系统的相角切换模型;采用分段等面积定则(segmental equal area criteria, SEAC)研究所提模型的暂态稳定性,并推导系统临界切除角的解析表达式;基于临界切除角的解析表达式,分析饱和电流角对系统暂态稳定性的影响,进而提出一种解析的增强系统暂态稳定性的饱和电流角设置方法。

1 电流限幅影响下 DVSC 并网系统的相角切换模型

1.1 DVSC 的基本原理

DVSC 的主电路和控制框图如图 1 所示。图 1 中, L_c 、 R_c 分别为传输线路的电感和电阻; V_{DC} 为换流器直流侧电压; $V_{DC(0)}$ 为换流器直流侧电压的初始稳态值; u_c 、 u_s 分别为换流器的电压和无穷大母线的电压; U_d^* 、 U_q 分别为 d 、 q 轴电压的参考值,且特别地, $U_d^*=0$; P_c 、 Q_c 分别为 DVSC 实际输出的有功、无功功率; i_c 为换流器电流; u_p 为公共耦合点(point of common coupling, PCC)电压; u_{pd} 、 u_{pq} 分别为 PCC 电压的 d 、 q 轴分量; u_{cd} 、 u_{cq} 分别为换流器电压的 d 、 q 轴分量; i_{cd} 、 i_{cq} 分别为换流器电流的 d 、 q 轴分量; u_c^{a*} 、 u_c^{b*} 、 u_c^{c*} 为换流器三相电压的调制波; I_{cmax} 为饱和电流幅值; ϕ 为饱和电流角; θ_c 为换流器的相角; $i_{cd,v}^{ref}$ 、 $i_{cq,v}^{ref}$ 分别为外部电压控制的 d 、 q 轴电流参考值; i_{cd}^{ref} 、 i_{cq}^{ref} 分别为经过 CSA 后的 d 、 q 轴电流参考值; PI 为比例积分环节; PWM 为脉宽调制。

交流传输线路电阻远远小于电感,因此可假设电网阻抗是感性的,即电阻可以忽略。

忽略换流器内部的功率损耗,直流母线电压动态可以描述如下:

$$V_{DC}C \frac{dV_{DC}}{dt} = P_R - P_c \quad (1)$$

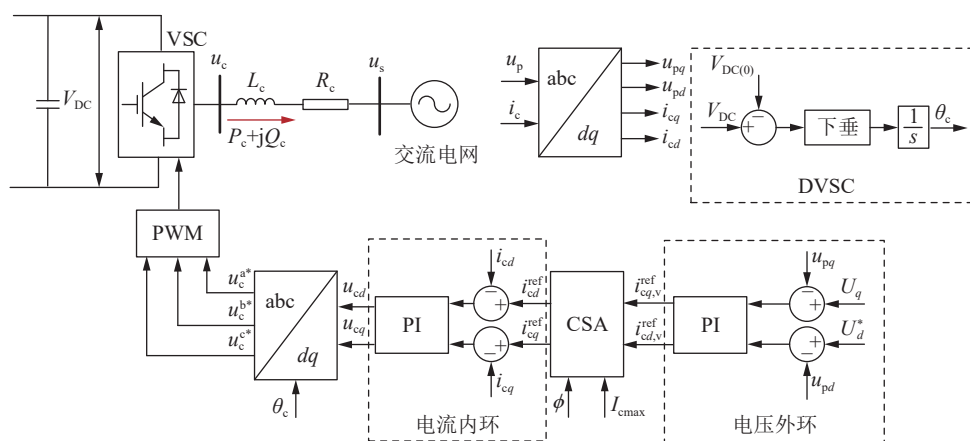


图 1 DVSC 的主电路及控制框图

Fig.1 Main circuit and control block diagram of DVSC

$$C = \frac{C_{DC} V_{DCn}^2}{S_B} \quad (2)$$

式中: C 为标么化的等效电容; P_R 为直流侧系统输出功率参考值; C_{DC} 为直流线路总电容; S_B 为系统功率基准值; V_{DCn} 为直流线路电压的标称值。

将直流母线电压与系统角频率偏差耦合:

$$V_{DC} - V_{DC(0)} = k_{DC}(\omega_c - \omega_s) \quad (3)$$

式中: ω_c 为 DVSC 输出的角频率; ω_s 为无穷大母线的角频率; k_{DC} 为直流电压下垂系数。

对式(3)两边求导并联立式(1):

$$CV_{DC}k_{DC} \frac{d\omega_c}{dt} = P_R - P_c \quad (4)$$

网侧换流器利用直流线路电容提供能量来减轻系统频率波动,所提供的虚拟惯量 H_c 可以定义如下:

$$2H_c = CV_{DC}k_{DC} \quad (5)$$

由式(5)可知,增大 C 、 k_{DC} 可以为系统在大扰动期间提供更大的惯量,提升系统暂态稳定性。

在阻尼的设计上,参考 VSG 控制的特性,在 DVSC 的有功功率输出参考值中引入虚拟阻尼,使得系统能够在在大扰动期间获得一定的阻尼支撑。其表达式如下:

$$P_R = P_c^{ref} - D(\omega_c - \omega_s) \quad (6)$$

式中: P_c^{ref} 为交流侧输出功率参考值; D 为系统的虚拟阻尼系数。

联立式(4)—式(6),可得 DVSC 的有功-频率控制方程:

$$2H_c \frac{d\omega_c}{dt} = P_c^{ref} - D(\omega_c - \omega_s) - P_c \quad (7)$$

1.2 采用 CSA 限流策略下切换系统的数学模型

为了避免换流器因过流而损坏,须采取 CSA 限制电流,将换流器电流限制在安全范围内。

CSA 通过判断换流器电流幅值是否超过其限

定值, 将换流器控制划分为恒压控制 (constant voltage control, CVC) 和限电流控制 (current limiting control, CLC)。但 CLC 会导致暂态过程中系统微分方程的切换, 即系统由无电流限幅时的自治系统变为切换系统。

图 2 为电流饱和策略示意。如图 2 所示, 换流器电流幅值小于其设定的极限值 I_{cmax} 时, 换流器电压 u_c 被控制为与 d 轴平行的基准电压 U_c ($u_{cd} = U_c$ 且 $u_{cq} = 0$), 称为 CVC 模式。电流相量的幅值超过其极限时, 换流器切换到 CLC 模式, 此时换流器电流 i_c 被控制为一个恒定幅值的电流相量 i_c^* 。 i_c^* 与 d 轴的夹角 ϕ 定义为饱和电流角, 在实际控制中, ϕ 的数值大小会影响换流器的稳定性。

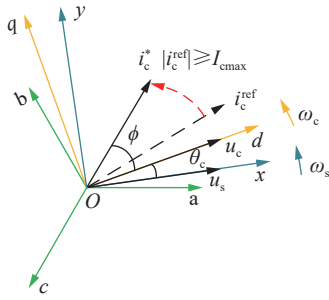


图 2 参考坐标轴及电流饱和策略

Fig.2 Reference axis and current saturation strategy

换流器控制框图由级联的电压控制回路和电流控制回路组成。外部电压控制的目的是维持 u_{pd} 与换流器 d 轴电压参考值 U_d^* 相等, 使得 u_{pd} 与 d 轴平行。在系统遭受较大扰动时, 流过换流器的电流可能超过其最大值。为了防止过流, 通常使用 CSA 进行限流, 其定义如下:

$$i_{cd}^{ref} = \begin{cases} i_{cd,v}^{ref} & \sqrt{(i_{cd,v}^{ref})^2 + (i_{cq,v}^{ref})^2} \leq I_{cmax} \\ I_{cmax} \cos(\phi) & \sqrt{(i_{cd,v}^{ref})^2 + (i_{cq,v}^{ref})^2} > I_{cmax} \end{cases} \quad (8)$$

$$i_{cq}^{ref} = \begin{cases} i_{cq,v}^{ref} & \sqrt{(i_{cd,v}^{ref})^2 + (i_{cq,v}^{ref})^2} \leq I_{cmax} \\ I_{cmax} \sin(\phi) & \sqrt{(i_{cd,v}^{ref})^2 + (i_{cq,v}^{ref})^2} > I_{cmax} \end{cases} \quad (9)$$

换流器电流幅值 $|i_c|$ 小于其极限值 I_{cmax} 的时候, 换流器工作在 CVC 模式, 反之换流器工作在 CLC 模式。但这是以代数变量描述的切换规则, 不利于状态变量下的暂态稳定性分析。为了将代数变量描述的切换规则转变为状态变量描述的切换规则, 结合网络拓扑可将式(10)展开。

$$|i_c| \leq I_{cmax} \quad (10)$$

所研究的系统为一单机无穷大系统, 在 CVC 模式下, 换流器电流幅值可以表示为:

$$|i_c| = \left| \frac{U_c \angle \theta_c - U_s}{j\omega_s L_c} \right| = \left| \frac{U_c \cos(\theta_c) - U_s + jU_c \sin(\theta_c)}{j\omega_s L_c} \right| \quad (11)$$

式中: U_c 、 U_s 分别为 u_c 、 u_s 的幅值。

结合式(10)和式(11)可以推导出:

$$|i_c|^2 \leq I_{cmax}^2 \Rightarrow \cos(\theta_c) \geq d = \frac{U_c^2 + U_s^2 - I_{cmax}^2 \omega_s^2 L_c^2}{2U_c U_s} \quad (12)$$

根据式(12), 可以得出当状态变量 θ_c 在式(13)所示取值范围时, 所研究的动态系统切换到 CVC 模式。否则, 系统将停留在 CLC 模式。

$$\theta_s^b = -\cos^{-1}(d) \leq \theta_c \leq \cos^{-1}(d) = \theta_s^a \quad (13)$$

式中: θ_s^b 为所研究的切换系统的左切换线; θ_s^a 为所研究的切换系统的右切换线。需注意, 式(13)为基于状态变量 θ_c 的切换模型。

切换系统是一个动态系统, 由有限数量的子系统和连接这些子系统的切换规则组成。连续时间非线性切换系统可以建模为:

$$\frac{dx}{dt} = y_i(x) \quad i \in \Gamma = \{1, 2, \dots, N\} \quad (14)$$

式中: 状态变量 $x \in \mathbf{R}^n$; Γ 为有限集, 表示离散子系统的指标集; N 为子系统的数量。

结合式(13), 所研究的切换动态系统由 2 个子系统组成, 分别记为 y_1 、 y_2 。 y_1 为:

$$\begin{cases} \frac{d\theta_c}{dt} = \omega_c - \omega_s \\ \frac{d\omega_c}{dt} = -f(\theta_c) - D_c(\omega_c - \omega_s) \end{cases} \quad \theta_s^b \leq \theta_c \leq \theta_s^a \quad (15)$$

y_2 为:

$$\begin{cases} \frac{d\theta_c}{dt} = \omega_c - \omega_s \\ \frac{d\omega_c}{dt} = -g(\theta_c) - D_c(\omega_c - \omega_s) \end{cases} \quad \begin{matrix} \theta_s^a < \theta_c < 2\pi + \theta_s^b; \\ \theta_s^a - 2\pi < \theta_c < \theta_s^b \end{matrix} \quad (16)$$

其中:

$$\begin{cases} f(\theta_c) = \frac{U_c U_s}{2H_c \omega_s L_c} \sin(\theta_c) - \frac{P_c^{ref}}{2H_c} \\ g(\theta_c) = \frac{I_{cmax} U_s}{2H_c} \cos(\theta_c + \phi) - \frac{P_c^{ref}}{2H_c} \\ D_c = \frac{D}{2H_c} \end{cases} \quad (17)$$

式中: D_c 为等效阻尼系数。

定义状态变量 θ_c 的稳态值 $\theta_{c(0)}$ 为:

$$\theta_{c(0)} = \sin^{-1} \left(\frac{P_c^{ref} \omega_s L_c}{U_c U_s} \right) \quad (18)$$

图 3 为系统电流饱和切换控制框图。

CLC 模式对应子系统 y_2 , CVC 模式对应子系

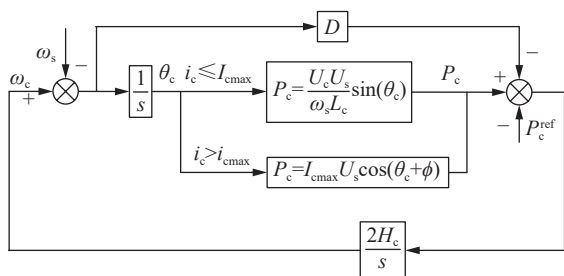


图3 DVSC 电流饱和和切换控制框图

Fig.3 Block diagram of DVSC current saturation switching control

统 y_1 。

2 基于 SEAC 的暂态稳定性分析

2.1 切换系统的平衡点

式(15)、式(16)所描述的切换系统的平衡点 (equilibrium points, EPs) 的集合可表示如下:

$$\theta_c = \{ \theta_c \mid f(\theta_c) = 0, g(\theta_c) = 0 \} \quad (19)$$

在所有的 EPs 中, 如果满足式(19), 称为稳定平衡点 (stable equilibrium points, SEPs), 反之称为不稳定平衡点 (unstable equilibrium points, UEPs)。

$$\begin{cases} f'(\theta_c) > 0 \\ g'(\theta_c) > 0 \end{cases} \quad (20)$$

此时, 切换系统的 EPs 可分为 2 类: CVC 下的 EPs 和 CLC 下的 EPs。

基于式(19), 可分别得到 CVC 和 CLC 下的 SEPs 和 UEPs。

$$\begin{cases} \theta_{sep}^{CVC} = \sin^{-1} \left(\frac{P_c^{ref} \omega_s L_c}{U_c U_s} \right) \\ \theta_{uep}^{CVC} = \pi - \theta_{sep}^{CVC} \end{cases} \quad (21)$$

$$\begin{cases} \theta_{sep}^{CLC} = -\cos^{-1} \left(\frac{P_c^{ref}}{U_s I_{cmax}} \right) - \phi \\ \theta_{uep}^{CLC} = \cos^{-1} \left(\frac{P_c^{ref}}{U_s I_{cmax}} \right) - \phi \end{cases} \quad (22)$$

式中: θ_{sep}^{CVC} 、 θ_{uep}^{CVC} 分别为 CVC 下的 SEPs、UEPs; θ_{sep}^{CLC} 、 θ_{uep}^{CLC} 分别为 CLC 下的 SEPs、UEPs。

2.2 电流限幅影响下换流器并网系统的暂态稳定性分析

阻尼 D_c 恒为正, 因此其对系统暂态稳定性只会产生有利影响。故考虑系统发生严重故障的情况时, 若忽略阻尼影响 ($D_c = 0$), 则得到的结果更加保守, 有利于实际生产中的暂态稳定判定。

将式(15)上下相除, 变量分离后可得:

$$(P_c^{ref} - P_c) d\theta_c = 2H_c (\omega_c - \omega_s) d\omega_c \quad (23)$$

将式(23)两边同时积分可得:

$$\int_{\theta_{cstart}}^{\theta_{cend}} (P_c^{ref} - P_c) d\theta_c = H_c (\omega_c - \omega_s)^2 \Big|_{\omega_{cstart}}^{\omega_{cend}} \quad (24)$$

式中: θ_{cstart} 为所研究过程的初始角; θ_{cend} 为所研究过程的结束角; ω_{cstart} 为所研究过程的初始角速度; ω_{cend} 为所研究过程的结束角速度。

严重故障下, 换流器电流超过其极限值, 导致换流器工作在 CLC 模式。以无穷大母线发生电压暂降故障为例, 故障期间的有功功率表达式为:

$$P_{cf} = I_{cmax} U_f \cos(\theta_c + \phi) \quad (25)$$

式中: P_{cf} 为换流器在故障期间的有功功率; U_f 为故障期间无穷大母线电压。

在系统发生严重故障期间, 满足 $\theta_{cstart} = \theta_{sep}^{CVC}$, $\omega_{cstart} = \omega_s$, 并定义 θ_{cl} 、 ω_{cl} 分别为故障清除时换流器的角度和角速度。即此时 $\theta_{cend} = \theta_{cl}$, $\omega_{cend} = \omega_{cl}$ 。则式(24)可表达如下:

$$\int_{\theta_{sep}^{CVC}}^{\theta_{cl}} (P_c^{ref} - P_{cf}) d\theta_c = H_c (\omega_{cl} - \omega_s)^2 \quad (26)$$

式(26)中, 等式右边表示故障期间动能的增加量, 等式左边表示故障期间不平衡功率随换流器角度做的功。

若在故障清除后系统轨迹位于 CLC 模式, 此时系统的输出功率 P_c^{CLC} 满足 $P_c^{CLC} > P_c^{ref}$, 系统将逐步减速为同步角速度。此时 $\theta_{cstart} = \theta_{cl}$, $\omega_{cstart} = \omega_{cl}$, $\theta_{cend} = \theta_f$, $\omega_{cend} = \omega_s$, 其中 θ_f 为故障清除后换流器的相角。代入式(24)可得:

$$\int_{\theta_{cl}}^{\theta_f} (P_c^{CLC} - P_c^{ref}) d\theta_c = H_c (\omega_{cl} - \omega_s)^2 \quad (27)$$

在此过程中, 换流器的减速面积仅由 CLC 下的减速面积这一部分组成。图 4 为故障清除后换流器工作在 CLC 模式下的等面积图。CLC 下的减速面积如图 4 的区域 III 所示。

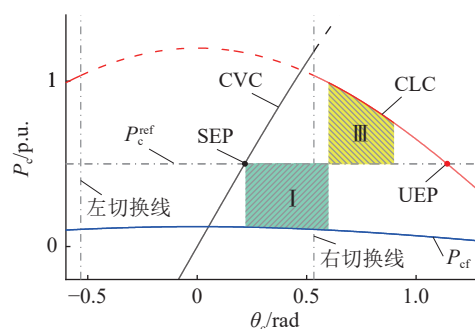


图4 故障清除后换流器工作在 CLC 模式下的等面积图
Fig.4 Equal area diagram of the inverter operating in CLC mode after fault clearing

故障清除后换流器工作在 CLC 模式下时, 联立式(26)和式(27), 得:

$$\int_{\theta_{sep}^{CVC}}^{\theta_{cl}} (P_c^{ref} - P_{cf}) d\theta_c = \int_{\theta_{cl}}^{\theta_f} (P_c^{CLC} - P_c^{ref}) d\theta_c \quad (28)$$

考虑一种系统的临界情况, 即系统减速到角速度降为同步角速度时 ($\omega_{cend} = \omega_s$), 系统轨迹刚好触

碰到 CLC 模式下的 UEP($\theta_{\text{cend}} = \theta_{\text{sep}}^{\text{CLC}} - \phi$)。此时, 故障切除时的换流器角度为临界切除角 θ_{CCA} 。

将上述条件代入式(28)即可得:

$$\int_{\theta_{\text{sep}}^{\text{CVC}}}^{\theta_{\text{CCA}}} (P_c^{\text{ref}} - P_{\text{cf}}) d\theta_c = \int_{\theta_{\text{CCA}}}^{\theta_{\text{sep}}^{\text{CLC}}} (P_c^{\text{CLC}} - P_c^{\text{ref}}) d\theta_c \quad (29)$$

将式(29)变量分离可得临界切除角 θ_{CCA} 为:

$$\theta_{\text{CCA}} = \sin^{-1} \left(\frac{P_c^{\text{ref}} (\theta_{\text{sep}}^{\text{CLC}} - \phi - \theta_{\text{sep}}^{\text{CVC}})}{K_2 - K_3} + \frac{K_2 \sin(\theta_{\text{sep}}^{\text{CVC}} + \phi) - K_3 \sin(\theta_{\text{sep}}^{\text{CLC}})}{K_2 - K_3} \right) - \phi \quad (30)$$

其中:

$$\begin{cases} K_1 = \frac{U_c U_s}{\omega_s L_c} \\ K_2 = U_f I_{\text{cmax}} \\ K_3 = U_s I_{\text{cmax}} \\ K_4 = P_c^{\text{ref}} (\theta_{(0)}^{\text{CLC}} - \theta_{\text{sep}}^{\text{CVC}} - \phi) + K_1 \cos(\theta_s^a) + \\ K_2 \sin(\theta_{\text{sep}}^{\text{CVC}} + \phi) + K_3 \sin(\theta_s^a + \phi) - K_3 \sin(\theta_{(0)}^{\text{CLC}}) \\ \theta_{(0)}^{\text{CLC}} = \cos^{-1} \left(\frac{P_c^{\text{ref}}}{U_s I_{\text{cmax}}} \right) \end{cases} \quad (31)$$

式中: $\theta_{(0)}^{\text{CLC}}$ 为 CLC 模式下换流器相角的稳态值。

在式(30)中, 饱和电流角 ϕ 是可以调整的可控量。因此可将式(30)视为临界切除角 θ_{CCA} 关于饱和电流角 ϕ 的函数。不同 ϕ 取值下可以获得不同的 θ_{CCA} , 从而改变系统暂态稳定边界。

2.3 提升并网系统稳定性的饱和电流角设置方法

2.3.1 饱和电流角对系统暂态稳定性的影响

在实际设置饱和电流角的过程中, 可能会出现 2 种不利于系统稳定运行的情况。(1) 饱和电流角 ϕ 设置过小, 故障切除时间较短, 可能会出现反向加速, 最终导致系统失稳。如图 5 所示, 设置饱和电流角 $\phi = -\pi$ 。故障切除时换流器轨迹还未越过右切换线, 故障时的加速面积为图 5 中的区域 I。故障切除后换流器工作在 CVC 下, 区域 II 为 CVC 下的减速面积。但是, 当换流器轨迹越过右切换线, 系统切换为 CLC 时, 由于饱和电流角配置过大, 系统的输出功率小于参考功率, 出现区域 III 所示的大块加速面积, 以至于系统总的加速面积大于总的减速面积($I + III > II + IV$), 最终导致系统失稳。

(2) 饱和电流角 ϕ 设置过大, 故障切除时间较短, 系统可能会稳定在 CLC 模式下, 此时换流器电流始终保持为其限定值, 使得换流器无法在故障后正常退出限电流模式, 即如图 5 所示系统总的加速面积小于总的减速面积($I + III < II + IV$), 但由于阻尼的影响, 最终系统无法回到 CVC, 在一定时间的振

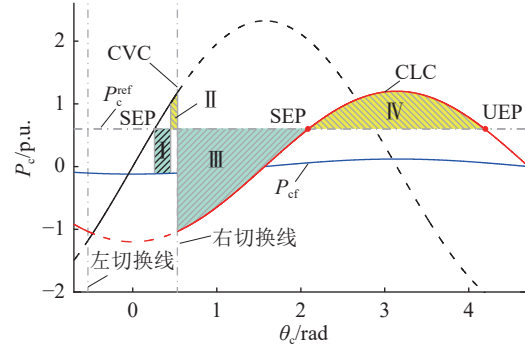


图 5 ϕ 过小时的加减速面积示意

Fig.5 Schematic diagram of acceleration and deceleration area when ϕ is too small

荡后稳定在 CLC 模式下。

2.3.2 饱和电流角设置方法

为了避免上述 2 种情况, 并获得系统最大稳定边界, 应尽可能避免出现图 5 中区域 III 所示的加速面积, 也不应让系统稳定在 CLC 模式。因此设置饱和电流角使得 CLC 下的 SEP 位于左右切换线之间, 此时 CLC 下的 SEP 满足:

$$\theta_s^b \leq \theta_{\text{sep}}^{\text{CLC}} \leq \theta_s^a \quad (32)$$

基于式(32)可得饱和电流角的限制范围:

$$\begin{aligned} -\cos^{-1} \left(\frac{P_c^{\text{ref}}}{U_s I_{\text{cmax}}} \right) - \cos^{-1}(d) \leq \phi \leq \\ \cos^{-1} \left(\frac{P_c^{\text{ref}}}{U_s I_{\text{cmax}}} \right) - \cos^{-1}(d) \end{aligned} \quad (33)$$

考虑故障最严重情况, 将式(29)所示临界切除角表达式视为一个关于饱和电流角 ϕ 的函数, 易得式(30)在式(33)所示范围内关于变量 ϕ 单调递减。因此在设计 CLC 下的饱和电流角 ϕ 时, 应尽可能减小 ϕ 的取值。取式(33)中 ϕ 的最小值, 此时系统功率曲线如图 6 所示。此时, CLC 下的 SEP 位于右切换线上, 区域 III 所示的反向加速面积为 0。若继续减小饱和电流角, 则 CLC 曲线继续向右平移, 会再次出现反向加速面积, 系统可能面临失稳风险。

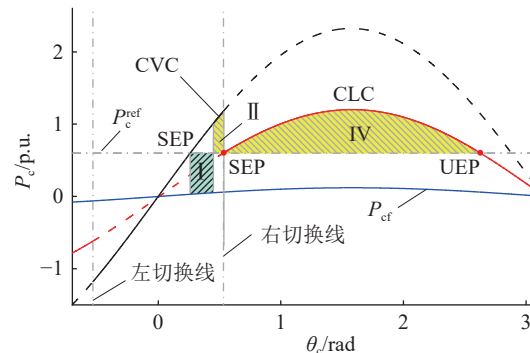


图 6 CLC 下的 SEP 位于右切换线上

Fig.6 SEP under CLC is located on the right switching line

综上,最优饱和电流角配置解析表达式如下:

$$\phi = \arccos\left(\frac{U_c^2 + U_s^2 - I_{cmax}^2 \omega_s^2 L_c^2}{2U_c U_s}\right) \quad (34)$$

由式(34)可知,各变量均较容易获得,计算难度较小。此时系统最大临界切除角的解析表达式为:

$$\theta_{CCA,max} = \sin^{-1}\left(\frac{P_c^{ref}(\theta_{(0)}^{CLC} - \theta_{sep}^{CVC} + \cos^{-1}(P_c^{ref}/K_3))}{K_3} - \frac{P_c^{ref} \cos^{-1}(d)}{K_3} + \sin(\theta_{(0)}^{CLC})\right) + \cos^{-1}\left(\frac{P_c^{ref}}{K_3}\right) + \cos^{-1}(d) \quad (35)$$

式中: $\theta_{CCA,max}$ 为系统最大临界切除角。

3 仿真实验

使用 MATLAB/Simulink 搭建图 1 所示 DVSC 型换流器并网系统的仿真模型以验证所提方法的正确性及有效性。算例仿真的相关参数见表 1。设置扰动为:电网电压 U_s 在 $t=0.03$ s 时下降到 0.1 p.u.,并在持续 t_c 后恢复到基准值。

表 1 仿真参数
Table 1 Simulation parameters

参数	数值
电网电压 U_s/kV	220
换流器电压 U_c/kV	230
系统容量 $S_B/(MV \cdot A)$	200
线路等值电感 $L_c/p.u.$	0.45
线路等值电阻 $R_c/p.u.$	0.05
直流电容 $C_{DC}/\mu F$	1 000
系统角速度 $\omega_s/(\text{rad} \cdot \text{s}^{-1})$	314
换流器参考功率 $P_c^{ref}/p.u.$	0.6
电流限定值 $I_{cmax}/p.u.$	1.2
换流器阻尼系数 $D/p.u.$	0.1
直流电压下垂系数 $k_{DC}/p.u.$	4

图 7 为 $\phi = 0 \text{ rad}, U_f = 0.01 \text{ p.u.}$ 时系统的动态响应。图 7(a)中,故障开始时,有功功率减小到 0,伴随换流器输出电流饱和。此时系统从 CVC 模式的稳态 SEP 点过渡到 A 点,然后开始沿着故障轨迹加速。如果故障在临界切除角之前及时清除($t_c=70 \text{ ms}$),如图 7(b)、(c)黑色曲线所示,系统将从 CVC 的 B_1 点跳转到 C 点,当电流再次饱和时,系统沿轨迹到达 D 点。由于 D 点位于右切换线上,系统此时从 CVC 模式切换到 CLC 模式,之后减速到达 E 点时系统到达最远点,之后系统在 CVC 模式下的 SEP 点附近振荡,最终稳定在 CVC 模式下的稳

定平衡点。此外,若故障不能在临界切除角之前及时清除($t_c=80 \text{ ms}$),如图 7(b)、(c)红色曲线所示,系统将到达 CLC 模式的 E 点后继续加速,在越过 CLC 模式下的不稳定平衡点 UEP 之后失去稳定。

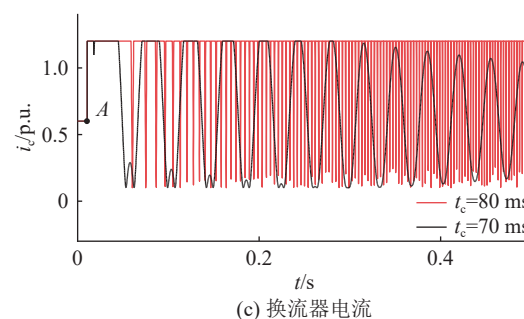
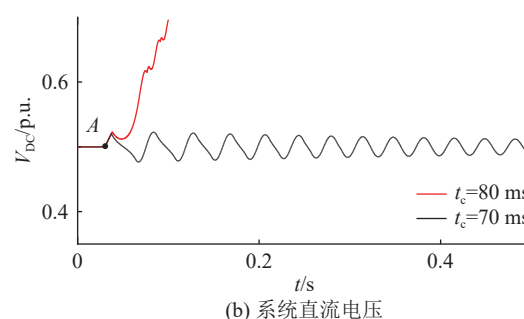
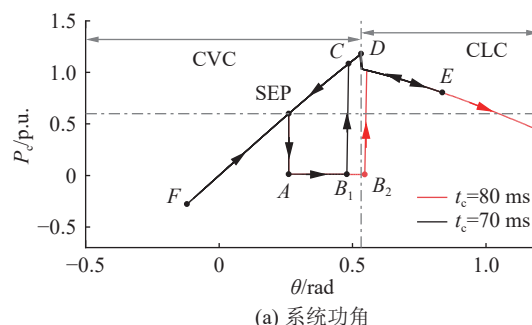


图 7 $\phi = 0 \text{ rad}, U_f = 0.01 \text{ p.u.}$ 时 DVSC 的动态响应
Fig.7 Dynamic response of DVSC at $\phi = 0 \text{ rad}, U_f = 0.01 \text{ p.u.}$

可以看出,只要故障能够在临界切除角之前切除,系统就能保持稳定。反之,系统将失去暂态稳定。该仿真结果验证了式(29)推得的临界切除角的正确性。

表 2 为系统传输功率 $P_c^{ref}=120 \text{ MW}, U_f = 0.01 \text{ p.u.}$ 时系统采用不同的饱和电流角时对应的临界切除角等数据。可以看出,在式(32)给定的范围内,随着饱和电流角减小,系统的临界切除角不断增大,验证了 2.3.2 节中饱和电流角设置方法的正确性。

图 8 为不同饱和电流角下系统的相平面图。图 8(a)、(b)中,故障发生后,系统从 CVC 模式的 SEP 开始,沿着故障轨迹移动。如果故障在临界切除角之前及时清除,系统逐渐收敛到 CVC 模式 SEP,如果超过临界切除角之后故障才被清除,系统

表 2 不同饱和电流角下的 CLC 平衡点及临界切除角
Table 2 CLC equilibrium point and critical clearing angle at different saturation current angles

ϕ/rad	$\theta_{\text{sep}}^{\text{CLC}}/\text{rad}$	$\theta_{\text{sep}}^{\text{CVC}}/\text{rad}$	$\theta_{\text{CCA}}/\text{rad}$
0	-1.047 2	1.047 2	0.492 7
-0.250 0	-0.797 2	1.297 2	0.605 5
-0.550 0	-0.497 2	1.597 2	0.749 4
-0.750 0	-0.297 2	1.797 2	0.848 2
-0.950 0	-0.097 2	1.997 2	0.948 0
-1.150 0	0.102 8	2.197 2	1.047 9
-1.350 0	0.302 8	2.397 2	1.146 6
-1.579 7	0.492 7	0.948 0	1.257 3

将如红线所示失去稳定, 验证了文中所提系统临界切除角判据的正确性。

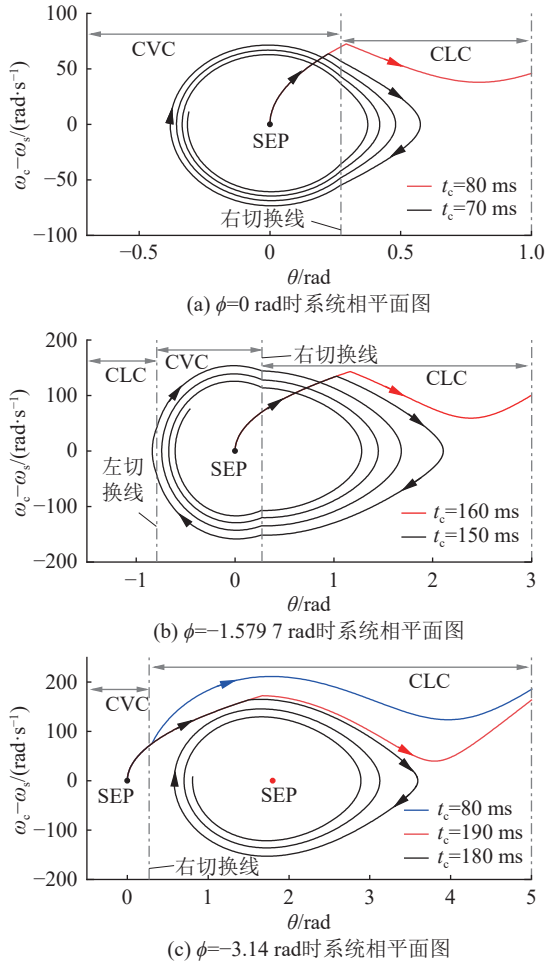


图 8 不同饱和电流角下系统的稳定情况

Fig.8 Stability of the system under different saturation current angles

图 8(a)采用经典的 d 轴优先策略 ($\phi=0 \text{ rad}$), 图 8(b)采用所提饱和电流角设置方法。可以看出, 采用所提饱和电流角设置的系统能够在 $t_c=150 \text{ ms}$ 时稳定, 而 d 轴优先策略在 $t_c=80 \text{ ms}$ 时就会失去暂态稳定, 验证了所提饱和电流角设置方法能够显著

提升系统的暂态稳定性。

如图 8(c)所示, 当 ϕ 减小到 -3.14 rad , $t_c=80 \text{ ms}$ 时, CLC 模式在切换线附近存在较大的加速面积, 使得系统失去了暂态稳定。此外, 当 $t_c=180 \text{ ms}$ 时系统在故障切除后虽然能够稳定, 但是其稳定在 CLC 模式下的 SEP 下, 此时系统将持续处于限流状态而无法回到正常的 CVC 模式。

图 8 所示的仿真结果验证了所提饱和电流角设置方法能够使系统在不稳定在 CLC 模式的前提下获得最大的临界切除角, 显著提升系统的暂态稳定性。

图 9 为设定饱和电流角 $\phi = -1.579 7 \text{ rad}$ 时, 不同故障持续时间下的时域仿真结果。

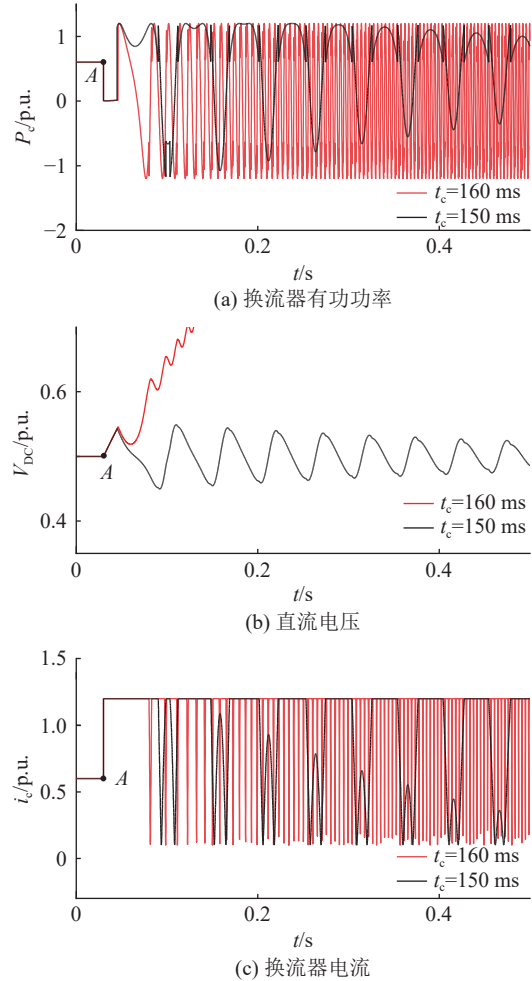


图 9 $\phi = -1.579 7 \text{ rad}$, $U_f = 0.01 \text{ p.u.}$ 时 DVSC 的动态响应
Fig.9 Dynamic response of DVSC at $\phi = -1.579 7 \text{ rad}$, $U_f = 0.01 \text{ p.u.}$

图 9 中, 当故障持续时间 $t_c=150 \text{ ms}$ 时, 系统在故障后暂态稳定。其中, 在第一个振荡周期系统经历了 4 次控制模式的切换, 每次切换对应换流器有功功率的突变, 这与图 8 相平面图中对应的系统轨迹相符。当故障持续时间增加至 $t_c=160 \text{ ms}$ 时, 时

域仿真结果显示系统失稳, 同样与图 8 相平面图中对应的系统轨迹相符。

图 10 为设定饱和电流角 $\phi = -3.14$ rad 时, 不同故障持续时间下的时域仿真结果。

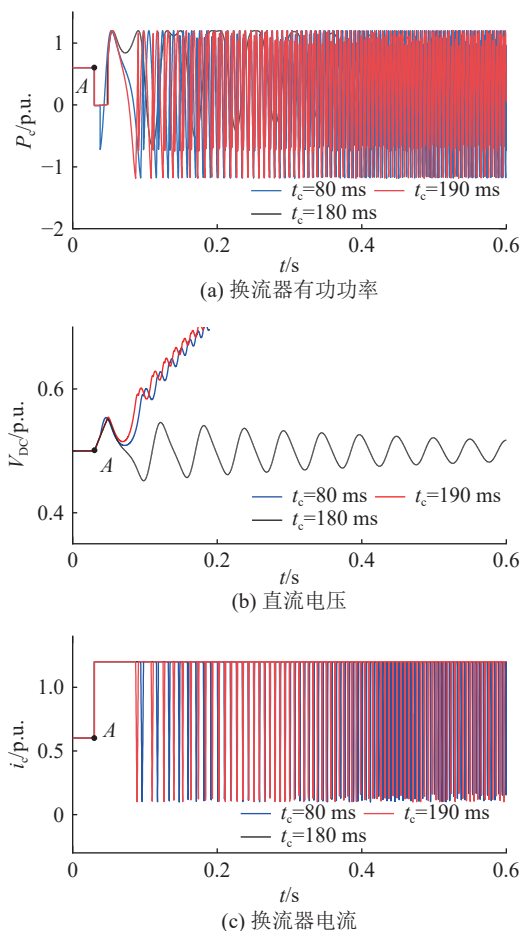


图 10 $\phi = -3.14$ rad, $U_f = 0.01$ p.u. 时 DVSC 的动态响应
Fig.10 Dynamic response of DVSC at $\phi = -3.14$ rad, $U_f = 0.01$ p.u.

图 10 中, 当故障持续时间 $t_c=180$ ms 时, 系统在故障后暂态稳定, 但是换流器电流始终被限制在 1.2 p.u., 这是因为饱和电流角的设置不当导致系统稳定在 CLC 模式下的稳定平衡点, 这与图 8 相平面图中对应的系统轨迹相符。当故障持续时间 $t_c=190$ ms 时, 时域仿真结果显示系统失稳。值得注意的是, 故障持续时间 $t_c=80$ ms 时, 时域仿真结果显示系统失稳, 这是因为当饱和电流角设置过小时, CLC 模式在切换线附近存在较大的加速面积使得系统失去暂态稳定。可见, 饱和电流角的设置不当会导致系统暂态稳定性降低或稳定在不被期望的稳定平衡点, 因此文中提出的饱和电流角配置方法可以有效提升系统暂态稳定性。

表 3 为不同工况下文中方法的保守系数。可以看出, 随着阻尼增大, 文中方法的保守系数增大, 同时保守系数不至于过大影响正常判别。不同工

况下, 保守系数均大于 1, 体现了文中方法的保守性。

表 3 不同工况下文中方法的保守性
Table 3 Conservatism of the proposed method under different working conditions

工况	θ_{CC}/rad	实际临界切除角/rad	保守系数 (理论值/实际值)
$D = 0.1, L_c = 0.4$ p.u., $P_c^{\text{ref}} = 0.6$ p.u.	1.241 7	1.328 5	1.069 9
$D = 0.2, L_c = 0.4$ p.u., $P_c^{\text{ref}} = 0.6$ p.u.	1.241 7	1.383 0	1.113 8
$D = 0.3, L_c = 0.4$ p.u., $P_c^{\text{ref}} = 0.6$ p.u.	1.241 7	1.435 0	1.155 7
$D = 0.1, L_c = 0.45$ p.u., $P_c^{\text{ref}} = 0.6$ p.u.	1.257 3	1.314 3	1.045 3
$D = 0.2, L_c = 0.45$ p.u., $P_c^{\text{ref}} = 0.6$ p.u.	1.257 3	1.368 7	1.088 6
$D = 0.3, L_c = 0.45$ p.u., $P_c^{\text{ref}} = 0.6$ p.u.	1.257 3	1.420 8	1.130 0

4 结论

文中针对 GFM 换流器并网系统进行研究, 将电流限幅作用下的代数切换系统的数学模型转化为基于状态变量的相角切换模型, 并基于 SEAC 推导临界切除角的解析表达式, 揭示饱和电流角对系统暂态稳定性的影响规律, 进而提出一种提升并网系统暂态稳定的饱和电流角配置方法。结论如下:

(1) 提出一种考虑电流限幅影响的换流器并网系统的相角切换模型, 可以用状态变量描述电流限幅下系统的运动过程, 使得控制器限幅对系统稳定性的影响能够被定量分析。

(2) 基于 SEAC 推导并网系统临界切除角的解析表达式, 可以清晰揭示影响系统暂态稳定性的关键因素。

(3) 提出一种提升系统暂态稳定性的饱和电流角设置方法, 不仅可以避免故障后系统锁定在 CLC 模式, 还可以获得最大极限切除角, 可为实际工程应用中控制器参数选取提供参考。

此外, 未来工作将聚焦于推导提升多机系统暂态稳定性的最优饱和电流角, 可以考虑在正确识别临界机群的基础上将多机系统进行分群, 再利用拓展等面积方法分析饱和电流角对系统加减速面积的影响, 进而确定最优的饱和电流角。

参考文献:

[1] 李梦宇, 王健, 田野. 碳达峰碳中和目标下中国经济产业发展研究[J]. 全球能源互联网, 2024, 7(6): 629-639.
LI Mengyu, WANG Jian, TIAN Ye. Research on the development of China's economic industry under the goal of carbon peak and carbon neutrality[J]. Journal of Global Energy Inter-

- connection, 2024, 7(6): 629-639.
- [2] 龚凯, 肖晃庆, 张展, 等. 新能源并网换流器的自适应混合同步控制及其小信号稳定性分析[J]. 浙江电力, 2024, 43(11): 3-14.
- GONG Kai, XIAO Huangqing, ZHANG Zhan, et al. Adaptive hybrid synchronization control of grid-connected converters in renewable power plants and its small-signal stability analysis[J]. Zhejiang Electric Power, 2024, 43(11): 3-14.
- [3] 邱晓燕, 闫幸, 周毅, 等. 基于自适应虚拟阻抗的构网型与跟网型逆变器主导微网系统无功功率均分控制策略[J]. 电力建设, 2024, 45(1): 22-32.
- QIU Xiaoyan, YAN Xing, ZHOU Yi, et al. Reactive power sharing control strategy for microgrids dominated by grid-forming and grid-following inverters based on adaptive virtual impedance[J]. Electric Power Construction, 2024, 45(1): 22-32.
- [4] 马秀达, 卢宇, 田杰, 等. 柔性直流输电系统的构网型控制关键技术与挑战[J]. 电力系统自动化, 2023, 47(3): 1-11.
- MA Xiuda, LU Yu, TIAN Jie, et al. Key technologies and challenges of grid-forming control for flexible DC transmission system[J]. Automation of Electric Power Systems, 2023, 47(3): 1-11.
- [5] HUANG M, PENG Y, TSE C K, et al. Bifurcation and large-signal stability analysis of three-phase voltage source converter under grid voltage dips[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2017, 32(11): 8868-8879.
- [6] LI Y J, TANG Y Y, LU Y Y, et al. Synchronization stability of grid-connected VSC with limits of PLL[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2023, 38(4): 3965-3976.
- [7] LI Y J, DU Z C. Stabilizing condition of grid-connected VSC as affected by phase locked loop (PLL)[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2022, 37(2): 1336-1339.
- [8] 阮亮, 王杨, 肖先勇, 等. 跟网型和构网型变流器动态交互特性分析[J]. 智慧电力, 2024, 52(7): 103-110.
- RUAN Liang, WANG Yang, XIAO Xianyong, et al. Dynamic interaction control characteristic analysis of gridfollowing and grid-forming inverters[J]. Smart Power, 2024, 52(7): 103-110.
- [9] FU X K, SUN J J, HUANG M, et al. Large-signal stability of grid-forming and grid-following controls in voltage source converter: a comparative study[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2021, 36(7): 7832-7840.
- [10] ZHANG L D, NEE H P, HARNEFORS L. Analysis of stability limitations of a VSC-HVDC link using power-synchronization control[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2011, 26(3): 1326-1337.
- [11] HUANG L B, XIN H H, WANG Z, et al. A virtual synchronous control for voltage-source converters utilizing dynamics of DC-link capacitor to realize self-synchronization[J]. IEEE Journal of Emerging and Selected Topics in Power Electronics, 2017, 5(4): 1565-1577.
- [12] 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.
- [13] 桑顺, 徐婷, 齐琛, 等. 惯性同步构网型变换器定量感知电网频率的机理及抗干扰控制策略[J]. 电网技术, 2023, 47(4): 1395-1408.
- SANG Shun, XU Ting, QI Chen, et al. Mechanism of quantitatively sensing grid frequency and anti-disturbance control strategy for the grid-forming converter[J]. Power System Technology, 2023, 47(4): 1395-1408.
- [14] 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.
- [15] 唐庚, 徐政, 刘昇, 等. 适用于多端柔性直流输电系统的新型直流电压控制策略[J]. 电力系统自动化, 2013, 37(15): 125-132.
- TANG Geng, XU Zheng, LIU Sheng, et al. A novel DC voltage control strategy for VSC-MTDC systems[J]. Automation of Electric Power Systems, 2013, 37(15): 125-132.
- [16] 李宇骏, 陆艺源, 牟同鹏, 等. 新能源发电经换流器并网系统的稳定性分析与控制综述[J]. 电网与清洁能源, 2023, 39(12): 79-94.
- LI Yujun, LU Yiyuan, MU Tongpeng, et al. A review of stability analysis and control of renewable energy integration systems via converters[J]. Power System and Clean Energy, 2023, 39(12): 79-94.
- [17] 黄通, 陈新, 张东辉, 等. 计及直流电压控制的 MMC 换流站阻抗建模及其稳定性分析[J]. 中国电机工程学报, 2023, 43(11): 4273-4284.
- HUANG Tong, CHEN Xin, ZHANG Donghui, et al. Impedance characteristic and integration stability research on modular multilevel converter with consideration of DC voltage controller[J]. Proceedings of the CSEE, 2023, 43(11): 4273-4284.
- [18] 桑顺, 齐琛, 张新松, 等. 永磁直驱风电机组的构网型控制与黑启动[J]. 电网技术, 2022, 46(8): 3168-3180.
- SANG Shun, QI Chen, ZHANG Xinsong, et al. Grid-forming control and black start of PMSG-based direct-driven wind turbine[J]. Power System Technology, 2022, 46(8): 3168-3180.
- [19] 袁泉添, 杜正春, 李宇骏, 等. 基于直流电压同步的构网型直驱风机两阶段主动阻尼支撑控制策略[J]. 电网技术, 2023, 47(12): 4995-5007.
- YUAN Xiaotian, DU Zhengchun, LI Yujun, et al. Two-stage control of DC voltage-synchronized directly-driven wind turbine for active damping support[J]. Power System Technology, 2023, 47(12): 4995-5007.
- [20] 李斌, 何佳伟. 柔性直流配电系统故障分析及限流方法[J]. 中国电机工程学报, 2015, 35(12): 3026-3036.

- LI Bin, HE Jiawei. DC fault analysis and current limiting technique for VSC-based DC distribution system[J]. Proceedings of the CSEE, 2015, 35(12): 3026-3036.
- [21] PAQUETTE A D, DIVAN D M. Virtual impedance current limiting for inverters in microgrids with synchronous generators[J]. *IEEE Transactions on Industry Applications*, 2015, 51(2): 1630-1638.
- [22] HUANG L B, XIN H H, WANG Z, et al. Transient stability analysis and control design of droop-controlled voltage source converters considering current limitation[J]. *IEEE Transactions on Smart Grid*, 2019, 10(1): 578-591.
- [23] QORIA T, GRUSON F, COLAS F, et al. Current limiting algorithms and transient stability analysis of grid-forming VSCs[J]. *Electric Power Systems Research*, 2020, 189: 106726.
- [24] SHUAI Z K, SHEN C, LIU X, et al. Transient angle stability of virtual synchronous generators using Lyapunov's direct method[J]. *IEEE Transactions on Smart Grid*, 2019, 10(4): 4648-4661.
- [25] SAFFAR K G, DRISS S, AJAEI F B. Impacts of current limiting on the transient stability of the virtual synchronous generator[J]. *IEEE Transactions on Power Electronics*, 2023, 38(2): 1509-1521.
- [26] 杨可昕, 鲍颜红, 任先成, 等. 直接电压控制构网型变流器控制参数暂态稳定影响分析[J]. *电力系统保护与控制*, 2024, 52(8): 20-30.
- YANG Kexin, BAO Yanhong, REN Xiancheng, et al. Analysis of transient stability effects of control parameters for direct voltage control grid-forming converters[J]. *Power System Protection and Control*, 2024, 52(8): 20-30.
- [27] 高凯, 肖凡, 葛平娟, 等. 计及电流限幅环节影响的虚拟同步发电机暂态稳定区间分析[J/OL]. *电网技术*: 1-12[2024-06-30]. <https://doi.org/10.13335/j.1000-3673.pst.2023.0365>.
- GAO Kai, XIAO Fan, GE Pingjuan, et al. Transient stability interval analysis of virtual synchronous generator with current limiting factors [J/OL]. *Grid technology*: 1-12[2024-06-30]. <https://doi.org/10.13335/j.1000-3673.pst.2023.0365>.
- [28] 付熙坤, 黄萌, 凌扬坚, 等. 功率耦合和电流限幅影响下构网型变流器的暂态同步稳定分析[J]. *中国电机工程学报*, 2024, 44(7): 2815-2825.
- FU Xikun, HUANG Meng, LING Yangjian, et al. Transient synchronization stability analysis of grid-forming converter influenced by power-coupling and current-limiting[J]. *Proceedings of the CSEE*, 2024, 44(7): 2815-2825.

作者简介:



刘菁锐

刘菁锐(1999),男,博士在读,研究方向为新型电力系统稳定性分析与控制等(E-mail: ljr19990714@stu.xjtu.edu.cn);

屠增泽(2001),男,硕士在读,研究方向为新型电力系统稳定性分析与控制等;

张宇飞(2001),男,硕士在读,研究方向为新型电力系统稳定性分析与控制等。

Transient stability criterion of grid-forming converter based on DC voltage synchronization control considering current limit

LIU Jingrui, TU Zengze, ZHANG Yufei, ZHANG Yang, LI Jiapeng, LI Yujun
(School of Electrical Engineering, Xi'an Jiaotong University, Xi'an 710049, China)

Abstract: In order to address the synchronization stability of grid-forming converters considering current limiting constraints, a switching dynamic model of the system of a single converter connected to the grid based on direct current voltage synchronization control (DVSC) strategy considering current limiting is established in this paper. Grid-forming converters without current limiting constraints will only operate in the constant voltage control mode after fault clearance, while those with current limiting constraints may stabilize in different modes like constant voltage control mode or constant current control mode. Therefore, the transient stability of studied model is analyzed using the segmental equal area criteria (SEAC) in this paper and the analytical expression of the critical clearing angle (CCA) is derived, revealing the mechanism by which the saturation current angle affects the stability of the system. In addition, a setting method of current saturation angle that can enhance the transient stability margin is proposed in this paper, which not only prevents the system from being locked into the current limiting mode after fault clearance but also achieves the maximum critical clearing angle and deceleration area. Finally, simulations based on MATLAB/Simulink are carried out to verify the correctness of the expression of critical clearing angle and setting method of current saturation angle.

Keywords: direct current voltage synchronization control (DVSC); grid-forming converter; current limiting; critical clearing angle (CCA); saturation current angle; transient stability

(编辑 方晶)