

# 并网VSC系统正阻尼时的一类切换型振荡分析

薛安成<sup>1</sup>,汪云涛<sup>1</sup>,乔登科<sup>1</sup>,王永杰<sup>1</sup>,付潇宇<sup>1,2</sup>

(1. 华北电力大学 新能源电力系统国家重点实验室,北京 102206;

2. 国网湖南省电力有限公司检修公司,湖南 长沙 410007)

**摘要:**遭受大扰动作用后具有正阻尼特性的并网电压源换流器(VSC)系统仍存在振荡失稳风险,即当电流达到限幅值时会引发一类切换型振荡。为此,结合降阶模型分析其振荡原因。首先建立了并网VSC系统的简化状态空间模型,并分析了该模型的小扰动特性与该模型参数对小扰动特性的影响。其次分析了d轴电流达到限幅值对该系统正阻尼下动态的影响,发现大扰动下并网VSC系统会因d轴电流达到限幅值产生切换型振荡。再次从电流达到限幅值获得的降阶模型角度,揭示了该切换型振荡的产生原因在于物理降阶系统出现负阻尼振荡。最后讨论了物理降阶系统与原系统中振荡产生原因的关联性,可以推测物理降阶系统发生负阻尼振荡是原系统发生切换型振荡的必要条件。

**关键词:**换流器;限幅;切换型振荡;非光滑分岔

**中图分类号:**TM 46

**文献标志码:**A

**DOI:**10.16081/j.epae.202203021

## 0 引言

源-网-荷侧多样化电力电子装置的应用极大地改变了现代电力系统的运行方式和动态特性<sup>[1]</sup>。含大规模电力电子装置的电网呈现出新的稳定形态并产生新的失稳问题<sup>[2]</sup>,其中由换流器引发的振荡失稳问题引起了学者的广泛关注。

电力电子装置并网后产生的次同步振荡可分为负阻尼振荡、光滑的强迫振荡和切换型振荡<sup>[3]</sup>。现有研究大多关注小干扰下的负阻尼振荡,即当系统或控制参数变化时在次/超同步振荡模式下系统阻尼会变为负值,引起单一频率的发散的局部振荡<sup>[4-7]</sup>,而对非线性切换环节引发/参与的切换型振荡研究相对较少。目前,非线性切换环节引发/参与的振荡研究主要包括计及限幅等非线性切换环节的振荡近似分析等效建模以及限幅等非线性切换环节造成系统振荡失稳的机理研究<sup>2</sup>个方面。

在计及限幅等非线性切换环节的振荡近似分析等效建模方面,现有文献主要采用描述函数法分析换流器控制中的非线性切换环节对振荡动态的影响,其基本思想是利用基波响应代替非线性切换环节,从而将所分析的系统在频域内近似为线性系统<sup>[8]</sup>,在时域内近似为光滑系统。如:文献<sup>[9]</sup>提出大信号阻抗模型(LSIM)的概念以分析较大幅值扰动下系统的动态特性,并提出加入非线性切换环节改变LSIM特性以抑制系统振荡的措施;文献<sup>[10]</sup>基于描述函

数理论,利用等效饱和增益表示脉宽调制(PWM)饱和状态,建立电压源换流器(VSC)的LSIM,解释了非线性切换环节引发/参与的切换型振荡所产生的频率和幅值偏差问题;文献<sup>[11]</sup>和文献<sup>[12]</sup>分别考虑了直驱风电机组电压限幅和电流限幅环节,建立了包含非线性、线性限幅环节的传递函数,通过广义奈奎斯特判据判断系统的稳定性,相比小扰动模型的传递函数能更精确地估计系统的振荡幅值与频率。

在限幅等非线性切换环节造成系统振荡和失稳的机理研究方面,主要考虑如下2方面的问题:一是考虑限幅/切换作用导致系统失去平衡点,造成小扰动失稳或者暂态失稳,如文献<sup>[13]</sup>分析了逆变器并网系统切换至低电压穿越控制策略时系统的复杂振荡失稳形式,文献<sup>[14]</sup>基于换流器的虚拟功角(VPA)特性分析了大干扰下由电流限幅导致的失稳;二是切换或者限幅导致的切换型次同步振荡问题,如文献<sup>[15-16]</sup>基于非光滑分岔理论和时域仿真研究了风电参与的切换型次同步振荡现象,文献<sup>[17]</sup>建立了并网VSC系统的12阶模型,分析了由电流限幅引起的切换型振荡现象,并说明其来源于切换时系统特征值的变化。如果在振荡过程中某些非线性条件(如电流持续达到限幅值等)导致系统被限制在某一轨形上,则可按照微分动力学理论,基于降维的流形的数学模型分析该系统的振荡模态,然而上述数学模型的物理意义不够明确,对于实际系统描述的可信度有待进一步研究。

本文基于电流持续达到限幅值后的降阶物理系统进行振荡分析。首先建立了考虑锁相环、电流内环及直流电压外环等控制环节的并网VSC简化模型。其次分别从数学降阶和物理降阶角度,研究了正阻尼下的电流达到限幅值后引发的切换型振荡机

收稿日期:2021-09-05;修回日期:2022-01-21

在线出版日期:2022-03-25

基金项目:国家重点研发计划项目(2017YFB0902000, 2017YFB0902004)

Project supported by the National Key Research and Development Program of China(2017YFB0902000,2017YFB0902004)

理。分析表明该类切换型振荡近似模型可对应于无平衡点但有极限环的数学降阶系统(MROS)以及具有负阻尼特性平衡点的物理降阶系统(PROs)。最后讨论了PROs与原系统中振荡产生原因的关联性。上述工作有助于进一步理解非线性限幅环节对系统振荡的影响。

## 1 并网VSC系统时域模型

并网VSC系统拓扑结构及控制结构见附录A图A1。换流器包括机侧换流器和网侧换流器,本文将机侧换流器等效为恒功率负载,网侧换流器控制结构中包含直流电压外环、电流内环及其锁相环控制。限幅环节考虑对系统振荡动力学特性影响最大的 $d$ 轴电流参考值 $i_{dref}$ <sup>[18]</sup>。忽略PWM环节,可认为输出电压参考值等于实际值。

系统的状态空间方程(各物理量均为标幺值)的推导过程如下。直流电容的微分方程为:

$$pU_{dc} = \omega_B (P_{in} - u_d i_d - u_q i_q) / (CU_{dc}) \quad (1)$$

式中: $p$ 为微分算子; $U_{dc}$ 为直流电压; $\omega_B = 2\pi f_0$ 为角频率基准值, $f_0$ 为基频; $C$ 为直流电容; $P_{in}$ 为输入功率,为恒定值; $u_d$ 、 $u_q$ 和 $i_d$ 、 $i_q$ 分别为网侧换流器出口电压 $u$ 和电流 $i$ 的 $d$ 、 $q$ 轴分量。直流电压外环通过比较直流电压实际值与参考值,经比例积分(PI)环节输出 $d$ 轴电流参考值 $i_{dref}$ ,直流电压外环控制的微分方程为:

$$\begin{cases} px = U_{dc} - U_{dref} \\ i_{dref} = K_{pv} (U_{dc} - U_{dref}) + K_{iv} x \end{cases} \quad (2)$$

式中: $K_{pv}$ 和 $K_{iv}$ 分别为直流电压外环比例系数和积分系数; $U_{dref}$ 为 $U_{dc}$ 的参考值; $x$ 为附录A图A1所示并网VSC控制结构中的中间变量。设 $q$ 轴电流参考值 $i_{qref}$ 为定值,电流内环通过比较电流实际值与参考值,经PI环节和补偿项后输出电压参考值。忽略 $d$ 、 $q$ 轴网侧换流器出口电压的交叉耦合项<sup>[19]</sup>,选取 $u_d$ 、 $u_q$ 为状态变量,采用相同的电流内环比例系数 $K_{pc}$ 和积分系数 $K_{ic}$ ,电流内环的微分方程为:

$$\begin{cases} pu_d = K_{ic} (i_{dref} - i_d) + K_{pc} p(i_{dref} - i_d) \\ pu_q = K_{ic} (i_{qref} - i_q) + K_{pc} p(i_{qref} - i_q) \end{cases} \quad (3)$$

系统中存在2个坐标系:一是锁相环 $d'q'$ 坐标系,其 $d'$ 轴定向于 $d$ 轴并网点电压 $u_{d'}$ ,且以锁相环输出角频率 $\omega_{pll}$ 旋转;二是电网电压 $dq$ 坐标系,其 $d$ 轴定向于 $d$ 轴电网电压 $u_{gd}$ ,且以同步角频率 $\omega_1$ 旋转。上述2个坐标系的关系如图1所示,图中 $\varphi$ 为 $d$ 轴、 $d'$ 轴间的夹角。锁相环的微分方程为:

$$\begin{cases} p\varphi = \omega_B \omega \\ \omega_B p\omega = K_{pp} p\omega + K_{ip} u_{iq} \end{cases} \quad (4)$$

式中: $\omega = \omega_{pll} - \omega_1$ ;  $K_{pp}$ 和 $K_{ip}$ 分别为锁相环比例系数和积分系数; $u_{iq}$ 为 $q$ 轴并网点电压。由图1可得 $u_{gd}$ 、 $u_{gq}$ 转化到锁相环 $d'q'$ 坐标系后的变量关系如下:

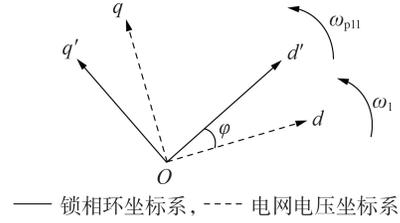


图1 坐标系示意图

Fig.1 Schematic diagram of coordinate system

$$\begin{cases} u'_{gd} = U_g \cos \varphi \\ u'_{gq} = -U_g \sin \varphi \end{cases} \quad (5)$$

式中: $U_g$ 为电网电压幅值; $u'_{gd}$ 、 $u'_{gq}$ 分别为 $d$ 、 $q$ 轴电网电压转化到锁相环 $d'q'$ 坐标系后的变量。主回路在锁相环 $d'q'$ 坐标系下的电流微分方程为:

$$\begin{cases} u_d - u_{vd} = L_f p i_d / \omega_B - L_f \omega_{pll} i_q \\ u_q - u_{vq} = L_f p i_q / \omega_B + L_f \omega_{pll} i_d \\ u_{vd} - u'_{gd} = L_g p i_d / \omega_B - L_g \omega_{pll} i_q \\ u_{vq} - u'_{gq} = L_g p i_q / \omega_B + L_g \omega_{pll} i_d \end{cases} \quad (6)$$

式中: $L_f$ 为主回路出口侧滤波电感; $L_g$ 为线路、变压器及电网电抗的等效电感。联立式(1)~(6)可得并网VSC系统包含状态变量 $(\varphi, \omega, u_d, u_q, i_d, i_q, x, U_{dc})$ 的8阶简化模型,各变量的微分方程见附录B式(B1)。

## 2 小扰动稳定及参数影响分析

并网VSC系统中平衡点稳定性由对应雅可比矩阵 $J$ 的特征值决定。进一步,对于上述模型,可得雅可比矩阵表达式如附录B式(B2)所示。并网VSC系统参数如附录C表C1所示,系统的平衡点和特征值如附录C表C2所示。由表C2可知,系统含有4个平衡点 $A_{EQ1}$ — $A_{EQ4}$ ,其中: $A_{EQ1}$ 为系统稳定运行点; $A_{EQ2}$ — $A_{EQ4}$ 为含有一个正实部特征值的不稳定鞍焦点,由其对应的状态变量值 $(\varphi, i_q)$ 可知,此时VSC的输出功率过大,导致系统不能维持稳定运行<sup>[20]</sup>。

稳定运行于平衡点 $A_{EQ1}$ 的并网VSC系统主要包含4种振荡模式,各振荡模式下的振荡主导环节、振荡频率、阻尼比以及引起振荡的参与变量如表1所示。表中, $e_d$ 、 $e_q$ 分别为电流内环输出电压的 $d$ 、 $q$ 轴分量。

表1 平衡点 $A_{EQ1}$ 下并网VSC系统的4种振荡模式

Table 1 Four kinds of oscillation modes of grid-connected VSC system under equilibrium point  $A_{EQ1}$

振荡模式	振荡主导环节	振荡频率/Hz	阻尼比	参与变量
1	交流电流	77.39	0.211	$i_d, i_q$
2	电流内环	27.18	0.087	$e_d, e_q$
3	锁相环	5.77	0.562	$\omega, \varphi, e_q$
4	直流电压外环	1.83	0.820	$x, U_{dc}$

进一步,分析振荡模式1—3下并网VSC系统随单一参数变化的系统稳定性变化情况(振荡模式4始终稳定,直流电压外环参数对并网VSC系统的稳

定性无明显影响,此处均不做分析)。当改变某一参数时,维持其他参数为表C1中的初始值不变,分析结果如表2所示。表中,“↓”、“↑”分别表示该参数相较于表C1中原始参数值的减少、增加情况,其后数值表示各振荡模式下系统变为不稳定运行时的参数临界值; $L_g$ 为标么值,后同。由表2可知,虽然振荡模式1、3下个别参数的变化会影响并网VSC系统的稳定运行,但振荡模式2下系统的稳定性受诸多参数的影响,因此振荡模式2为并网VSC系统中受参数变化影响的主要不稳定振荡模式。

表2 参数变化对振荡模式的影响  
Table 2 Influence of parameter variations on oscillation modes

振荡模式	参数变化情况及其临界值				
	$L_g$	$K_{pp}$	$K_{ip}$	$K_{pc}$	$K_{ic}$
1	—	—	—	↓0.03	—
2	↑0.65	↑94	↑10 420	↓0.18	↓75
3	—	↓2	—	—	—

### 3 正阻尼时电流限幅导致切换型振荡现象

当系统运行于稳定运行平衡点且系统呈正阻尼状态时,在遭受小扰动后各电气量的运行曲线会逐渐收敛至平衡点;在系统遭受大扰动后,为限制设备过流、过压可在电流内环控制器中加入电流限幅环节,电流达到限幅值后控制环节进行动态切换,形成系统的切换型振荡现象<sup>[3]</sup>。

设 $K_{pp}=4.8$ ,其他参数均保持表C1所示数值不变,设 $i_{dref}$ 的上限值 $i_{dmax}=0.9$  p.u.,为模拟系统遭受大扰动后的初始点,设置初值为距离平衡点较远的某一数值,对简化系统数学模型进行数值积分可求得系统各状态变量的时域响应。加入限幅前后 $\omega$ 、 $u_d$ 和 $i_{dref}$ 的时域响应对比如图2所示,图中纵轴变量为

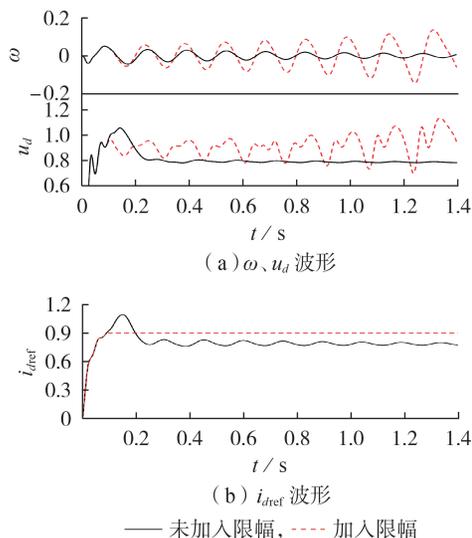


图2 加入限幅前、后系统时域响应对比

Fig.2 Comparison of time domain response of system before and after adding limitation

标么值。由图可知:未加入限幅时,电气量波形最终稳定于平衡点,系统收敛,这表明此时系统为光滑的正阻尼系统,与特征值分析结果一致;加入限幅后系统变为非光滑系统(平衡点附近为局部光滑正阻尼系统),在相同初值下系统出现振荡,振荡频率为6.6 Hz,此时 $i_{dref}$ 在0.1 s左右达到 $i_{dmax}$ 后维持不变。

综上所述,限幅环节对系统的动力学特性影响显著。加入限幅后,原正阻尼的系统产生振荡,此时无法通过原系统平衡点处的特征值描述系统的稳定性(平衡点的吸引域因限幅的存在而发生剧烈变化,吸引域减小)。值得注意的是,该振荡在大扰动和限幅的共同作用下产生(若为小扰动,则无需限幅,系统为局部光滑系统),是一种切换型振荡<sup>[3,15]</sup>。

## 4 基于MROS的切换型振荡分析

### 4.1 加入限幅的MROS分析

本节从数学降阶角度初步分析正阻尼下加入电流限幅环节后引发的并网VSC系统切换型振荡机理。当电流达到限幅值并保持不变时,系统自由度由8维降为7维,即并网VSC系统数学模型变为含状态变量 $(\varphi, \omega, u_d, u_q, i_d, i_q, U_{dc})$ 的7阶简化模型。若此时MROS存在平衡点,则其平衡点的数学表达式为:

$$\begin{cases} \omega_0 = 0 \\ \sin \varphi_0 = L_g u_{q0} / (L_f U_g) \\ i_{d0} = i_{dmax} \\ i_{q0} = i_{qref} \\ u_{d0} = U_g \cos \varphi - (L_f + L_g) i_{q0} \\ u_{q0} = -U_g \sin \varphi + (L_f + L_g) i_{d0} \\ P_{in} - u_{d0} i_{d0} - u_{q0} i_{q0} = 0 \end{cases} \quad (7)$$

式中:下标0表示各电气量的稳态值。由式(7)可知,当系统受大扰动后,直流电压外环控制失效,即 $pU_{dc} \neq 0$ , $U_{dc}$ 无稳态值,进而导致 $u_d$ 不存在稳态值,故该MROS不存在平衡点。

值得注意的是,关于系统稳定性的研究大多针对存在平衡点的系统,而针对无平衡点但存在极限环系统的稳定性研究较少,目前大多针对3阶系统或可等价于2、3阶的高维系统进行研究,鲜有考虑4阶系统的情况,如文献[21]研究了考虑增强型死区时无平衡点但存在稳定极限环4阶系统的稳定性。7维系统极限环的存在性还需进一步证明,故本文不再考虑通过MROS分析电流达到限幅值后系统的稳定性,而考虑基于PROS进行分析。

### 4.2 切换型振荡产生的参数条件

从分岔角度看,随着参数的变化,切换型振荡的发生对应于系统发生非光滑分岔<sup>[3]</sup>。当改变单一参数时,保持其他参数为初始值不变,并网VSC系统发生非光滑分岔的单一参数临界值如表3所示,表中

$K_{pp}$ 、 $K_{pc}$ 、 $K_{ic}$ 、 $K_{pv}$  小于其临界值时系统发生切换型振荡,  $K_{ip}$ 、 $K_{iv}$ 、 $L_g$  大于其临界值时系统发生切换型振荡, 且当  $L_g$  改变时, 系统平衡点发生变化, 而其余控制参数改变时, 平衡点不变化。

表 3 切换型振荡发生时并网 VSC 系统参数临界值

Table 3 Critical values of parameters for grid-connected VSC system when switched oscillation occurs

参数	临界值	参数	临界值
$K_{pp}$	5	$K_{pv}$	4.3
$K_{ip}$	1940	$K_{iv}$	29
$K_{pc}$	3.9	$L_g$	0.49
$K_{ic}$	170		

### 5 基于 PROS 的切换型振荡分析

#### 5.1 加入限幅的 PROS 分析

当电流初始值与参考值存在偏差时, 直流电容两端功率不平衡, 造成直流电压偏差, 直流电压通过直流电压外环控制调节  $i_{dref}$  输出, 进而维持直流电容的两端功率平衡; 当系统受大扰动影响(电流初始值较大)导致较大的直流电容两端功率不平衡量出现时, 直流电压外环控制调节输出的  $i_{dref}$  达到限幅值, 这意味着此时直流电压外环的调节能力受设备过流能力限制, 难以维持直流电容两端的功率平衡, 进而导致直流电压进一步升高, 该过程中直流电压的动态响应如图 3 所示, 图中  $U_{dc}$  为标么值。随着直流电压的升高, 输出的  $i_{dref}$  进一步增大, 达到限幅值后维持  $i_{dmax}$  不变, 此时直流电压外环控制失效, 相当于直流电容和直流电压外环控制环节与系统其他部分解耦, 因此当  $i_{dref} = i_{dmax}$  时, 原系统的拓扑结构和控制框图等效为附录 D 图 D1 所示的 PROS, 即忽略直流电容和直流电压外环控制的动态响应。

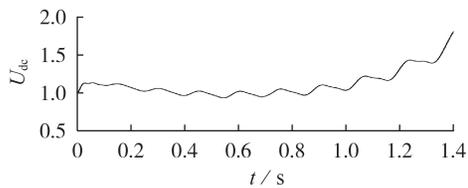


图 3 电流持续达到限幅值时  $U_{dc}$  时域图

Fig.3 Time domain diagram of  $U_{dc}$  when current reaches its limitation

#### 5.2 PROS 的稳定性分析

取  $K_{pp} = 4.8$ , 其他参数不变, 当  $i_{dref} = i_{dmax}$  时可得 4 种振荡模式下 PROS 与原系统的特征值对比结果见表 4。加入限幅环节前并网 VSC 系统稳定运行于平衡点  $A_{EQL}$ , 加入限幅后大扰动导致系统电流达到限幅值, 将原系统等效为附录 D 图 D1 所示的 PROS。由表 4 可知, PROS 存在不稳定的振荡模式 3, 故此时系统不稳定出现振荡现象。

基于 PROS 对并网 VSC 系统进行稳定性分析,

表 4 4 种振荡模式下原系统与 PROS 特征值对比

Table 4 Comparison of eigenvalues between original system and PROS under four kinds of oscillation modes

振荡模式	特征值	
	原系统	PROS
1	$-111.86 \pm j76.99 \times 2\pi$	$-116.04 \pm j76.19 \times 2\pi$
2	$-32.49 \pm j27.58 \times 2\pi$	$-41.81 \pm j25.59 \times 2\pi$
3	$-1.01 \pm j6.70 \times 2\pi$	$0.95 \pm j6.73 \times 2\pi$
4	$-17.06 \pm j1.82 \times 2\pi$	

系统的振荡频率为 6.73 Hz, 而原系统的振荡频率为 6.6 Hz, 两者基本一致, 验证了基于 PROS 进行系统稳定性分析的准确性。此时系统运行于振荡模式 3 下, 并出现次同步频率的振荡现象。进一步分析振荡模式 3 下 PROS 的根轨迹随  $i_{dref}$  的变化情况, 如图 4 所示。由图可知, 随着  $i_{dref}$  从 0.5 p.u. 逐渐增大, 振荡模式 3 下 PROS 的根轨迹逐渐右移, 阻尼比减小, 并在  $i_{dref} = 0.67$  p.u. 时到达右半平面, 即振荡模式 3 下系统变为不稳定。上述仿真结果表明随着  $i_{dref}$  的增大, PROS 的稳定性变弱, 当  $i_{dref} = i_{dmax} = 0.9$  p.u. 时, PROS 呈现负阻尼特性。

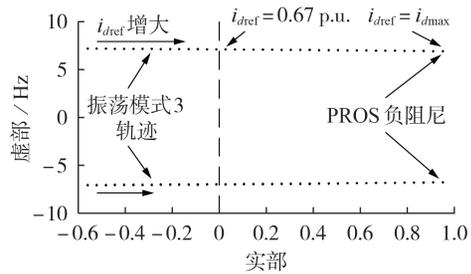


图 4  $i_{dref}$  变化时的振荡模式 3 轨迹

Fig.4 Trajectory of Oscillation Mode 3 when  $i_{dref}$  changes

综上, 大扰动下正阻尼时并网 VSC 系统的切换型振荡现象可解释为: 大扰动使得具有稳定运行点的系统电流达到限幅值, 等效降阶为具有负阻尼平衡点的 PROS, 从而产生发散振荡。

#### 5.3 PROS 产生振荡的参数条件

分析 PROS 平衡点处雅可比矩阵的特征值, 当改变单一参数时, 保持其他参数为初始值不变, 振荡模式 3 下 PROS 发生 Hopf 分岔变为振荡状态的单一参数临界值如表 5 所示, 表中  $K_{pp}$ 、 $K_{pc}$ 、 $K_{ic}$  小于其临界值时系统发生 Hopf 分岔,  $K_{ip}$ 、 $L_g$  大于其临界值时系统

表 5 发生 Hopf 分岔时 PROS 参数临界值

Table 5 Critical values of parameters for PROS when Hopf bifurcation occurs

参数	临界值	参数	临界值
$K_{pp}$	6.8	$K_{pv}$	
$K_{ip}$	1506	$K_{iv}$	
$K_{pc}$	5.5	$L_g$	0.41
$K_{ic}$	295		

发生 Hopf 分岔,且当  $L_g$  改变时,系统平衡点发生变化,而其余控制参数改变时,平衡点不变化。

#### 5.4 原系统和 PROS 中振荡产生原因的关联性讨论

结合前文所分析的振荡产生原因,可进一步推测原系统和 PROS 产生振荡条件之间的关系。对比表 3、5 可知,产生振荡现象(发生分岔)时原系统和 PROS 对应的参数变化具有相同趋势,如:  $K_{pp}$  越小,越容易产生振荡;发生切换型振荡对应的非光滑分岔时原系统参数临界值小于发生 Hopf 分岔时 PROS 参数临界值,即发生切换型振荡的参数范围小于 PROS 发生负阻尼振荡的参数范围,这说明原系统出现切换型振荡(非光滑分岔)的前提是 PROS 出现振荡模式 3 下的 Hopf 分岔。

所提 PROS 按照物理降阶规律,忽略直流电压外环控制,将 8 阶系统降为 6 阶系统,仅通过物理近似未进行数学推导,同时根据分析结果,发生分岔时 PROS 参数值与原系统存在一定差异,故所得振荡模式 3 下 PROS 发生 Hopf 分岔变为振荡状态的单一参数范围相较于原系统具有一定的局限性。需要说明的是,表 3 所示参数临界值会随着所设置的直流电压外环控制参数初值(PROS 不含该参数)的变化而变化,进而在理论上也可由直流电压外环与电流内环控制参数的协调优化来避免该切换型振荡的发生。

## 6 结论

本文建立了并网 VSC 的简化状态空间模型,首先分析了系统的小扰动稳定性,随后分析了系统正阻尼时受大扰动影响下  $d$  轴电流持续达到限幅值引起的振荡现象和机理,可得如下结论。

1) 并网 VSC 系统在稳定运行点处可存在 4 种不同频率的振荡模式,其中振荡模式 2 下系统稳定性受各参数变化的影响更为显著,易变为不稳定,因此振荡模式 2 为并网 VSC 系统中受参数变化影响的主要不稳定振荡模式。

2) 在大扰动和电流限幅环节作用下,正阻尼并网 VSC 系统可出现由电流达到限幅值后引起的切换型振荡现象,该现象的产生可解释为由电流达到限幅值后引起系统降阶:从 MROS 角度来看,降阶后的系统没有平衡点但具有极限环;从 PROS 角度来看,降阶系统具有负阻尼平衡点,从而引发振荡。

3) 根据并网 VSC 系统出现振荡状态的单一参数临界值,可以推测物理降阶系统发生负阻尼振荡是原系统发生切换型振荡的必要条件,后续将对该过程进行进一步严格的数学证明。

值得注意的是并网 VSC 系统中由非线性环节引起的切换型振荡存在多种类型,本文所采用的降阶系统分析方法仅适用于分析电流达到限幅值后引起的切换型振荡现象,未来还需对其余振荡类型进行

更为详细的分析。

附录见本刊网络版(<http://www.epae.cn>)。

#### 参考文献:

- [1] 黄林彬,辛焕海,鞠平,等. 电力电子并网装备的同步稳定性分析与统一同步控制结构[J]. 电力自动化设备,2020,40(9):10-25.  
HUANG Linbin, XIN Huanhai, JU Ping, et al. Synchronization stability analysis and unified synchronization control structure of grid-connected power electronic devices[J]. Electric Power Automation Equipment, 2020, 40(9): 10-25.
- [2] 徐政. 电力系统广义同步稳定性的物理机理与研究途径[J]. 电力自动化设备,2020,40(9):3-9.  
XU Zheng. Physical mechanism and research approach of generalized synchronous stability for power systems[J]. Electric Power Automation Equipment, 2020, 40(9): 3-9.
- [3] 薛安成,付潇宇,乔登科,等. 风电参与的电力系统次同步振荡机理研究综述和展望[J]. 电力自动化设备,2020,40(9):118-128.  
XUE Ancheng, FU Xiaoyu, QIAO Dengke, et al. Review and prospect of research on sub-synchronous oscillation mechanism for power system with wind power participation[J]. Electric Power Automation Equipment, 2020, 40(9): 118-128.
- [4] 邢光正,吴琛,陈磊,等. 电压源变换器接入电网的小扰动稳定机理分析[J]. 电力自动化设备,2020,40(9):42-52,193.  
XING Guangzheng, WU Chen, CHEN Lei, et al. Analysis of small disturbance stability mechanism for grid-connected voltage source converter[J]. Electric Power Automation Equipment, 2020, 40(9): 42-52, 193.
- [5] 徐衍会,滕先浩. 风电场内机群间次同步振荡相互作用[J]. 电力自动化设备,2020,40(9):156-164.  
XU Yanhui, TENG Xianhao. Interaction of sub-synchronous oscillation between wind turbine clusters in wind farm[J]. Electric Power Automation Equipment, 2020, 40(9): 156-164.
- [6] 吴汪平,楚皓翔,解大,等. PI 控制器参数对并网永磁直驱型风力发电系统机网相互作用的影响[J]. 电力自动化设备,2017,37(10):21-28.  
WU Wangping, CHU Haoxiang, XIE Da, et al. Influence of PI controllers' parameters on machine-network interaction of grid-connected PMSG system[J]. Electric Power Automation Equipment, 2017, 37(10): 21-28.
- [7] 任必兴,杜文娟,王海风,等. 锁相环控制对永磁直驱风机并网次同步振荡稳定性的影响:控制参数安全域[J]. 电力自动化设备,2020,40(9):142-149.  
REN Bixing, DU Wenjuan, WANG Haifeng, et al. Influence of PLL control on sub-synchronous oscillation stability of grid-connected PMSG: control parameter safety region[J]. Electric Power Automation Equipment, 2020, 40(9): 142-149.
- [8] 刘佳宁,于淼,夏杨红,等. 受弱电网影响光伏并网系统不同频段稳定性分析[J]. 电网技术,2020,44(1):86-95.  
LIU Jianing, YU Miao, XIA Yanghong, et al. Separated frequency stability analysis of grid-connected PV system affected by weak grid[J]. Power System Technology, 2020, 44(1): 86-95.
- [9] SHAH S, KORALEWICZ P, GEVORGIAN V, et al. Large-signal impedance-based modeling and mitigation of resonance of converter-grid systems[J]. IEEE Transactions on Sustainable Energy, 2019, 10(3): 1439-1449.
- [10] WU T, XIE X, JIANG Q, et al. Impedance modelling of grid-connected voltage-source converters considering the saturation non-linearity[J]. IET Generation, Transmission & Distribution, 2020, 14(21): 4815-4823.

- [11] XU Y, GU Z, SUN K. Characterization of subsynchronous oscillation with wind farms using describing function and generalized nyquist criterion[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2019, 35(4): 2783-2793.
- [12] WU T, JIANG Q, SHAIR J, et al. Inclusion of current limiter nonlinearity in the characteristic analysis of sustained subsynchronous oscillations in grid-connected PMSGs[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2021, 36(3): 2416-2426.
- [13] YUAN H, XIN H, HUANG L, et al. Stability analysis and enhancement of type-4 wind turbines connected to very weak grids under severe voltage sags[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2019, 34(2): 838-848.
- [14] HUANG L, XIN 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.
- [15] 薛安成, 王子哲, 付潇宇, 等. 基于非光滑分叉的直驱风机次同步振荡机理分析[J]. 电力系统自动化, 2020, 44(7): 87-92.  
XUE Ancheng, WANG Zizhe, FU Xiaoyu, et al. Mechanism analysis of subsynchronous oscillation in direct-driven wind turbine based on non-smooth bifurcation[J]. Automation of Electric Power Systems, 2020, 44(7): 87-92.
- [16] 薛安成, 王永杰, 付潇宇, 等. 含SVG的双馈系统切换型次同步振荡及其非光滑分岔特性分析[J]. 电网技术, 2021, 45(3): 918-926.  
XUE Ancheng, WANG Yongjie, FU Xiaoyu, et al. Analysis of switched subsynchronous oscillation and its non-smooth bifurcation characteristics in doubly-fed system with SVG[J]. Power System Technology, 2021, 45(3): 918-926.
- [17] XING G, MIN Y, CHEN L, et al. Limit induced bifurcation of grid-connected VSC caused by current limit[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2021, 36(3): 2717-2720.
- [18] LIU H, XIE X, HE J, et al. Subsynchronous interaction between direct-drive PMSG based wind farms and weak AC networks [J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2017, 32(6): 4708-4720.
- [19] ZHU J H, MA S, GONG X, et al. Mechanism underlying constant amplitude oscillation of grid-tied voltage source converters [C]//8th Renewable Power Generation Conference(RPG 2019). Shanghai, China: IET, 2019: 1-6.
- [20] 康勇, 林新春, 郑云, 等. 新能源并网变换器单机无穷大系统的静态稳定极限及静态稳定工作区[J]. 中国电机工程学报, 2020, 40(14): 4506-4515, 4730.  
KANG Yong, LIN Xinchun, ZHENG Yun, et al. The static stable-limit and static stable-working zone for single-machine infinite-bus system of renewable-energy grid-connected converter [J]. Proceedings of the CSEE, 2020, 40(14): 4506-4515, 4730.
- [21] 薛安成, 王嘉伟. 含增强型死区的电力系统超低频率振荡的非光滑分岔分析[J]. 中国电机工程学报, 2021, 41(8): 2725-2734.  
XUE Ancheng, WANG Jiawei. Non-smooth bifurcation analysis of ultra-low frequency oscillations in power systems with enhanced dead zone[J]. Proceedings of the CSEE, 2021, 41(8): 2725-2734.

#### 作者简介:



薛安成

薛安成(1979—),男,教授,博士研究生导师,博士,通信作者,研究方向为模型和数据驱动的新能源电力系统稳定性和安全防护以及二次设备评估等(E-mail: acxue@ncepu.edu.cn);

汪云涛(1997—),男,硕士研究生,主要研究方向为新能源电力系统的复杂振荡(E-mail: 949848355@qq.com);

付潇宇(1996—),男,硕士研究生,主要研究方向为新能源电力系统的复杂振荡(E-mail: fxylal@163.com)。

(编辑 王欣竹)

## Analysis on category of switched oscillation for grid-connected VSC system with positive damping

XUE Ancheng<sup>1</sup>, WANG Yuntao<sup>1</sup>, QIAO Dengke<sup>1</sup>, WANG Yongjie<sup>1</sup>, FU Xiaoyu<sup>1,2</sup>

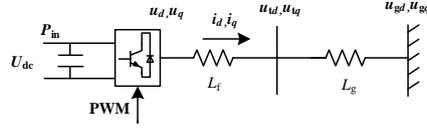
(1. State Key Laboratory of Alternate Electrical Power System with Renewable Energy Sources, North China Electric Power University, Beijing 102206, China;

2. State Grid Hunan Electric Power Maintenance Corporation, Changsha 410007, China)

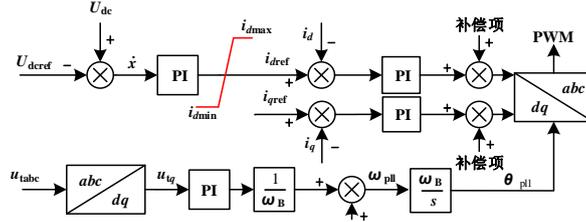
**Abstract:** The grid-connected VSC (Voltage Source Converter) with positive damping characteristics still has the risk of oscillation instability after suffering large disturbance, that is, a category of switched oscillation will be caused when the current reaches its limitation. Therefore, combined with the reduced-order model, the oscillation reasons are analyzed. Firstly, the simplified state-space model of grid-connected VSC system is established, and its small disturbance characteristics and the influence of model parameters on its small disturbance characteristics are analyzed. Secondly, the influence of the  $d$ -axis current reaching limitation on the dynamics of the system under positive damping is analyzed, and it is found that switched oscillation occurs under large disturbance when the  $d$ -axis current reaches its limitation. Thirdly, from the prospective of the reduced-order system obtained when the current reaches its limitation, it is revealed that the switched oscillation is caused by the negative damping oscillation in the physical reduced-order system. Finally, the relevance of oscillation reason between the physical reduced-order system and the original system is discussed, and it can be inferred that the negative damping oscillation occurred in the physical reduced-order system is a necessary condition for the switched oscillation occurred in the original system.

**Key words:** electric converters; limitation; switched oscillation; non-smooth bifurcation

## 附录 A



(a) 并网 VSC 系统拓扑结构



(b) 并网 VSC 系统控制框图

注： $u$ 、 $u_i$ 、 $u_g$  以及  $U_{dc}$  分别为换流器出口电压、并网电压、电网侧电压以及直流电压； $\omega_{pll}$  和  $\theta_{pll}$  分别为锁相环输出频率和相角； $L_f$  为主回路出口侧滤波电感； $L_g$  为线路、变压器及电网电抗的等效电感； $i_{dref}$  为  $d$  轴电流限幅，如红线所示， $i_{dmax}$  和  $i_{dmin}$  分别为  $i_{dref}$  的上、下限。

图 A1 并网 VSC 系统拓扑结构及控制框图

Fig.A1 Topological structure & control block diagram of grid-connected VSC system

## 附录 B

$$\begin{cases}
 p\varphi = \omega_B \omega \\
 p\omega = \frac{K_{ip}}{\omega_B(L_f + L_g)}(-L_f U_g \sin \varphi + L_g e_q) + \frac{K_{pp} K_{ic} L_g}{\omega_B(L_f + L_g)}(i_{qref} - i_q) - \frac{K_{pp} K_{pc} L_g}{(L_f + L_g)^2}(u_q + U_g \sin \varphi) + \\
 \quad \frac{K_{pp} K_{pc} L_g}{L_f + L_g}(\omega_1 + \omega)i_d - \frac{K_{pp} L_f}{L_f + L_g} U_g \omega \cos \varphi \\
 pu_d = K_{ic} [K_{pv}(U_{dc} - U_{dcref}) + K_{iv}x - i_d] + K_{pc}(K_{pv}pU_{dc} + K_{iv}) - \frac{K_{pc}\omega_B}{L_f + L_g}(u_d - U_g \cos \varphi) - K_{pc}\omega_B(\omega_1 + \omega)i_q \\
 pu_q = K_{ic}(i_{qref} - i_q) - \frac{K_{pc}\omega_B}{L_f + L_g}(u_q + U_g \sin \varphi) + K_{pc}\omega_B(\omega_1 + \omega)i_d \\
 pi_d = \frac{\omega_B}{L_f + L_g}(u_d - U_g \cos \varphi) + \omega_B(\omega_1 + \omega)i_q \\
 pi_q = \frac{\omega_B}{L_f + L_g}(u_q + U_g \sin \varphi) - \omega_B(\omega_1 + \omega)i_d \\
 px = U_{dc} - U_{dcref} \\
 pU_{dc} = \frac{\omega_B}{CU_{dc}}(P_{in} - u_d i_d - u_q i_q)
 \end{cases} \quad (B1)$$

$$\begin{bmatrix}
 0 & \omega_B & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
 f_{21} & f_{22} & 0 & f_{24} & f_{25} & f_{26} & 0 & 0 \\
 -\frac{K_{pc}\omega_B}{L_f + L_g} U_g \sin \varphi_0 & -K_{pc}\omega_B i_{q0} & f_{33} & f_{34} & f_{35} & f_{36} & K_{ic} K_{iv} & f_{38} \\
 -\frac{K_{pc}\omega_B}{L_f + L_g} U_g \cos \varphi_0 & K_{pc}\omega_B i_{d0} & 0 & -\frac{\omega_B K_{pc}}{L_f + L_g} & K_{pc}\omega_B & -K_{ic} & 0 & 0 \\
 \frac{\omega_B}{L_f + L_g} U_g \sin \varphi_0 & \omega_B i_{q0} & \frac{\omega_B}{L_f + L_g} & 0 & 0 & \omega_B & 0 & 0 \\
 \frac{\omega_B}{L_f + L_g} U_g \cos \varphi_0 & -\omega_B i_{d0} & 0 & \frac{\omega_B}{L_f + L_g} & -\omega_B & 0 & 0 & 0 \\
 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \\
 0 & 0 & -\frac{\omega_B i_{d0}}{CU_{dc0}} & -\frac{\omega_B i_{q0}}{CU_{dc0}} & -\frac{\omega_B u_{d0}}{CU_{dc0}} & -\frac{\omega_B u_{q0}}{CU_{dc0}} & 0 & f_{88}
 \end{bmatrix} \quad (B2)$$

式中： $f_{21} = -\frac{U_g \cos \varphi}{L_f + L_g} \left( \frac{K_{ip} L_f}{\omega_B} + \frac{K_{pp} K_{pc} L_g}{L_f + L_g} \right)$ ； $f_{22} = \frac{K_{pp} K_{pc} L_g i_{d0} - K_{pp} L_f U_g \cos \varphi_0}{L_f + L_g}$ ； $f_{24} = \frac{1}{L_f + L_g} \left( \frac{K_{ip} L_g}{\omega_B} - \frac{K_{pp} K_{pc} L_g}{L_f + L_g} \right)$ ；

