

DOI: 10.12158/j.2096-3203.2025.01.010

基于端口功率协调的双电源输入 PET 暂降耐受能力提升方法

张腾飞¹, 王光华¹, 高龙¹, 李静¹, 徐永海², 王冲²(1. 国网河北省电力有限公司保定供电分公司, 河北 保定 071000;
2. 华北电力大学电气与电子工程学院, 北京 102206)

摘要:双电源输入级联型电力电子变压器(dual power supply cascaded-type power electronic transformer, DPSC-PET)与两路供电电源相连,运行可靠性高、方式灵活,在中低压配电网中应用前景广泛,深入研究其电压暂降耐受能力与调节方法,对于维持暂降期间 DPSC-PET 的高能量传输、保证系统优质供电具有重要意义。首先,分析 DPSC-PET 的拓扑与控制策略;其次,针对引起系统传输功率缺额最严重的三相对称电压暂降,分析 DPSC-PET 暂降耐受能力限制因素;然后,从功率平衡角度出发,提出一种不同输入侧发生暂降时 DPSC-PET 耐受能力实时分析与双输入端口功率协同调节方法,以实现暂降下直流母线电压恢复,提升 DPSC-PET 应对暂态扰动的能力;最后,搭建 DPSC-PET 仿真模型,对不同输入侧发生不同程度的电压暂降场景进行仿真。结果表明,所提调节方法能有效提升 DPSC-PET 的暂降耐受能力。

关键词:双电源输入;电力电子变压器(PET);电压暂降;耐受能力;直流母线电压;功率平衡

中图分类号:TM41

文献标志码:A

文章编号:2096-3203(2025)01-0092-12

0 引言

近年来,随着新型电力系统、能源互联网等概念的提出与发展,电力电子变压器(power electronic transformer, PET)成为了新一代交直流混合配电网中的核心设备^[1-5]。PET 主要由电力电子设备和高频变压器构成^[6],是一种新型的智能化电力变换装置,除了具有传统工频变压器的电气隔离、电压等级变换功能外,还可以实现交流侧无功功率补偿及谐波治理、可再生能源/储能设备直流接入、端口间故障隔离等诸多功能^[7-8]。

目前 PET 已在我国多个交直流混合配电网示范工程中得到应用,如张北柔性变电站中的 5 MV·A PET、东莞交直流混合示范工程中的 2 MV·A PET 及苏州同里新能源小镇的四电压等级 3 MV·A PET 等^[3-4,6]。在国外,如苏格兰配电网正在实施的一项与 PET 研究应用有关的 LV-Engine 项目,加装 PET 后预计到 2030 年和 2050 年可分别节省电网建设投资 6 200 万英镑和 5.28 亿英镑,经济效益显著^[9]。

综合现有文献,目前有关 PET 的研究大多围绕单电源供电的单台或多台并联运行展开。但随着配电网中分布式电源与电动汽车等随机性源荷的不断增长以及电网运行高可靠性、灵活性的要求,多系统电源供电 PET 的研究与应用得到进一步发展。文献[10]提出与多条馈线连接的多中压交流端口 PET 方案,根据不同馈线的实时负荷水平,通

过 PET 灵活动态的精细化功率控制消纳波动性分布式电源并耐受冲击性随机负荷。文献[11]设计一种双电源供电 PET 拓扑,可以避免一路电源因故障停止供电对负荷侧的影响。文献[12]提出一种具有 2 个中压交流端口的 PET 交直流混合微电网双端供电拓扑,可实现混合微电网多模式灵活运行及故障条件下的自动运行模式切换。2022 年 9 月保定顺水投运的 5 MW 多功能柔性变电站便采用了双电源供电级联型 PET^[13]。

电压暂降是指受故障等影响导致电网中某点母线电压突然跌落至正常电压的 10%~90%,并在短暂持续 10 ms~1 min 后恢复正常的现象^[14]。在很多国家,电压暂降已成为影响用电设备正常运行,进而造成生产损失最为突出的电能质量扰动^[15-19]。

电压暂降会对 PET 产生较大影响^[20-23],引起 PET 输入电流大幅增加,造成自身保护动作或开关器件损毁,导致直流母线电压降低,不能稳定运行,进而影响所带交直流负荷的正常工作^[24]。因此,研究 PET 的暂降耐受能力,并根据暂降深度采取相应的调节方法,对 PET 的安全稳定运行以及系统的供电可靠性具有重要意义。文献[25]通过反复仿真实验得出,当网侧三相电压跌落至额定值的 79% 时,所设计的 PET 会出现失稳现象。文献[26]对 PET 的电压暂降耐受范围进行简要分析,并指出在深度电压暂降时,须重点考虑开关器件的耐流水平。文献[27]对级联型 PET 的电压暂降隔离能力

进行理论分析,并建立其对应的有效隔离区域。

上述研究均针对单电源供电型 PET,而关于双电源供电型 PET 的研究很少。文献[12]对具有 2 个中压交流端口的 PET 在故障条件下运行模式的自适应切换进行了研究,但未考虑 PET 自身的暂降耐受能力。文献[11]针对模块化多电平换流器(modular multi-level converter, MMC)型双电源供电 PET 进行仿真分析,结果表明,在系统侧三相电压暂降 20% 时不会产生影响,但当三相电压暂降 60% 时,会发生明显振荡,但未从理论上推导出 PET 的暂降耐受能力。

针对以上分析,文中进行双电源输入级联型电力电子变压器(dual power supply cascaded-type power electronic transformer, DPSC-PET)的电压暂降耐受能力与调节方法研究。首先,介绍某实际工程中采用的 DPSC-PET 系统的拓扑和控制策略;其次,针对引起 DPSC-PET 传输功率缺额最严重的三相电压暂降,分析了调制比、直流侧电容电压波动和开关器件耐流水平对暂降耐受能力的影响;然后,从功率平衡角度出发,综合考虑首要影响因素、系统参数和负载状况,提出一种不同输入侧发生暂降时 DPSC-PET 耐受能力实时分析与双输入端口功率协同调节方法;最后,搭建 DPSC-PET 仿真模型,并通过仿真验证理论分析与调节方法的正确性。

1 DPSC-PET 拓扑及控制策略

1.1 DPSC-PET 拓扑

某实际工程中采用的 DPSC-PET 的拓扑如图 1 所示。该工程中,DPSC-PET 采用输入侧 H 桥串联、输出侧 H 桥并联的连接方式减小单个模块所承受的电压应力和电流应力,以满足高电压大功率的应用场合需求。其整体拓扑在结构上由输入级、隔离级和输出级 3 级组成,共有 2 个 10 kV 高压交流端口 HVAC1、HVAC2,1 个 750 V 低压直流端口 LVDC 和 1 个 380 V 低压交流端口 LVAC。

1.2 DPSC-PET 控制策略

DPSC-PET 输入级中 HVAC1、HVAC2 结构完全相同,分别采用不同的控制策略独立进行控制。其中 HVAC1 侧采用定直流电压控制,调制方式为载波移相正弦脉宽调制(carrier phase shift sinusoidal pulse width modulation, CPS-SPWM),其控制框图如图 2 所示。

图 2 中, u_{x1} 、 i_{x1} 分别为 HVAC1 侧 x 相电压、电流, $x=a, b, c$,其经过坐标变换后得到 dq 轴分量 u_{d1} 、 u_{q1} 、 i_{d1} 、 i_{q1} ; L_s 为滤波电感;PLL 为锁相环; θ 为锁相

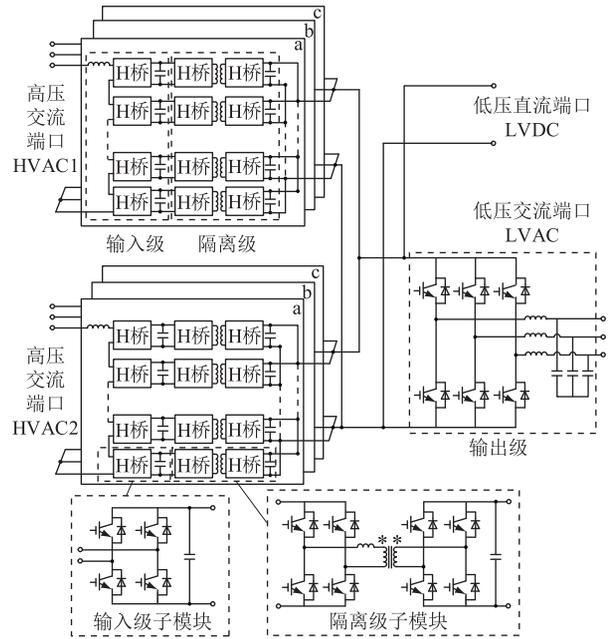


图 1 DPSC-PET 拓扑

Fig.1 Topology of DPSC-PET

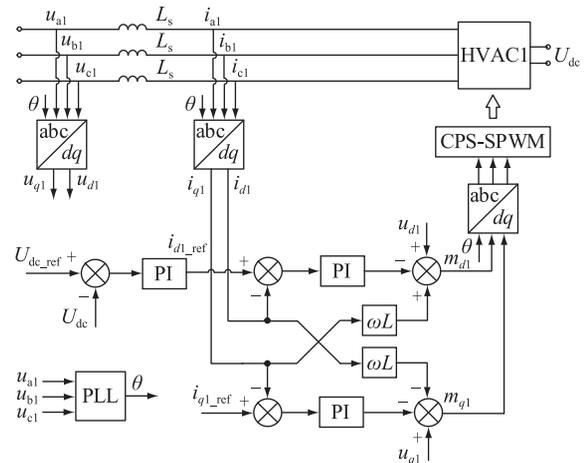


图 2 输入级 HVAC1 测定直流电压控制框图

Fig.2 Block diagram of constant DC voltage control on the HVAC1 of the input stage

环输出角; ω 为系统角频率; L 为电感; m_{d1} 、 m_{q1} 分别为所生成 HVAC1 侧三相调制波的 d 、 q 轴分量; U_{dc_ref} 、 U_{dc} 分别为低压直流母线电压的参考值和实际值,其差值作为电压外环比例积分(proportional integral, PI)控制器的输入信号,而电压外环的输出信号即为输入电流环的 d 轴电流分量参考值 i_{d1_ref} ; i_{q1_ref} 为 q 轴电流分量参考值。电流内环分别对 d 轴、 q 轴电流进行控制,实现对 H 桥整流器的有功、无功功率的调节。基于该控制策略能够为直流端口提供稳定的电压,同时平衡交直流母线的功率差额。

HVAC2 侧采用恒功率控制,其控制框图如图 3 所示。

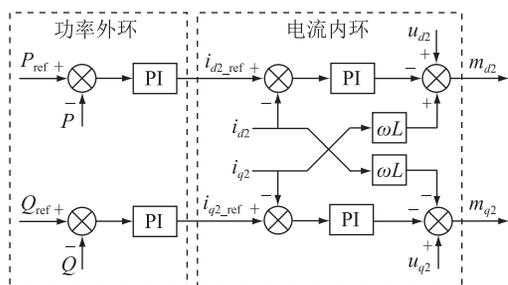


图3 输入级 HVAC2 侧恒功率控制框图

Fig.3 Block diagram of constant power control on the HVAC2 of the input stage

图3中, P_{ref} 、 Q_{ref} 分别为有功和无功功率的指令值; P 、 Q 分别为实际输出的有功、无功功率; i_{d2_ref} 、 i_{q2_ref} 分别为电流内环 d 、 q 轴电流分量参考值; u_{d2} 、 u_{q2} 、 i_{d2} 、 i_{q2} 分别为 HVAC2 侧电压、电流的 d 、 q 轴分量; m_{d2} 、 m_{q2} 分别为所生成 HVAC2 侧三相调制波的 d 、 q 轴分量。 P 、 Q 在 dq 坐标系下的表达式如下:

$$\begin{cases} P = \frac{3}{2}(u_{d2}i_{d2} + u_{q2}i_{q2}) \\ Q = \frac{3}{2}(u_{q2}i_{d2} - u_{d2}i_{q2}) \end{cases} \quad (1)$$

隔离级双有源桥 (dual active bridge, DAB) 变换器主要用于电气隔离、电压等级变换以及功率双向传输。在实际工程中,为简化控制器设计并降低系统中控制环路故障的可能性,可采用开环控制^[25,28-29]。文中分析的某实际工程中 DPSC-PET 的隔离级原边和副边 H 桥采用了占空比为 50% 的开环控制。

由于隔离级采用开环控制,其低压侧电容电压与高压侧电容电压的变化规律相一致^[29],因此并不需要考虑隔离级的暂降隔离能力,只对输入级的暂降耐受能力进行分析。

2 DPSC-PET 暂降耐受能力影响因素分析

在网侧电压暂降时,相较于低压交流侧,低压直流母线更先也更易受到影响。因此,文中以低压直流母线电压的稳定性为评估 DPSC-PET 暂降耐受能力的依据。由于 DPSC-PET 输入侧的 2 个高压交流端口结构相同、独立控制,故只需要对一侧端口进行分析。

DPSC-PET 输入级采用三相星形联结,每一相由数量为 n 的 H 全桥模块级联组成,其中一侧的级联 H 桥拓扑如图 4 所示。其中, u_a 、 u_b 、 u_c 为网侧三相电压; i_a 为网侧 a 相电流; u_{aN} 为级联 H 桥交流侧 a 相电压; u_{Hai} 、 C_{Hai} 、 i_{Hai} 、 i_{Lai} 分别为 a 相第 i 个子模块的高压直流侧电容电压瞬时值、电容值以及

电容左侧和右侧的直流电流, $i=1,2,\dots,n$ 。

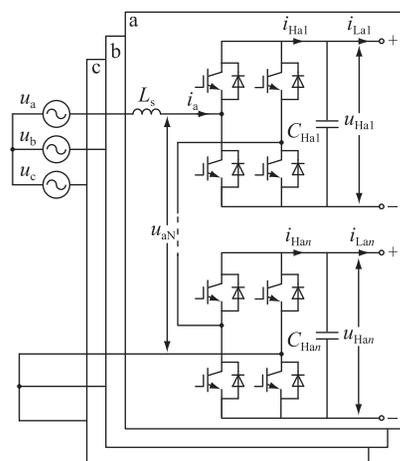


图4 输入级级联 H 桥拓扑

Fig.4 Topology of cascaded H bridge in input stage

根据上述拓扑,其输入级的状态方程可表示为:

$$\begin{cases} L_s \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} i_a \\ i_b \\ i_c \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} u_a \\ u_b \\ u_c \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} u_{aN} \\ u_{bN} \\ u_{cN} \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} u_{NO} \\ u_{NO} \\ u_{NO} \end{bmatrix} \\ u_{xN} = \sum_{i=1}^n d_{xi} u_{Hxi} \\ u_{NO} = -\frac{1}{3} \sum_x \sum_{i=1}^n d_{xi} u_{Hxi} \\ C_{Hxi} \frac{du_{Hxi}}{dt} = i_{Hxi} - i_{Lxi} \\ i_{Hxi} = d_{xi} i_x \end{cases} \quad (2)$$

式中: i_b 、 i_c 分别为网侧 b、c 相电流; u_{bN} 、 u_{cN} 分别为级联 H 桥交流侧 b、c 相电压; u_{NO} 为中性点对地电压,当电网电压平衡且三相系统稳定时 $u_{NO} = 0$; d_{xi} 、 u_{Hxi} 、 C_{Hxi} 、 i_{Hxi} 、 i_{Lxi} 分别为 x 相第 i 个模块的 H 桥占空比、高压直流侧电容电压瞬时值、电容值以及电容左侧和右侧的直流电流。

当输入侧发生电压暂降时,输入级控制器将通过改变调制比来保持输出电压稳定,其输入电流也将相应升高以维持功率恒定,同时增加了开关器件的电流应力。此外,高压直流侧二倍频纹波也会受到网侧电压的影响。因此,文中将从调制比约束、直流侧电容耐压限制和开关器件耐流水平三方面进行研究。

2.1 调制比约束

假设暂降前后高压直流侧电容电压 U_H 和传输功率 P 保持不变,通过推导可得调制比 m 与暂降后电网相电压有效值 U_{sag} 的函数关系满足式(3)^[27]。

$$m = f(U_{sag}) = \sqrt{\frac{2}{n^2 U_H^2} \left[U_{sag}^2 + \left(\frac{P \omega L_s}{U_{sag}} \right)^2 \right]} \quad (3)$$

根据式(3),可求得不同传输功率下,调制比 m 变化时,对应的暂降电压有效值为:

$$U_{\text{sag}}^{\text{min}1} = \sqrt{\frac{m^2 n^2 U_{\text{H}}^2}{4} - \sqrt{\frac{m^4 n^4 U_{\text{H}}^4}{16} - P^2 \omega^2 L_s^2}} \quad (4)$$

2.2 直流侧电容耐压限制

输入级高压直流侧电容纹波电压 \tilde{u}_{H} 满足式(5)^[23]。

$$\begin{cases} \tilde{u}_{\text{H}} = A \cos(2\omega t - \varphi) \\ A = \frac{(1-\gamma)P}{2nU_{\text{H}}C_{\text{H}}\omega} \sqrt{1 + \left(\frac{\omega L_s P}{U^2}\right)^2} \\ \varphi = \arctan\left(-\frac{U^2}{\omega L_s P}\right) \end{cases} \quad (5)$$

式中: A 为纹波电压幅值; φ 为纹波电压相角; γ 为DAB对纹波功率的传输比,通常 γ 值远小于1; C_{H} 为高压直流侧电容; U 为输入侧单相电压有效值。

当二倍频纹波电压过大时,会增加器件的电压应力,严重时将导致器件损毁。设电容电压波动峰值限值为 $\varepsilon_{\text{r}}U_{\text{H}}$, ε_{r} 为电容电压波动裕度。由式(5)可得,在不同传输功率下,电容电压波动达到限值时,对应的暂降电压有效值为:

$$U_{\text{sag}}^{\text{min}2} = \sqrt{\frac{\omega L_s P}{\sqrt{\left[\frac{2n\varepsilon_{\text{r}}U_{\text{H}}^2 C_{\text{H}}\omega}{(1-\gamma)P}\right]^2 - 1}}} \quad (6)$$

2.3 开关器件电流限制

当网侧发生电压暂降时,系统输入电流将增大,但由于开关器件具有严苛的耐流限制,在电流过大时将导致器件损毁,影响设备的正常运行。因此,实际工程中器件选型会保留一定的安全裕度。设开关器件电流裕度为 α ,通常 $\alpha > 1$,则有:

$$I_{\text{max}} = \alpha I_{\text{n}} \quad (7)$$

式中: I_{max} 为器件最大输入电流有效值; I_{n} 为额定工况下通过器件的电流有效值。

由式(7)可得,当输入电流达到最大值时,单相传输功率 P 与暂降电压有效值的关系为:

$$U_{\text{sag}}^{\text{min}3} = \frac{P}{I_{\text{max}}} = \frac{P}{\alpha I_{\text{n}}} \quad (8)$$

由上述3种限制因素可得,输入侧能够耐受的电压暂降范围为:

$$U_{\text{sag}} \in (\max\{U_{\text{sag}}^{\text{min}1}, U_{\text{sag}}^{\text{min}2}, U_{\text{sag}}^{\text{min}3}\}, U_{\text{s}}) \quad (9)$$

式中: U_{s} 为正常运行时网侧单相电压有效值。

为分析上述3种限制因素对输入侧暂降耐受能力的影响程度,根据式(4)、式(6)、式(8)分别绘制出 $m \in [0.7, 1]$ 、 $\varepsilon_{\text{r}} \in [5\%, 20\%]$ 、 $\alpha \in [1, 2.5]$ 时的空间三维曲面,并将各三维曲面垂直投影至 U_{sag}^* 和

P^* 构成的平面(上标“*”表示标么值),分别得到3种限制因素变化时对应的投影区域,将各投影区域绘制在同一个平面坐标系中,如图5所示。其中参数选择如下: $U_{\text{H}} = 2.34 \text{ kV}$, $n = 4$, $L_s = 11 \text{ mH}$, $C_{\text{H}} = 1000 \text{ }\mu\text{F}$, $\omega = 100\pi \text{ rad/s}$ 。

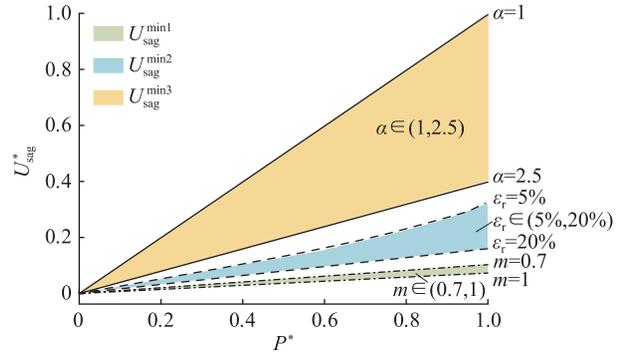


图5 3种限制因素变化时对应的耐受电压暂降区域

Fig.5 Withstand voltage sag areas corresponding to changes in the 3 limiting factors

由图5可知,在某一限制因素下,随着系统传输功率的增大,输入侧暂降耐受能力将逐渐降低;当系统传输功率相同时,随着限制因素电流裕度 α 的增大,输入侧暂降耐受能力将逐渐增强。由上述关系曲线可知,当电流裕度 α 在较大范围内变化时,开关器件电流限制为影响输入侧暂降耐受能力的首要因素。

3 DPSC-PET 暂降耐受分析与调节方法

基于前述暂降耐受影响因素分析,文中提出一种不同输入侧发生暂降时 DPSC-PET 耐受能力实时分析与双输入端口功率协同调节方法,通过获取开关器件电流裕度、系统的功率传输效率,以及采集输入侧电压、电流、初始功率指令值和负荷功率,可实时计算输入侧暂降时 DPSC-PET 耐受范围,并将其划分为3个区间,同时给出了恢复直流母线电压的调节方法。为便于下文理论分析,给出了 DPSC-PET 系统简化图,如图6所示。图中, U_1 为定电压侧相电压有效值; U_2 为恒功率侧相电压有效值; $P_{\text{HVAC}1}$ 、 $P_{\text{HVAC}2}$ 为电压暂降前2个高压交流端口的输入功率; P_{Load} 为低压直流母线上的输出功率。

3.1 定电压侧暂降耐受分析与调节方法

设网侧电压暂降前系统处于功率平衡状态,由图6可得,系统功率满足:

$$(P_{\text{HVAC}1} + P_{\text{HVAC}2})\eta = P_{\text{Load}} \quad (10)$$

式中: η 为考虑系统损耗下的功率传输系数。

由于输入级通常工作在单位功率因数状态,且能够准确跟踪指令值。因此,DPSC-PET 高压交流

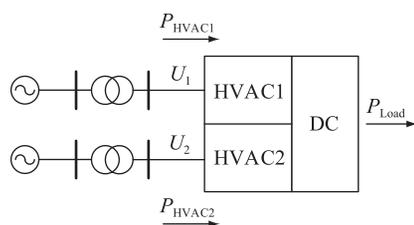


图6 DPSC-PET 系统简化图

Fig.6 Simplified diagram of DPSC-PET system

端口输入功率可表示为:

$$\begin{cases} P_{HVAC1} = 3U_1I_1 \\ P_{HVAC2} = P_{ref} \end{cases} \quad (11)$$

式中: I_1 为定电压侧相电流有效值; P_{ref} 为恒功率侧的功率指令值。

由前述分析可知,网侧发生电压暂降时,开关器件的电流有效值限制将是首要影响因素。因此,由式(8)、式(10)和式(11)可得,在定电压侧发生三相对称电压暂降时,HVAC1 端口自身的暂降耐受极限值 U_{sag-u}^{min1} 满足:

$$U_{sag-u}^{min1} = \frac{P_{Load} - \eta P_{ref}}{3\alpha_1 I_{n1} \eta} \quad (12)$$

式中: α_1 为定电压侧开关器件的电流裕度; I_{n1} 为定电压侧额定工况下的电流有效值。

由式(12)可知,定电压侧 HVAC1 端口自身暂降耐受范围为:

$$U_{sag} \in [U_{sag-u}^{min1}, U_{n1}] \quad (13)$$

式中: U_{n1} 为定电压侧额定工况下相电压有效值。

当电压暂降深度满足式(13)时,只需要定电压侧控制器自身调节,直流母线电压便能恢复,此时恒功率侧的功率指令值保持不变,称为定电压侧第一区间。

当 $U_{sag} < U_{sag-u}^{min1}$ 时,即定电压侧暂降深度超出 HVAC1 端口自身的暂降耐受范围时,定电压侧的最大输入功率为:

$$P'_{HVAC1} = 3U_{sag}\alpha_1 I_{n1} \quad (14)$$

式中: P'_{HVAC1} 为定电压侧电压暂降后的最大输入功率。

由于器件耐流限制,此时暂降端口将无法维持暂降前的功率输出,导致系统的输入、输出之间产生功率差额,导致低压直流母线电压发生跌落。为此根据 DPSC-PET 双输入级的特点,可增大恒功率侧的功率指令值,以实现直流母线电压的恢复。其中调节后的功率指令值 P'_{ref} 须满足:

$$\begin{cases} P_{ref_min} = P_{ref} + \Delta P = \frac{P_{Load} - \eta P'_{HVAC1}}{\eta} \\ P_{ref_max} = 3U_{n2}\alpha_2 I_{n2} \\ P'_{ref} \in [P_{ref_min}, P_{ref_max}] \end{cases} \quad (15)$$

式中: P_{ref_max} 、 P_{ref_min} 分别为功率指令值的上、下限; ΔP 为功率指令值变化量; U_{n2} 、 I_{n2} 、 α_2 分别为恒功率侧额定工况下相电压、相电流有效值以及开关器件电流裕度。

考虑恒功率侧的功率指令值约束,当 P'_{ref} 取值超出调节范围,即 $P_{ref_min} = P_{ref_max}$ 时,由式(15)可得,在恒功率侧调节作用下,定电压侧所能耐受的暂降极限值 U_{sag-u}^{min2} 为:

$$U_{sag-u}^{min2} = \frac{P_{Load} - 3U_{n2}\alpha_2 I_{n2} \eta}{3\alpha_1 I_{n1} \eta} \quad (16)$$

由式(16)可知,在系统双输入级共同作用下,定电压侧增加的暂降耐受范围为:

$$U_{sag} \in [U_{sag-u}^{min2}, U_{sag-u}^{min1}] \quad (17)$$

当电压暂降深度满足式(17)时,仅依靠定电压侧控制器无法有效调节直流母线电压,需要增大恒功率侧的功率指令值,直流母线电压才能恢复,称为定电压侧第二区间。

当 $U_{sag} < U_{sag-u}^{min2}$ 时,为定电压侧第三区间,此时2个输入侧的控制器调节能力均达到极限,暂降深度已超出系统自身的耐受范围,需要借助外部的风光储设备,实现对直流母线电压的调节。

3.2 恒功率侧暂降耐受分析与调节方法

恒功率侧发生三相对称电压暂降时,其输入电流将增大以维持端口的恒功率输出。由于器件耐流限制,在初始功率指令值下,恒功率侧的暂降耐受极限值 U_{sag-p}^{min1} 为:

$$U_{sag-p}^{min1} = \frac{P_{ref}}{3\alpha_2 I_{n2}} \quad (18)$$

由式(18)可知,在初始功率指令值下,恒功率侧暂降耐受范围为:

$$U_{sag} \in [U_{sag-p}^{min1}, U_{n2}] \quad (19)$$

当电压暂降深度满足式(19)时,只需要恒功率侧控制器自身调节,便可维持输出功率恒定,直流母线电压能够恢复,此时定电压侧运行状态保持不变,称为恒功率侧第一区间。

当 $U_{sag} < U_{sag-p}^{min1}$ 时,即恒功率侧暂降深度超出初始功率指令值下的耐受范围,此时恒功率侧的最大输入功率为:

$$P'_{HVAC2} = 3U_{sag}\alpha_2 I_{n2} \quad (20)$$

式中: P'_{HVAC2} 为恒功率侧电压暂降后的最大输入功率。

为防止电压暂降超出耐受范围时,恒功率侧因输入电流过大而闭锁脱网,需要减小恒功率侧的功率指令值,实现端口的低功率运行,以提升系统的暂降耐受能力。

当 $P_{\text{Load}} \leq \eta P_{\text{HVAC1}}^{\text{max}}$ 时,恒功率侧功率指令值 P''_{ref} 的调节范围为:

$$P''_{\text{ref}} \in [0, P'_{\text{HVAC2}}] \quad (21)$$

其中, $P_{\text{HVAC1}}^{\text{max}}$ 为定电压侧正常运行时所能输出的最大功率,满足式(22)。

$$P_{\text{HVAC1}}^{\text{max}} = 3U_{\text{n1}}\alpha_1 I_{\text{n1}} \quad (22)$$

当 $P_{\text{Load}} > \eta P_{\text{HVAC1}}^{\text{max}}$ 且 $P_{\text{Load}} - \eta P_{\text{HVAC1}}^{\text{max}} < \eta P'_{\text{HVAC2}}$ 时,功率指令值 P''_{ref} 调节范围为:

$$P''_{\text{ref}} \in \left[\frac{P_{\text{Load}} - \eta P_{\text{HVAC1}}^{\text{max}}}{\eta}, P'_{\text{HVAC2}} \right] \quad (23)$$

由式(23)可得,当 P''_{ref} 取值超出调节范围,即 $P_{\text{Load}} - \eta P_{\text{HVAC1}}^{\text{max}} = \eta P'_{\text{HVAC2}}$ 时,在定电压侧功率支撑下,恒功率侧的暂降耐受极限值 $U_{\text{sag-p}}^{\text{min2}}$ 为:

$$U_{\text{sag-p}}^{\text{min2}} = \frac{P_{\text{Load}} - 3U_{\text{n1}}\alpha_1 I_{\text{n1}}\eta}{3\alpha_2 I_{\text{n2}}\eta} \quad (24)$$

由式(24)可知,在系统双输入级共同作用下,恒功率侧增加的暂降耐受范围为:

$$U_{\text{sag}} \in [U_{\text{sag-p}}^{\text{min2}}, U_{\text{sag-u}}^{\text{min1}}] \quad (25)$$

当电压暂降深度满足式(25)时,需要减小恒功率侧的功率指令值,实现暂降端口的低功率运行,此时定电压侧在控制器调节下增大输出功率,以实现直流母线电压恢复,称为恒功率侧第二区间。

当 $U_{\text{sag}} < U_{\text{sag-p}}^{\text{min2}}$ 时,为恒功率侧第三区间,此时2个输入侧的控制器调节能力均达到极限,暂降深度已超出系统自身的耐受范围,需要借助外部的风光储设备,实现对直流母线电压的调节。

综上所述,在系统运行时实时采集 U_1 、 I_1 、 U_2 、 I_2 、 P_{ref} 、 P_{Load} 等运行参数,直到输入级一侧发生电压暂降时,系统会确定暂降发生端口,并根据暂降深度对其所属区间进行判断,通过采取相应的措施,实现对直流母线电压的动态调节,其整体流程如图7所示。

4 仿真实验

为了验证上述理论分析的有效性,依据工程实例搭建 DPSC-PET 仿真模型,并针对输入级不同侧发生三相对称电压暂降时的耐受能力与调节方法进行仿真验证,系统主要参数如表1所示。

设正常运行时 DPSC-PET 系统的低压直流母线上等效输出功率 $P_{\text{Load}} = 4.5 \text{ MW}$,其中恒功率侧处于额定运行状态,即 $P_{\text{ref}} = 2.5 \text{ MW}$,基于上述参数设置和工作状态进行仿真。

4.1 定电压侧发生三相电压暂降

4.1.1 耐受能力理论计算

由式(12)、式(16),能够计算出定电压侧发生

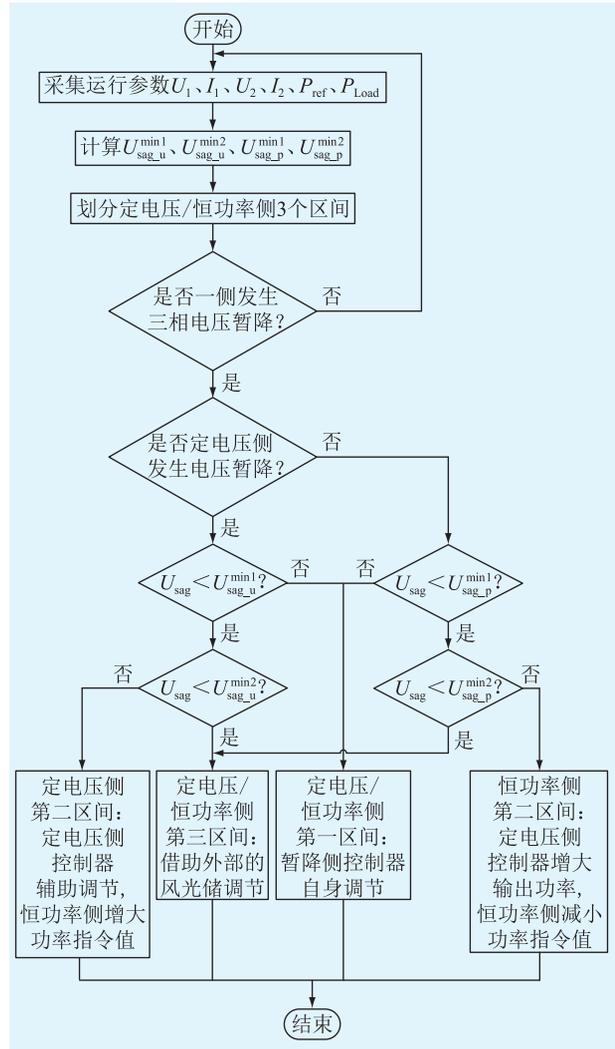


图7 DPSC-PET 暂降耐受实时分析与调节方法流程
Fig.7 Flow chart of DPSC-PET transient tolerance real-time analysis and conditioning methodology

表1 DPSC-PET 仿真模型参数

Table 1 Parameters of DPSC-PET simulation model

参数	数值
HVAC1 侧电源额定线电压有效值/kV	10
HVAC2 侧电源额定线电压有效值/kV	10
LVDC 端口额定电压/kV	0.75
LVAC 端口额定线电压有效值/kV	0.38
HVAC1 端口额定容量/(MV·A)	2.5
HVAC2 端口额定容量/(MV·A)	2.5
网侧滤波电感/mH	11
级联 H 桥子模块电容/ μF	1 000
级联 H 桥子模块电容额定电压/kV	2.34
级联 H 桥子模块电容波动范围	10%
每相 H 桥子模块级联数	4
隔离级纹波功率传输比	0
系统功率传输系数	0.98
高频变压器开关频率/kHz	10
HVAC1 侧开关器件电流裕度	1.2
HVAC2 侧开关器件电流裕度	1.2

三相对称电压暂降时的 2 个暂降临界值 $U_{\text{sag-u}}^{\text{min}1} = 0.697U_{\text{n}1}$ 、 $U_{\text{sag-u}}^{\text{min}2} = 0.531U_{\text{n}1}$ 。因此,定电压侧第一区间为 $U_{\text{sag}}^* \in [0.697, 1]$,第二区间为 $U_{\text{sag}}^* \in [0.531, 0.697]$,第三区间为 $U_{\text{sag}}^* < 0.531$ 。

4.1.2 耐受能力与调节方法仿真验证

(1) 设置定电压侧在 0.4 s 时发生三相对称电压暂降,电压暂降为 72% $U_{\text{n}1}$,暂降持续时间为 0.2 s。暂降前后定电压侧电压、电流与直流母线电压波形如图 8 所示,恒功率侧电压、电流波形如图 9 所示。

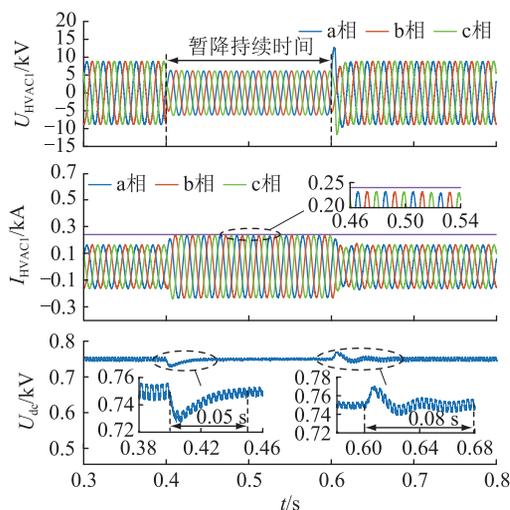


图 8 定电压侧 72%电压暂降下 HVAC1 侧电压和电流与直流母线电压波形

Fig.8 Voltage, current and DC bus voltage waveforms of HVAC1 side under 72% voltage drop at constant voltage side

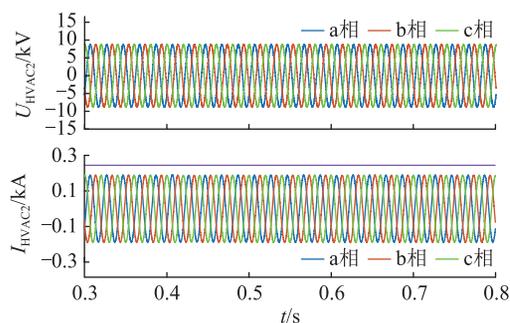


图 9 定电压侧 72%电压暂降下 HVAC2 侧电压和电流波形

Fig.9 Voltage and current waveforms of HVAC2 under 72% voltage drop at constant voltage side

由仿真波形可知,在定电压侧暂降过程中,其输入电流将迅速增大。由于电压暂降深度在 HVAC1 端口自身的耐受范围内,因此其输入电流未达到极限值,0.6 s 时,暂降恢复,输入电流重新恢复至初始稳态值。暂降期间直流母线电压经过短暂下降后能够迅速恢复,并维持在 750 V。

由于该电压暂降深度属于第一区间,因此在暂

降过程中只需要定电压侧控制器自身调节,并不需要改变恒功率侧的功率指令值,故其电压、电流波形能够始终保持稳定。

(2) 设置定电压侧在 0.4 s 时发生三相对称电压暂降,电压暂降为 55% $U_{\text{n}1}$,暂降持续时间为 0.4 s。0.4 s—0.6 s 时,系统未采取任何措施。0.6 s 时,根据式(15)增大恒功率侧的功率指令值为 2.95 MW。0.8 s 时,重新恢复功率指令值为 2.5 MW。暂降前后定电压侧电压、电流与直流母线电压波形如图 10 所示,恒功率侧电压、电流波形如图 11 所示。

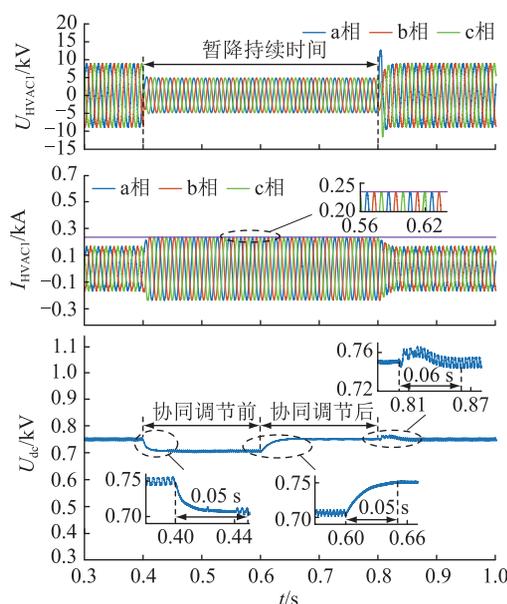


图 10 定电压侧 55%电压暂降下 HVAC1 侧电压和电流与直流母线电压波形

Fig.10 Voltage, current and DC bus voltage waveforms of HVAC1 under 55% voltage drop at constant voltage side

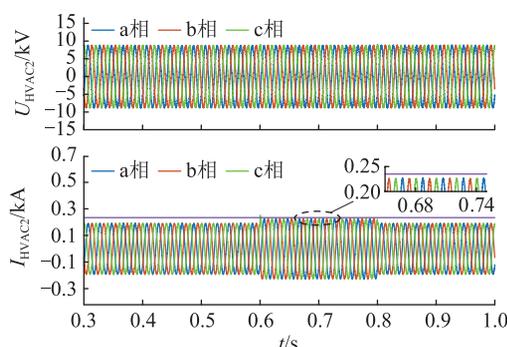


图 11 定电压侧 55%电压暂降下 HVAC2 侧电压和电流波形

Fig.11 Voltage and current waveforms of HVAC2 under 55% voltage drop at constant voltage side

由仿真结果可知,0.4 s—0.6 s 时,定电压侧输入电流达到极限值,恒功率侧电压电流波形仍保持不变,此时直流母线电压跌落至 705 V。由于电压

暂降深度属于第二区间,超出了端口自身耐受范围,仅通过定电压侧控制器自身调节无法维持 750 V 直流电压稳定。0.6 s—0.8 s 时,定电压侧输入电流仍处于极限值,此时根据理论分析增大恒功率侧的功率指令值,其直流母线电压又重新恢复至 750 V。0.8 s 时,暂降恢复,系统恢复初始稳态值。

(3) 设置定电压侧在 0.4 s 时发生三相对称电压暂降,电压暂降为 $45\%U_{n1}$,暂降持续时间为 0.4 s。0.4 s—0.6 s 时,系统未采取任何措施。0.6 s 时,根据式(15)调节功率指令值为极限值 3 MW。0.8 s 时,恢复功率指令值为 2.5 MW。暂降前后定电压侧电压、电流与直流母线电压波形如图 12 所示,恒功率侧电压、电流波形如图 13 所示。

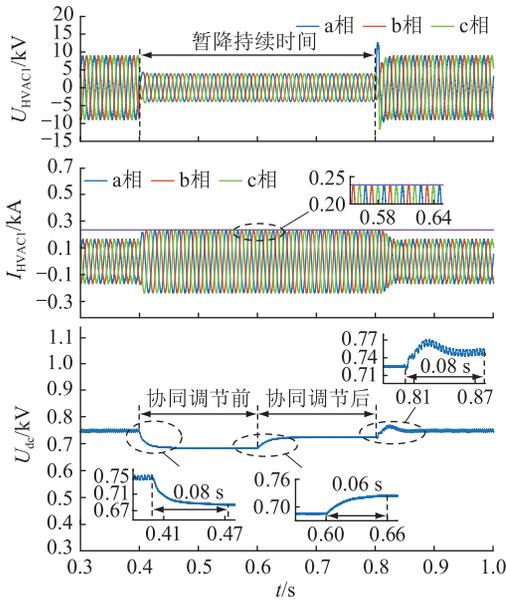


图 12 定电压侧 45%电压暂降下 HVAC1 侧电压和电流与直流母线电压波形

Fig.12 Voltage, current and DC bus voltage waveforms of HVAC1 under 45% voltage drop at constant voltage side

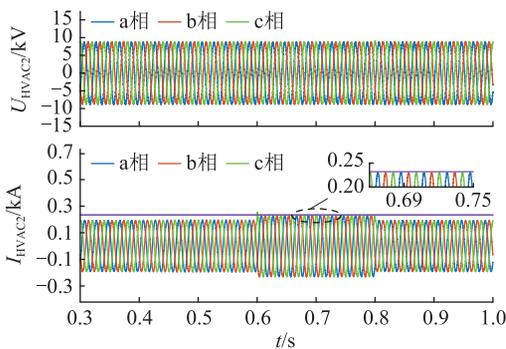


图 13 定电压侧 45%电压暂降下 HVAC2 侧电压和电流波形

Fig.13 Voltage and current waveforms of HVAC2 under 45% voltage drop at constant voltage side

当电压暂降深度超出系统耐受范围时,属于第三区间。由图 12 和图 13 可知,0.4 s—0.6 s 时,定电压侧输入电流达到极限值,恒功率侧电压电流波形仍保持不变,此时直流母线电压跌落至 684 V。0.6 s—0.8 s 时,输入侧电流均达到 1.2 倍额定值,直流母线电压仍无法完全恢复,此时只能借助外部的风光储设备,为系统提供功率支撑,供给系统中的功率缺额,实现直流母线电压的恢复。0.8 s 时,暂降恢复,系统恢复稳态。

4.2 恒功率侧发生三相电压暂降

4.2.1 耐受能力理论计算

由式(18)、式(24),能够计算出恒功率侧发生三相对称电压暂降时的 2 个暂降临界值 $U_{sag-p}^{min1} = 0.833U_{n2}$ 、 $U_{sag-p}^{min2} = 0.531U_{n2}$ 。因此,恒功率侧第一区间为 $U_{sag}^* \in [0.833, 1]$,第二区间为 $U_{sag}^* \in [0.531, 0.833)$,第三区间为 $U_{sag}^* < 0.531$ 。

4.2.2 耐受能力与调节方法仿真验证

(1) 设置恒功率侧在 0.4 s 时发生三相对称电压暂降,电压暂降为 $85\%U_{n2}$,暂降持续时间为 0.2 s。暂降前后恒功率侧电压、电流与直流母线电压波形如图 14 所示,定电压侧电压、电流波形如图 15 所示。

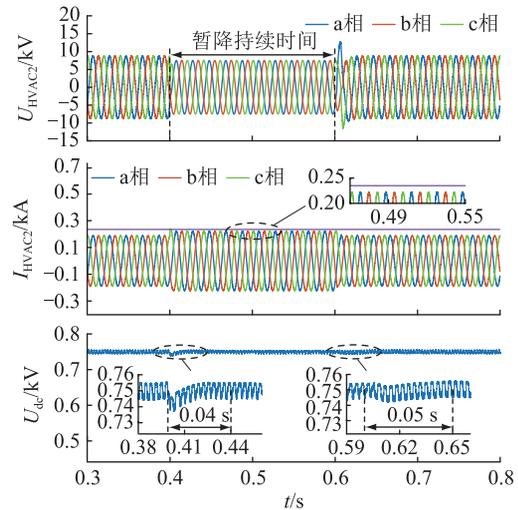


图 14 恒功率侧 85%电压暂降下 HVAC2 侧电压和电流与直流母线电压波形

Fig.14 Voltage, current and DC bus voltage waveforms of HVAC2 under 85% voltage drop at constant power side

由仿真波形可以知道,当恒功率侧暂降时,其输入电流将迅速增大,但并未达到极限值;在暂降恢复后,其又重新恢复初始稳态值。暂降期间直流母线电压经过轻微下降后能迅速恢复,并稳定在 750 V。

由于恒功率侧 85%的电压暂降深度属于第一区间,故在初始功率指令值下,通过恒功率侧控制

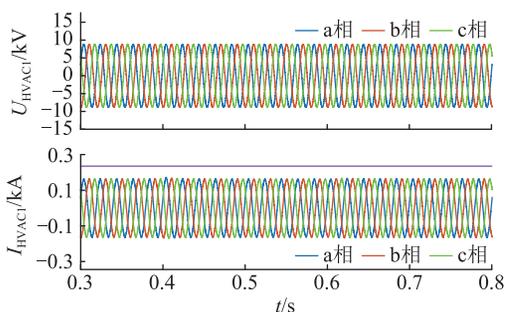


图 15 恒功率侧 85%电压暂降下 HVAC1 侧电压和电流波形

Fig.15 Voltage and current waveforms on the HVAC1 under 85% voltage drop on the constant power side

器自身调节,可使直流母线电压恢复,并不会影响到定电压侧,因此其电压电流波形能够始终保持稳定。

(2) 设置恒功率侧在 0.4 s 时发生三相对称电压暂降,电压暂降为 55% U_{n2} ,暂降持续时间为 0.2 s。0.4 s 时,根据式(23)调节恒功率侧的功率指令值为 1.65 MW。0.6 s 时,重新恢复初始指令值 2.5 MW。暂降前后恒功率侧电压、电流与直流母线电压波形如图 16 所示,定电压侧电压、电流波形如图 17 所示。

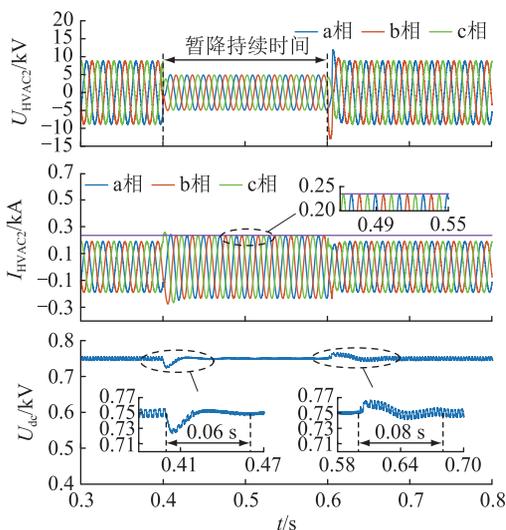


图 16 恒功率侧 55%电压暂降下 HVAC2 侧电压和电流与直流母线电压波形

Fig.16 Voltage, current and DC bus voltage waveforms of HVAC2 under 55% voltage drop at constant power side

由仿真结果可知,在 0.4 s 时暂降发生,恒功率侧输入电流在新的功率指令值下达到极限值,实现暂降下的低功率运行;定电压侧通过控制器调节平衡系统中的功率缺额,来维持直流母线电压,因此其电流也随之增大。在暂降期间直流母线电压经过短暂下降后能恢复至 750 V。

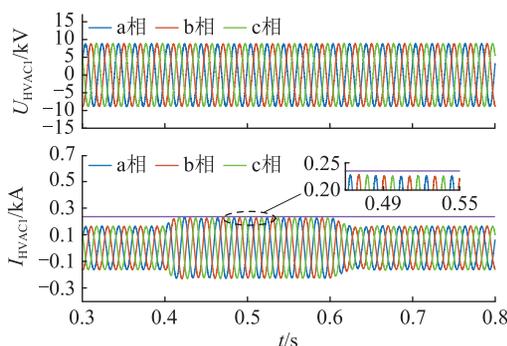


图 17 恒功率侧 55%电压暂降下 HVAC1 侧电压和电流波形

Fig.17 Voltage and current waveforms on the HVAC1 under 55% voltage drop on the constant power side

(3) 设置恒功率侧在 0.4 s 时发生三相对称电压暂降,电压暂降为 45% U_{n2} ,暂降持续时间为 0.2 s。0.4 s 时,根据式(23)减小功率指令值为 1.35 MW。0.6 s 时,重新恢复初始指令值 2.5 MW。暂降前后恒功率侧电压、电流与直流母线电压波形如图 18 所示,定电压侧电压、电流波形如图 19 所示。

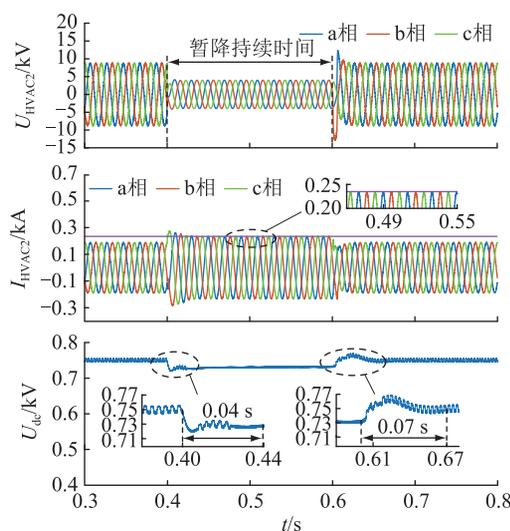


图 18 恒功率侧 45%电压暂降下 HVAC2 侧电压和电流与直流母线电压波形

Fig.18 Voltage, current and DC bus voltage waveforms of HVAC2 under 45% voltage drop at constant power side

由图 18 和图 19 可知,当暂降发生后输入侧电流均达到 1.2 倍额定值,直流母线电压仍无法完全恢复,此时只能借助外部的风光储设备,为系统提供功率支撑,供给系统中的功率缺额,实现直流母线电压的恢复。0.6 s 时,暂降恢复,功率指令值恢复至初始值,系统又恢复稳态。

通过上述不同输入侧、不同暂降深度下的仿真波形,验证了文中 DPSC-PET 系统不同侧发生电压暂降时耐受能力与调节方法理论分析的正确性。

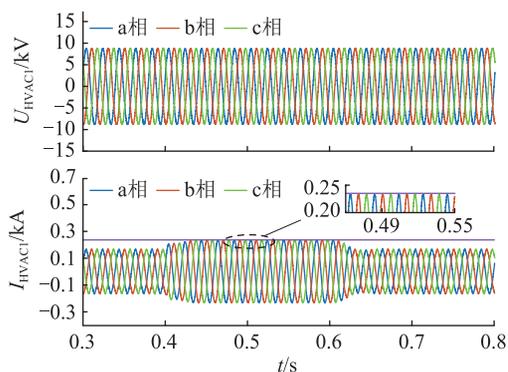


图 19 恒功率侧 45%电压暂降下

HVAC1 侧电压和电流波形

Fig.19 Voltage and current waveforms on the HVAC1 under 45% voltage drop on the constant power side

5 结论

文中以某实际工程中采用的 DPSC-PET 为研究对象,选取直流母线电压稳定作为评估暂降耐受能力的依据,提出一种不同输入侧发生暂降时 DPSC-PET 耐受能力实时分析与双输入端口功率协同调节方法,并进行仿真验证,得到如下结论:

(1) 在实际工程中,影响输入侧电压暂降耐受能力的因素主要有调制比约束、直流侧电容耐压限制、开关器件耐流水平,其中开关器件电流有效值限制是首要影响因素。当选择电流裕度更大的开关器件或降低 DPSC-PET 系统的传输功率时,均能提高输入侧的暂降耐受能力。

(2) 通过采集 DPSC-PET 系统的 U_1 、 U_2 、 I_1 、 I_2 、 P_{Load} 、 P_{ref} 等运行参数,可实时计算不同输入侧暂降时 DPSC-PET 的耐受范围,并得出定电压/恒功率侧的 3 个区间。

(3) 为保持低压直流母线电压稳定,在定电压/恒功率侧发生暂降时,系统将对暂降深度进行判断,当属于第一区间时,只需要通过暂降端口自身控制器进行调节;当属于第二区间时,需要 2 个输入侧控制器协同调节;当属于第三区间时,2 个输入侧控制器调节能力均达到极限,只能依靠外部的风光储调节。

文中以某实际工程为背景,研究了 DPSC-PET 暂降耐受能力分析 & 端口间功率协同调节方法,在分析过程中主要考虑 DPSC-PET 自身元器件限制,但未充分考虑控制系统对暂降耐受能力的影响。在下一步研究工作中,将围绕控制方式、控制参数以及系统参数对 DPSC-PET 电压暂降耐受能力的影响开展研究。此外,关于两路供电电源均出现电压暂降的情况也需要进行研究。

致谢

本文得到国网河北省电力有限公司科技项目(kjcb2023-006)资助,谨此致谢!

参考文献:

- [1] 张智刚,康重庆. 碳中和目标下构建新型电力系统的挑战与展望[J]. 中国电机工程学报,2022,42(8):2806-2819.
ZHANG Zhigang, KANG Chongqing. Challenges and prospects for constructing the new-type power system towards a carbon neutrality future[J]. Proceedings of the CSEE, 2022, 42(8): 2806-2819.
- [2] 牛春豪,徐永海,范兴管. 电网不平衡下级联型电力电子变压器的网侧谐波抑制方法研究[J]. 电测与仪表,2024,61(9):40-47.
NIU Chunhao, XU Yonghai, FAN Xingguan. Research on grid side harmonic suppression method for cascaded power electronic transformers under unbalanced grid conditions [J]. Electrical Measurement & Instrumentation, 2024, 61(9): 40-47.
- [3] 高范强,李子欣,李耀华,等. 面向交直流混合配电应用的 10 kV-3 MV·A 四端口电力电子变压器[J]. 电工技术学报, 2021, 36(16): 3331-3341.
GAO Fanqiang, LI Zixin, LI Yaohua, et al. 10 kV-3 MV·A four-port power electronic transformer for AC-DC hybrid power distribution applications [J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2021, 36(16): 3331-3341.
- [4] 李凯,赵争鸣,袁立强,等. 面向交直流混合配电系统的多端口电力电子变压器研究综述[J]. 高电压技术,2021,47(4): 1233-1250.
LI Kai, ZHAO Zhengming, YUAN Liqiang, et al. Overview on research of multi-port power electronic transformer oriented for AC/DC hybrid distribution grid [J]. High Voltage Engineering, 2021, 47(4): 1233-1250.
- [5] 宋平岗,连加巍,郑雅芝,等. 基于线性自抗扰控制的单相电力电子变压器整流级控制策略[J]. 电测与仪表,2024,61(1):177-182.
SONG Pinggang, LIAN Jiawei, ZHENG Yazhi, et al. Single-phase power electronic transformer rectifier stage control strategy based on linear active disturbance rejection control [J]. Electrical Measurement & Instrumentation, 2024, 61(1): 177-182.
- [6] 孙凯,卢世蕾,易哲媛,等. 面向电力电子变压器应用的大容量高频变压器技术综述[J]. 中国电机工程学报,2021,41(24):8531-8546.
SUN Kai, LU Shilei, YI Zheyuan, et al. A review of high-power high-frequency transformer technology for power electronic transformer applications [J]. Proceedings of the CSEE, 2021, 41(24): 8531-8546.
- [7] 李子欣,高范强,赵聪,等. 电力电子变压器技术研究综述[J]. 中国电机工程学报,2018,38(5):1274-1289.
LI Zixin, GAO Fanqiang, ZHAO Cong, et al. Research review of power electronic transformer technologies [J]. Proceedings of the CSEE, 2018, 38(5): 1274-1289.

- [8] 刘宗焯,于弘洋,周丁,等. 适用于直流配电网故障选线的电力电子变压器分步闭锁方案[J]. 全球能源互联网,2023,6(6):618-627.
LIU Zongye, YU Hongyang, ZHOU Ding, et al. Step locking scheme of power electronic transformer for DC distribution network fault line selection[J]. Journal of Global Energy Interconnection, 2023, 6(6): 618-627.
- [9] GIACOMUZZI S, DE CARNE G, PUGLIESE S, et al. Synchronization of low voltage grids fed by smart and conventional transformers[J]. IEEE Transactions on Smart Grid, 2021, 12(4): 2941-2951.
- [10] 孔心怡,张建文,周剑桥,等. 多中压交流端口级联桥式电力电子变压器[J]. 中国电机工程学报, 2022, 42(23): 8664-8675.
KONG Xinyi, ZHANG Jianwen, ZHOU Jianqiao, et al. A multiple medium voltage AC-ports cascaded H-bridge power electronic transformer [J]. Proceedings of the CSEE, 2022, 42(23): 8664-8675.
- [11] 苗宇,袁旭峰,邹晓松,等. 双电源输入环境下的电力电子变压器运行研究[J]. 电测与仪表, 2022, 59(4): 84-90.
MIAO Yu, YUAN Xufeng, ZOU Xiaosong, et al. Research on power electronic transformers operation in dual-power-input environment [J]. Electrical Measurement & Instrumentation, 2022, 59(4): 84-90.
- [12] 李俊杰,吕振宇,吴在军,等. 基于电力电子变压器的交直流混合微电网运行模式自适应切换策略[J]. 电力自动化设备, 2020, 40(10): 126-131, 138.
LI Junjie, LÜ Zhenyu, WU Zaijun, et al. Adaptive switching strategy of AC/DC hybrid microgrid operating mode based on power electronic transformer [J]. Electric Power Automation Equipment, 2020, 40(10): 126-131, 138.
- [13] 李津,周京华. 柔性变电站用 500 kVA 电力电子变压器研制[J]. 电力电子技术, 2023, 57(7): 36-39.
LI Jin, ZHOU Jinghua. Development of 500 kVA power electronic transformer for flexible substation [J]. Power Electronics, 2023, 57(7): 36-39.
- [14] 国家质量监督检验检疫总局,中国国家标准化管理委员会. 电能质量 电压暂降与短时中断: GB/T 30137—2013[S]. 北京:中国标准出版社,2014.
General Administration of Quality Supervision, Inspection and Quarantine of the People's Republic of China, Standardization Administration of the People's Republic of China. Power quality-voltage dips and short interruptions: GB/T 30137-2013[S]. Beijing: Standards Press of China, 2014.
- [15] 张逸,吴逸帆,陈晶腾. 新型电力系统背景下电压暂降风险评估技术挑战与展望[J]. 电力建设, 2023, 44(2): 15-24.
ZHANG Yi, WU Yifan, CHEN Jingteng. Research status of voltage sag risk assessment and prospect under the background of new power system [J]. Electric Power Construction, 2023, 44(2): 15-24.
- [16] 别芳玫,巩晋通,丁珩,等. 计及经济损失指标的敏感用户电压暂降严重程度评估方法[J]. 电力电容器与无功补偿, 2023, 44(2): 99-106.
BIE Fangmei, GONG Jintong, DING Heng, et al. Assessment method of voltage sag severity for sensitive users considering economic loss index [J]. Power Capacitor & Reactive Power Compensation, 2023, 44(2): 99-106.
- [17] 徐方维,贺东,郭凯,等. 基于多元线路特征因素融合的电压暂降严重程度评估[J]. 电力工程技术, 2024, 43(2): 94-104.
XU Fangwei, HE Dong, GUO Kai, et al. Voltage sag severity evaluation based on multiple line characteristic factors fusion [J]. Electric Power Engineering Technology, 2024, 43(2): 94-104.
- [18] 黄佳铭,张逸,陈晶腾,等. 基于多 Agent 系统的大型电网电压暂降评估[J]. 电力系统保护与控制, 2023, 51(10): 45-53.
HUANG Jiaming, ZHANG Yi, CHEN Jingteng, et al. Voltage sag assessment of a large power grid based on a multi-Agent system [J]. Power System Protection and Control, 2023, 51(10): 45-53.
- [19] 林志超,罗步升,宋志坚. 基于非参数估计的电压暂降下敏感设备故障率评估[J]. 电测与仪表, 2023, 60(6): 86-95.
LIN Zhichao, LUO Busheng, SONG Zhijian. Fault rate assessment of voltage sag sensitive equipment based on nonparametric assessment [J]. Electrical Measurement & Instrumentation, 2023, 60(6): 86-95.
- [20] 郑涛,郭勇帆,吕文轩,等. 基于电力电子变压器故障穿越策略的低压直流配电网保护[J]. 电力系统自动化, 2023, 47(16): 152-161.
ZHENG Tao, GUO Yongfan, LYU Wenxuan, et al. Protection for low-voltage DC distribution network based on fault ride-through strategy of power electronic transformer [J]. Automation of Electric Power Systems, 2023, 47(16): 152-161.
- [21] 聂浩哲,沈瑜,赵争鸣,等. 四端口电力电子变压器高压交流端口的低电压穿越功能[J]. 清华大学学报(自然科学版), 2021, 61(10): 1097-1105.
NIE Haozhe, SHEN Yu, ZHAO Zhengming, et al. Low voltage ride through function for the high voltage AC ports of four-port power electronic transformers [J]. Journal of Tsinghua University (Science and Technology), 2021, 61(10): 1097-1105.
- [22] 孔祥平,李鹏,韩杰祥,等. 适应电力电子变压器功率双向交换的低电压穿越运行控制策略[J]. 电力科学与技术学报, 2021, 36(2): 124-131.
KONG Xiangping, LI Peng, HAN Jiexiang, et al. Low-voltage ride through strategy for bidirectional power electronic transformers [J]. Journal of Electric Power Science and Technology, 2021, 36(2): 124-131.
- [23] 涂春鸣,肖凡,袁靖兵,等. 级联型电力电子变压器直流电压二次纹波抑制策略[J]. 电工技术学报, 2019, 34(14): 2990-3003.
TU Chunming, XIAO Fan, YUAN Jingbing, et al. DC ripple voltage suppression strategy for cascaded power electronic transformer [J]. Transactions of China Electrotechnical Society,

- 2019, 34(14):2990-3003.
- [24] 韩杰祥,张哲,冉启胜,等. 低压直流配电网主动限流控制及保护方案[J]. 电力系统自动化,2022,46(9):182-190.
HAN Jiexiang, ZHANG Zhe, RAN Qisheng, et al. Active current-limiting control and protection scheme for low-voltage DC distribution network[J]. Automation of Electric Power Systems, 2022, 46(9):182-190.
- [25] 邓湘鄂,王弋飞,宁大龙,等. 基于 AC/DC/AC 型电力电子变压器的电能质量改善研究[J]. 大功率变流技术,2016(3):27-31.
DENG Xiang'e, WANG Yifei, NING Dalong, et al. Research on the power quality improvement using AC/DC/AC type power electronic transformer[J]. High Power Converter Technology, 2016(3):27-31.
- [26] 张丽萍,袁至,王维庆,等. 应用于交直流混合配电网的 PET 故障穿越控制[J]. 现代电子技术,2022,45(17):180-186.
ZHANG Liping, YUAN Zhi, WANG Weiqing, et al. Fault ride-through control of PET applied to AC/DC hybrid power distribution network[J]. Modern Electronics Technique, 2022, 45(17):180-186.
- [27] 徐少博,陈嘉敏,徐永海,等. 级联型电力电子变压器三相电压暂降隔离能力分析[J]. 电力系统自动化,2020,44(4):168-177.
XU Shaobo, CHEN Jiamin, XU Yonghai, et al. Analysis on three-phase voltage sag isolation capability of cascaded power electronic transformer[J]. Automation of Electric Power Systems, 2020, 44(4):168-177.
- [28] 张雪垠,徐永海,肖湘宁. 适用于中高压配电网的高功率密度谐振型级联 H 桥固态变压器[J]. 电工技术学报,2018,33(2):310-321.
ZHANG Xueyin, XU Yonghai, XIAO Xiangning. A high power density resonance cascaded H-bridge solid-state transformer for medium and high voltage distribution network[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2018, 33(2):310-321.
- [29] 张海洋,王明渝. 级联式电力电子变压器的电压平衡控制策略[J]. 现代电力,2020,37(1):98-103.
ZHANG Haiyang, WANG Mingyu. Voltage balance control strategy for a cascaded H-bridge converter-based power electronic transformer[J]. Modern Electric Power, 2020, 37(1):98-103.

作者简介:



张腾飞

张腾飞(1987),男,学士,高级工程师,从事电力电子变压器稳定性等相关工作(E-mail:277614913@qq.com);

王光华(1978),男,学士,高级工程师,从事交直流配电网等相关工作;

高龙(1988),男,硕士,高级工程师,从事分布式新能源调控管理工作。

Method for improving voltage sag tolerance of dual power supply PET based on inter-port power coordination

ZHANG Tengfei¹, WANG Guanghua¹, GAO Long¹, LI Jing¹, XU Yonghai², WANG Chong²

(1. State Grid Hebei Electric Power Co., Ltd. Baoding Power Supply Company, Baoding 071000, China;

2. School of Electrical and Electronic Engineering, North China Electric Power University, Beijing 102206, China)

Abstract: Dual power supply cascaded-type power electronic transformers (DPSC-PET) is connected to two power supplies with high operational reliability and flexible operation mode, and it can be widely used in medium and low voltage distribution networks. It is of great importance to conduct in-depth research on its voltage sag tolerance and regulation method for maintaining efficient energy transmission of DPSC-PET as well as high quality power supply during voltage sag. Firstly, the topological structure and control strategy of DPSC-PET are analyzed. Secondly, the influence factors of voltage sag tolerance of DPSC-PET are analyzed for three-phase symmetrical voltage sag which has the most serious power shortage. Then, from the perspective of power balance, a real-time analysis method of voltage sag immunity of DPSC-PET as well as power coordination method between dual input ports when voltage sag occurs on different power supply are proposed to achieve a perfect recovery of low-voltage DC bus voltage, which means the significant improvement of DPSC-PET to cope with transient disturbances. Finally, the simulation model of DPSC-PET is established and the simulations for voltage sag occurred with different magnitudes on different power supply are cited out. The results show that the voltage sag tolerance of DPSC-PET is significantly improved with the proposed method.

Keywords: dual power supply; power electronic transformer (PET); voltage sag; tolerance; DC bus voltage; power balance

(编辑 方晶)