

混合式配电变压器功角优化控制

柳轶彬^{1,2}, 栗世超^{1,2}, 梁得亮^{1,2}, 孔子涵^{1,2}, 薛彦廷^{1,2}

(1. 西安交通大学电工材料电气绝缘全国重点实验室, 710049, 西安;

2. 陕西省智能电网重点实验室, 710049, 西安)

摘要: 针对现有同相位控制无法使混合式配电变压器 (HDT) 损耗达到最小的问题, 提出了 HDT 的最小损耗模式, 以实现功角优化控制, 从而降低其运行损耗。首先, 建立 HDT 的相量关系, 导出可变损耗与负荷、功率因数角、网侧电压波动系数、功角之间的函数关系; 然后, 导出最优功角的解析公式, 据此建立最小损耗模式的计算流程, 从而提出 HDT 功角优化控制策略。该策略的突出特点在于实时检测电网及负荷工况, 进而在线算出实现最小损耗的最优功角; 理论分析指出, 负荷越轻、越接近纯阻性, 电压同相位模式更接近最小损耗模式; 反之, 电流同相位模式更接近最小损耗模式。仿真及实验结果表明: 在网侧电压波动及负载电流畸变工况下, 所提出的功角优化控制策略能在实现网侧电流正弦单位功率因数控制及负载电压正弦稳定控制的前提下, 有效减小 HDT 的损耗; 轻载工况下, 相比电流同相位模式, 仿真和实验最小损耗模式能减小可变损耗的 60% 和 42%; 在额定负载下, 相比电压同相位模式, 仿真和实验最小损耗模式能减小可变损耗的 46% 和 37%。

关键词: 混合式配电变压器; 相量关系; 功角优化; 最小损耗

中图分类号: TM421 **文献标志码:** A

DOI: 10.7652/xjtuxb202407011 **文章编号:** 0253-987X(2024)07-0116-13

Power Angle Optimization Control of Hybrid Distribution Transformer

LIU Yibin^{1,2}, LI Shichao^{1,2}, LIANG Deliang^{1,2}, KONG Zihan^{1,2}, XUE Yanting^{1,2}

(1. State Key Laboratory of Electrical Insulation and Power Equipment, Xi'an Jiaotong University, Xi'an 710049, China;

2. Shaanxi Key Laboratory of Smart Grid, Xi'an Jiaotong University, Xi'an 710049, China)

Abstract: To address the issue that the existing in-phase control strategy is ineffective in minimizing the loss in hybrid distribution transformers (HDTs), this paper introduces HDTs' minimum loss mode and power angle optimization control to reduce HDT operating loss. Specifically, an HDT phasors diagram is established, and the relationship between the HDT loss and the load value, power factor angle, grid voltage fluctuation coefficient, and power angle is derived. Subsequently, an analytical formula to calculate the optimal power angle is derived, along with the establishment of the calculation process for the minimum loss mode, and thus a power angle optimization control strategy for HDTs is formulated. The key feature of this strategy involves assessing both the grid and load conditions in real time to calculate the optimal power angle contributing to the minimum HDT loss. Theoretical analyses show that with lighter or more resistive loads, the in-phase voltage mode aligns better with the minimum loss mode;

收稿日期: 2023-11-27。 作者简介: 柳轶彬(1988—), 男, 助理教授; 梁得亮(通信作者), 男, 教授, 博士生导师。 基金

项目: 国家自然科学基金资助项目(52207065); 陕西省重点研发计划资助项目(2022GXLH-01-10)。

网络出版时间: 2024-04-10

网络出版地址: <https://link.cnki.net/urlid/61.1069.T.20240408.2017.008>

otherwise, the in-phase current mode aligns better with the minimum loss mode. Simulation and experimental results validate the effectiveness of the proposed power angle optimization control strategy in reducing the HDT loss, with the precondition of realizing sinusoidal unit power factor control of grid currents and sinusoidal stability control of load voltages in scenarios involving grid voltage fluctuations and load currents distortions. Specifically, simulation and experimental results show that under light load conditions, the minimum loss mode reduces the variable loss by 60% and 42% compared with the in-phase current mode. Similarly, in rated load scenarios, the minimum loss mode reduces the variable loss by 46% and 37% compared with the in-phase voltage mode.

Keywords: hybrid distribution transformer; phasors diagram; power angle optimization; minimum loss

非线性不平衡负荷、网侧电压波动和不对称会使配电网的电能质量恶化^[1-5];此外,随着分布式清洁能源的快速发展,配电网遭受的间歇性功率扰动也会越来越大^[6-10]。配电变压器是配电网中的关键设备,传统配电变压器由于具有可靠性高、效率高、经济性好等优点,长期以来在配电网中获得了广泛应用。但是,传统配电变压器功能过于单一、可控性较差,难以满足未来配电网的诸多功能需求^[11-13]。

混合式配电变压器(HDT)是一种将传统配电变压器与小容量脉冲宽度调制(PWM)变换器集成一体化的新型配电变压器^[14-17]。借助 PWM 变换器对部分传输功率进行灵活调控,HDT 不仅能够继承传统配电变压器电能传输、电压等级变换的基本功能,还可对其网侧电流与负载电压进行实时调控,这对于构建未来主动配电网具有重要意义^[18-19]。

在现有的 HDT 内环控制策略中,负载电压通常会被控制为与网侧电压同相位(电压同相位模式)^[14-17]。该模式虽能保证 HDT 的补偿电压最小,使串联耦合变压器的铁耗在理论上达到最小;但此时电流补偿变换器的输出电流却会达到最大,从而导致电流补偿变换器所在回路的铜耗往往很大。反之,若将网侧电流控制为与负载电流同相位(电流同相位模式),这样虽能使补偿电流达到最小,减小 HDT 铜耗,但却会导致补偿电压达到最大,从而增大 HDT 铁耗。由此可见,同相位模式其实不利于提高 HDT 的整体效率;若结合配网的实时工况,将负载电压与网侧电压错开一个最优功角,则有可能使 HDT 在更高的效率下运行。

然而,现有的 HDT 研究对于上述问题尚未进行详细讨论。事实上,在目前的诸多电力电子装置中,统一电能质量调节器(UPQC)的工作原理与 HDT 最为接近;对于上述功角问题,在一些 UPQC

的相关研究中有所涉及。文献[20]提出了一种功角控制策略,可用于改进电能质量,减小变换器容量配置,但并不涉及系统损耗优化。文献[21]提出了一种针对多台 UPQC 用于电力系统时,确保系统潮流分布最优的算法,但该算法并不关注单机损耗最小。文献[22]针对一个采用电流源型变换器实现的 UPQC,分析了系统的相量关系,并设计了功角调整、电压电流补偿等控制策略,但未涉及功角优化。文献[23]构建相量关系,对一种 UPQC 进行成本优化,分析了最大功角对于经济性的影响,但并未讨论功角动态调整。文献[24]比较了一种 UPQC 在固定功角及可变功角控制策略下的运行性能,指出功角动态可调的必要性与意义,但未讨论功角对于损耗的影响。文献[25]结合分布式电源,通过对功角进行控制,实现了对电网的无功支撑,但并未涉及损耗的优化。总体而言,以上研究工作对于实现 HDT 的功角调整具有重要的参考价值,但若要将其应用于 HDT 并降低其损耗,尚存在诸多工作需要开展。

为此,本文首先分析了 HDT 各电压、电流的相量关系,根据相量关系及功率平衡关系,导出补偿电流、补偿电压、损耗函数与负荷、负载功率因数角、功角、电压波动系数的解析公式,并求出最优功角,进而提出了 HDT 的最小损耗实现方法。然后利用同步旋转坐标变换方法,检测负载侧二次绕组电流值、负荷功率因数角、网侧电压波动系数,并考虑串联耦合变压器额定电压、负荷功率因数角等约束条件,给出了最优功角的计算过程。最后在仿真与实验中实现了 HDT 的最小损耗模式,与电压同相位及电流同相位模式下的损耗进行对比,验证了最小损耗模式的优越性。

本文的主要创新点与贡献如下。

(1)指出同相位模式只是 HDT 诸多运行模式

的一个特例,而通过调整 HDT 的功角可进一步降低系统的整体损耗。

(2)建立了完整的 HDT 电压与电流相量关系,导出了补偿电压、补偿电流及损耗与配网实际工况的函数关系,并直观揭示了相关影响规律。

(3)提出了一种通过检测配网工况,进而调整功角,从而使 HDT 损耗实时达到最小的新型运行模式。

1 HDT 的配置方案

本文针对图 1 所示的 HDT 研究功角优化控制策略,有关该 HDT 的动态模型及内环控制框图均已在文献[14]中进行了详细论述,这里不再重复叙述。为便于说明,本文仅对该 HDT 的各物理符号,各电压、电流含义及内环控制框图的基本原理进行说明。

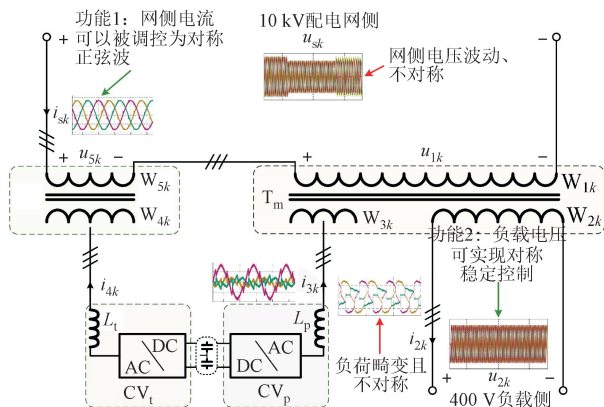


图 1 混合式配电变压器配置方案^[14]

Fig. 1 Configuration of hybrid distribution transformer^[14]

如图 1 所示, T_m 与 T_{se} 分别是 HDT 的主变压器与隔离变压器, $W_{1k} \sim W_{5k}$ (k 为 a、b、c) 是 HDT 的 5 个绕组, CV_p 和 CV_t 是共用直流母线的两个电压源型 PWM 变换器。

HDT 的内环控制功能简述如下。

(1)网侧电流正弦、对称、单位功率因数控制。反馈 i_{Psk} (i_{Psk} 为 HDT 网侧相电流,而图 1 所示 i_{sk} 为线电流, HDT 采用三角形接法接入 10 kV 配电网, 反馈 i_{Psk} 可以调控零序电流,进而平衡直流母线分裂电容电压),然后通过坐标变换得出 i_{Psd} 、 i_{Psq} 、 i_{Ps0} 。在同步坐标系下,利用 PI 控制器算出 CV_p 的调制信号,从而控制 CV_p 的补偿电流 i_{3k} ,使 i_{Psd} 、 i_{Psq} 、 i_{Ps0} 实时跟踪外环控制系统输出的给定信号 i_{Psdref} 、 i_{Psqref} 、 i_{Ps0ref} ,进而实现网侧电流控制。

(2)负载电压正弦、对称、稳定控制。反馈负载电压 u_{2k} ,然后通过坐标变换得出 u_{2d} 、 u_{2q} 、 u_{20} 。在同步坐标系下,利用 PI 控制器算出 CV_t 的调制信号,从而利用 CV_t 实时调整 T_{se} 输出的补偿电压 u_{5k} ,使 u_{2d} 、 u_{2q} 、 u_{20} 实时跟踪给定的参考信号 u_{2dref} 、 u_{2qref} 、 u_{20ref} ,以抵消网侧电压 u_{sk} 的波动与不对称,进而实现负载电压控制。

2 HDT 电压、电流的相量关系

假设三相对称,则 HDT 网侧三相线电压表达式可假设为

$$\begin{cases} u_{sa} = \sqrt{2}U_{1N}\sin(\omega t + \theta_s) \\ u_{sb} = \sqrt{2}U_{1N}\sin(\omega t - 2\pi/3 + \theta_s) \\ u_{sc} = \sqrt{2}U_{1N}\sin(\omega t + 2\pi/3 + \theta_s) \end{cases} \quad (1)$$

式中: U_{1N} 为 HDT 额定电压有效值; ω 为网侧电压角频率; θ_s 为网侧电压初相角。在 HDT 的现有研究中,通常是让 u_{2k} 的参考电压相位与网侧电压同相位,因而在进入稳态之后,负载电压将与网侧电压保持同相位,于是有

$$\begin{cases} u_{2a} = \sqrt{2}U_{2PN}\sin(\omega t + \theta_s) \\ u_{2b} = \sqrt{2}U_{2PN}\sin(\omega t - 2\pi/3 + \theta_s) \\ u_{2c} = \sqrt{2}U_{2PN}\sin(\omega t + 2\pi/3 + \theta_s) \end{cases} \quad (2)$$

式中: U_{2PN} 为负载相电压额定值。

式(2)所示电压同相位补偿只是个特例。而更一般的情形可表述为

$$\begin{cases} u_{2a} = \sqrt{2}U_{2PN}\sin(\omega t + \theta_s - \delta) \\ u_{2b} = \sqrt{2}U_{2PN}\sin(\omega t - 2\pi/3 + \theta_s - \delta) \\ u_{2c} = \sqrt{2}U_{2PN}\sin(\omega t + 2\pi/3 + \theta_s - \delta) \end{cases} \quad (3)$$

式中: δ 为 HDT 网侧电压超前负载电压的相角,可称之为功角。

在 HDT 中,忽略 T_m 与 T_{se} 的激磁电流,则根据磁势平衡原理,可得

$$\begin{cases} N_3 \dot{I}_3 + N_1 \dot{I}_{Ps} \approx N_2 \dot{I}_2 \\ N_5 \dot{I}_{Ps} \approx N_4 \dot{I}_4 \end{cases} \quad (4)$$

式中: $\dot{I}_2$ 、 $\dot{I}_3$ 、 $\dot{I}_4$ 、 $\dot{I}_{Ps}$ 分别为 i_{2k} 、 i_{3k} 、 i_{4k} 、 i_{Psk} 的有效值相量; $N_1 \sim N_5$ 为 HDT 5 个绕组的匝数。由于只分析三相对称情况,因而可省略各三相相量的下标,后文出现的三相相量有效值也沿用此处的表示方式,不再区分相序。

为方便相量图设计,本文将电流及电压均归算到高压侧。具体而言,将 T_m 中的各变量归算至 W_{1k} 侧,而将 T_{se} 中的各变量归算至 W_{5k} 侧。于是式

(4)可转化为

$$\begin{cases} \dot{I}'_3 + \dot{I}_{ps} = \dot{I}'_2 \\ \dot{I}_{ps} = \dot{I}'_4 \end{cases} \quad (5)$$

式中: $\dot{I}'_2, \dot{I}'_3, \dot{I}'_4$ 为 $\dot{I}_2, \dot{I}_3, \dot{I}_4$ 的归算值, $\dot{I}'_2 = K_{21} \dot{I}_2$, $\dot{I}'_3 = K_{31} \dot{I}_3$,其中 $K_{21} = N_2/N_1$,表示 W_{2k} 与 W_{1k} 的变比, $K_{31} = N_3/N_1$,表示 W_{3k} 与 W_{1k} 的变比。不难得出, $K_{21} = 1/K_{12}, K_{31} = 1/K_{13}, K_{45} = 1/K_{54}$ 。

根据HDT的电路原理,可得

$$\dot{U}_s = \dot{U}_1 + \dot{U}_5 \quad (6)$$

将式(6)各电压归算至高压侧,从而可得

$$\dot{U}_s = \dot{U}'_2 + \dot{U}_5 \quad (7)$$

$$\dot{U}'_2 = K_{12} \dot{U}_2 \approx \dot{U}_1 \quad (8)$$

在式(6)与(8)中: $\dot{U}_s, \dot{U}_1, \dot{U}_2, \dot{U}_5$ 分别为 $u_{sk}, u_{1k}, u_{2k}, u_{5k}$ 的有效值相量。

HDT的基本运行要求是将网侧补偿为单位功率因数,而将负载电压控制为额定电压,因而 $\dot{U}_s$ 始终应与 $\dot{I}_{ps}$ 同相位,而 $\dot{U}'_2$ 的模始终应等于 $\dot{U}'_{2PN}$ ($\dot{U}'_{2PN}$ 为 U_{2PN} 的归算值, U_{2PN} 为 U_2 的额定值,而 U_2 为 u_{2k} 的有效值)。由于本文只讨论三相对称情形,此时,三相有效值相等,因而在本文中无需再用下标区分各相量及有效值。以负载电压为基准相量,即假设负载电压的相角为0,则根据式(5)、(7),可得HDT稳态运行工况下电压、电流的相量关系,如图2所示。

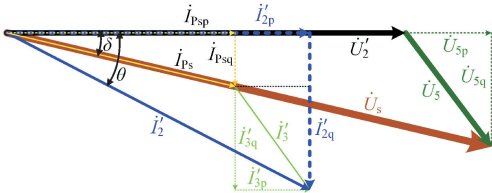


图2 HDT的相量关系

Fig. 2 Phasors diagram of HDT

图2中 δ 为前面定义的功角, θ 为负载电流超前负载电压的相角,因而负载功率因数角为 $-\theta$ 。图2中, $\dot{I}'_{2p}$ 和 $\dot{I}'_{2q}$ 分别为 $\dot{I}_2$ 有功和无功分量的归算值,而 $\dot{I}'_{3p}$ 和 $\dot{I}'_{3q}$ 分别为 $\dot{I}_3$ 的有功和无功电流分量的归算值,显然有

$$\begin{cases} \dot{I}'_{2p} = \dot{I}'_{psp} + \dot{I}'_{3p} \\ \dot{I}'_{2q} = \dot{I}'_{psq} + \dot{I}'_{3q} \end{cases} \quad (9)$$

3 功角及电压波动对损耗的影响规律

HDT在进入稳态工况之后, u_{2k} 被控制为幅值等于其额定电压(U_{2PN})的正弦波,此时 T_m 中 W_{1k} 的

额定电压 U_{1N} 近似与网侧额定电压 U_{sN} 相等(即 $U_{1N} = U_{sN}$)。另外,HDT从网侧输入的有功功率必然等于其负荷吸收的有功功率,因而有下式成立

$$U_s I_{ps} = U_{2PN} I_2 \cos \theta = U_{1N} I'_2 \cos \theta = U_{sN} I'_2 \cos \theta \quad (10)$$

式中: I_{ps} 为 i_{psk} 的有效值; I'_2 为 I_2 的折算值; U_{1N} 为绕组 W_{1k} 额定电压有效值,显然 $U_{1N} = K_{12} U_{2PN}$ 。

HDT在正常运行时, U_{sk} 往往会围绕其额定值 U_{sN} 上、下波动,从而有

$$U_s/U_{sN} = \epsilon + 1 \quad (11)$$

式中: ϵ 称为网侧电压波动系数。假设其绝对值最大为 $\epsilon_{\max}$,则有

$$-\epsilon_{\max} \leq \epsilon \leq \epsilon_{\max} \quad (12)$$

由式(10)、(11),可得

$$I_{ps} = I'_2 \cos \theta / (1 + \epsilon) \quad (13)$$

HDT在某个正常稳态工况下,二次绕组电流有效值 I'_2 、功率因数角($-\theta$)及网侧电压波动系数 ϵ 均是固定值,因而 I_{ps} 也是固定的。在图2中,根据余弦定理,可得

$$I'_3 = \sqrt{(I_{ps})^2 + (I'_2)^2 - 2I_{ps}I'_2 \cos(\theta - \delta)} \quad (14)$$

$$U_5 = \sqrt{(U_s)^2 + (U'_{2N})^2 - 2U_sU'_{2N} \cos \delta} \quad (15)$$

联立式(14)、(15)、(10)及(11),可得

$$I_3 = K_{23} I_2 \sqrt{1 + \left(\frac{\cos \theta}{\epsilon + 1}\right)^2 - 2 \frac{\cos \theta}{\epsilon + 1} \cos(\delta - \theta)} \quad (16)$$

$$U_5 = U_{sN} \sqrt{(1 + \epsilon)^2 + 1 - 2(1 + \epsilon) \cos \delta} \quad (17)$$

式(16)、(17)表明,在确定的稳态工况下(I_2, θ, ϵ 均是固定的), I_3 和 U_5 只由功角 δ 决定。由式(16)可以看出, $\delta - \theta$ 的绝对值越大, I_3 越大。

由式(17)不难看出, δ 的绝对值越大, U_5 越大。为清晰展示 I_3, U_5 的变化规律,这里根据表1所示的HDT基本参数,画出 $\theta = -30^\circ, I_2 = I_{2N}$ 时, I_3, U_5 随 δ 以及 ϵ 变化时的三维曲面,如图3所示。

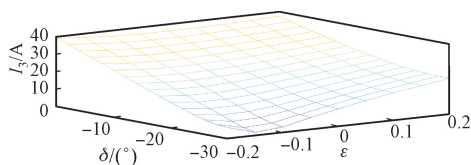
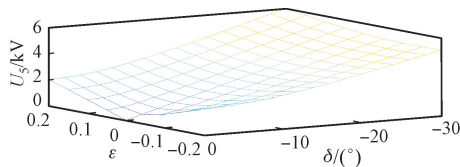
与传统配电变压器类似,HDT在运行过程中也会产生损耗,损耗总体包括铜耗与铁耗。其中,铁耗包括 T_m 的铁耗(记作 p_{T_m})和 T_{se} 的铁耗(记作 $p_{T_{se}}$);铜耗包括 W_{1k}, W_{5k} 所在回路的铜耗(记作 $p_{W_{15}}$)和 W_{2k} 所在回路的铜耗(记作 p_{W_2}),以及 W_{4k} 所在回路线路铜耗(记作 p_{W_4})和 W_{3k} 所在回路线路铜耗(记作 p_{W_3})。假设HDT的总损耗为 p ,于是

$$p = p_{w15} + p_{w4} + p_{w2} + p_{T_m} + p_{w3} + p_{T_{se}} \quad (18)$$

$$\begin{cases} p_{w15} = 3(r_1 + r_5)I_{Ps}^2; p_{w2} = 3r_2 I_2^2 \\ p_{w4} = 3(r_4 + R_t)I_4^2; p_{T_m} = 3U_1^2/R_{m1} \\ p_{w3} = 3(r_3 + R_p)I_3^2; p_{T_{se}} = 3U_5^2/R_{m2} \end{cases} \quad (19)$$

式中: r_1, r_2, r_3, r_4, r_5 为 $W_{1k}, W_{2k}, W_{3k}, W_{4k}, W_{5k}$ 的绕线电阻; R_p, R_t 为 CV_p, CV_t 的集中等效电阻; R_{m1}, R_{m2} 表示 T_m, T_{se} 的激磁电阻。

式(19)根据变压器损耗理论得来。具体而言,变压器的铁耗与变压器端电压的平方成正比,而铜耗则与导线电流平方成正比。在确定的稳态工况下, $I_2, I_{Ps}, I_4, U_s, U_2$ 均是确定的,因而 $p_{w15}, p_{w2}, p_{w4}, p_{T_m}$ 是近似固定的。但是,由式(16)及式(17)可知, I_3, U_5 并不是固定的,这就意味着 p_{w3} 和 $p_{T_{se}}$ 是有待优化的。

(a) I_3 (b) U_5 图 3 I_3 及 U_5 随 δ 及 ϵ 的变化规律Fig. 3 Varing trend of I_3 and U_5 versus δ and ϵ

4 HDT 的运行模式分析

由式(16)可知,当 $\delta = \theta$ 时, I_3 取得最小值,即负载电流与网侧电压同相位, p_{w3} 将达到最小值,此时 HDT 的相量图如图 4 所示。

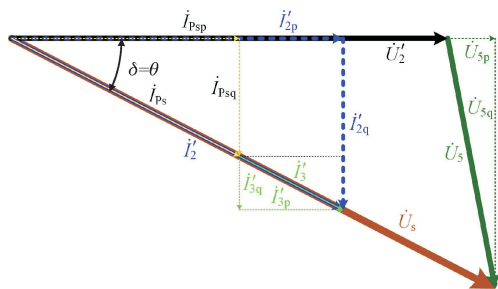


图 4 电流同相位模式下 HDT 的相量关系

Fig. 4 Phasors diagram of HDT in the in-phase current mode

从图 4 容易看出,当 $\delta = \theta$ 时, I'_3, I'_2, I'_{Ps} 是共线

的,因而将 HDT 的这种运行模式称之为电流同相位模式。显然,在电流同相位模式下,可推得如下关系

$$I_3 = K_{23} I_2 \left| 1 - \frac{\cos \theta}{\epsilon + 1} \right| \quad (20)$$

$$U_5 = U_{sN} \sqrt{(1 + \epsilon - \cos \theta)^2 + 1 - \cos^2 \theta} \quad (21)$$

理论上讲, $|\delta|$ 是允许大于 $|\theta|$ 的。但从图 4 和式(17)不难看出,当 $|\delta| > |\theta|$ 时,不仅 U_5 会变大,而且 I_3 也会偏离最小值,这必然会增大 p_{w3} ,因此本文限定 $|\delta|$ 最大等于 $|\theta|$ 。显然,当 $\delta = \theta$ 时,虽然 I_3 是最小的,但 U_5 却会达到最大值。

另一方面,由式(17)可知,当 $\delta = 0$ 时, U_5 取得最小值,即功角为 0 时, $p_{T_{se}}$ 将达到最小值。此时 HDT 的相量图如图 5 所示。

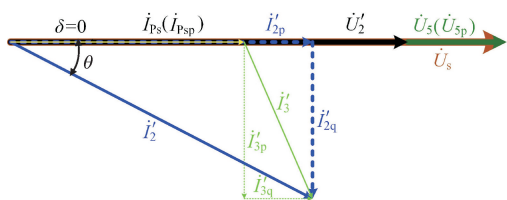


图 5 电压同相位模式下 HDT 的相量关系

Fig. 5 Phasors diagram of HDT in the in-phase voltage mode

从图 5 容易看出,当 $\delta = 0$ 时, $\dot{U}'_2, \dot{U}_5, \dot{U}_s$ 是共线的,因而将 HDT 的这种运行模式称之为电压同相位模式。显然,在电压同相位模式下,可得出如下关系

$$U_5 = |\epsilon| U_{sN} \quad (22)$$

$$I_3 = K_{23} I_2 \sqrt{\left(\frac{\epsilon}{\epsilon + 1} \right)^2 \cos^2 \theta + \sin^2 \theta} \quad (23)$$

理论上讲, δ 允许超过 0 而取正值,但此时不仅 U_5 会偏离最小值,而且 I_3 也会进一步变大,在实际中也不利于减小损耗,因此 δ 的最大值为 0。于是可以得出关于 δ 的一个基本约束

$$\theta \leq \delta \leq 0 \quad (24)$$

电压同相位模式与电流同相位模式是 HDT 的两种特殊运行模式。前者能使 $p_{T_{se}}$ 达到最小,但 p_{w3} 却会达到最大;而后者能使 p_{w3} 达到最小,但却会使 $p_{T_{se}}$ 达到最大。若先不考虑功角的约束范围,则必然存在一个 δ_N (极点功角),当 $\delta = \delta_N$ 时, $p_{w3} + p_{T_{se}}$ 整体达到最小。本文将 $\delta = \delta_N$ 这种模式称之为 HDT 的最小损耗模式。

由前文分析可知, $p_{w15}, p_{w2}, p_{w4}, p_{T_m}$ 是固定的,因而在式(18)中,可不再包含这 4 项,从而将目标函数设为 p_x ,综合前文关于式(19)的分析可知, p_x 只

包含 HDT 损耗的可变部分,因而可称之为可变损耗,从而有

$$p_x = p_{w3} + p_{T_{se}} = 3(r_3 + R_p)K_{23}^2 I_2^2 \left[1 + \left(\frac{\cos \theta}{\epsilon + 1} \right)^2 - 2 \frac{\cos \theta}{\epsilon + 1} \cos(\delta - \theta) \right] + \frac{3U_{sN}^2 [(1 + \epsilon)^2 + 1 - 2(1 + \epsilon) \cos \delta]}{R_{m2}} \quad (25)$$

令 $dp_x/d\delta=0$,可推出 δ_N 的计算公式如下

$$\delta_N = \arctan \frac{\tan \theta}{1 + [(\epsilon + 1)U_{sN}]^2 / [R_{m2}(r_3 + R_p)(K_{23}I_2 \cos \theta)^2]} \quad (26)$$

这里仍基于表 1 所示的仿真参数,画出 $\theta = -30^\circ$ 且 $I_2 = I_{2N}$ 时, p_{w3} 、 $p_{T_{se}}$ 、 p_x 随 δ 及 ϵ 的变换曲面,如图 6 所示。

由式(26)可知, δ_N 与 HDT 所带负荷、功率因数、网侧电压波动及 HDT 本身的电阻参数密切相关。这里仍基于后文表 1 的仿真参数,分别画出 $I_2 = I_{2N}$ 时, δ_N 随 θ 和 ϵ 的变化曲面,以及 $\epsilon = 1$ 时, δ_N 随 θ 及 I_2 的变化曲面,具体如图 7 所示。

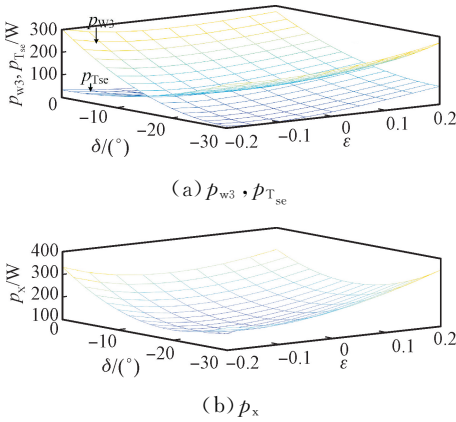


图 6 各类损耗(p_{w3} 、 $p_{T_{se}}$ 及 p_x)关于 δ 和 ϵ 的变化规律

Fig. 6 Varying trend of loss (p_{w3} 、 $p_{T_{se}}$ and p_x) versus δ and ϵ

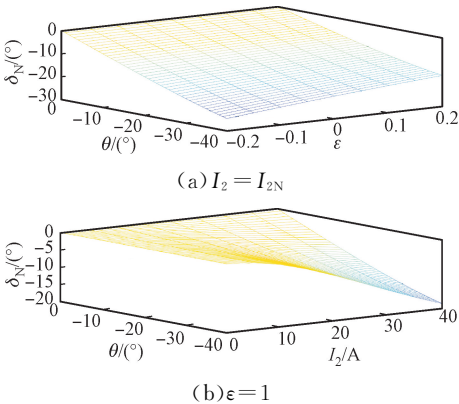


图 7 δ_N 随 θ 及 I_2 的变化规律

Fig. 7 Varying trend of δ_N versus θ and I_2

考虑几种特殊工况, $\theta=0$ 、 $I_2=0$ 或 $r_3 + R_p$ 接近于 0,此时由式(26)容易算出, $\delta_N=0$,这意味着在 HDT 带纯阻性负荷、HDT 空载及 CV_p 所在回路线路电阻很小的情形下,电压同相位模式便是 HDT 的损耗最小模式。当 I_2 不为 0,且 R_m 很大时,由式(26)容易算出, $\delta_N \approx \theta$,这意味着当 T_{se} 的铁耗小到可以忽略,且 HDT 带重载感性负荷运行时,电流同相位模式便是 HDT 的损耗最小模式。

5 HDT 最小损耗模式的实现过程

以上关于最小损耗模式的分析均是在 $(\theta \leq \delta \leq 0)$ 的约束下进行。事实上, HDT 在正常运行工况下,还需要受到如下的约束

$$|U_5| \leq U_{5N} \quad (27)$$

$$|I_3| \leq I_{3N} \quad (28)$$

式中: U_{5N} 为 T_{se} 的额定电压(W_{5k} 侧); I_{3N} 为 W_{3k} 及 CV_p 所在回路的额定电流。

显然,当 ϵ 处于极限工况时, HDT 只能按电压同相位模式运行;而且由式(16)与式(23)可知,在固定的工况下, HDT 以电压同相位模式运行时, I_3 总比 δ 取其他值时要小。因此,式(28)其实总是可以满足的,由于真正起约束作用的是式(27),于是这里进一步导出如下关于 δ 的约束

$$\begin{cases} \delta \geq \delta_m \\ \delta_m = -\arccos[1 + (\epsilon^2 - \epsilon_{\max}^2)/2(1 + \epsilon)] \end{cases} \quad (29)$$

式中: δ_m 为功角极限。基于给定的仿真参数,可画出 δ_m 随 ϵ 的变化曲线,如图 8 所示。

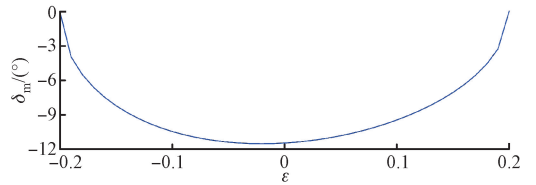


图 8 δ_m 随 ϵ 的变化曲线

Fig. 8 Varying trend of δ_m versus ϵ

结合式(24),便可得出 δ 的取值范围如下

$$\begin{cases} \delta_L \leq \delta \leq 0 \\ \delta_L = \max(\delta_m, \theta) \end{cases} \quad (30)$$

式中: δ_L 为功角下限。显然,在确定的工况下, p_x 如果不在 δ_N 处取得最小值,则必然在 δ_L 处取得最小值。设使 p_x 达到最小的功角为 δ_x ,显然有

$$\delta_x = \max(\delta_L, \delta_N) \quad (31)$$

得到 δ_x 后,可进一步给出前文所述 HDT 负载电压控制系统的参考信号,具体为 $u_{2dref} = \sqrt{2}U_{2PN} \cos \delta_x$ 、

$u_{2\text{qref}} = \sqrt{2}U_{2\text{PN}} \sin \delta_{\text{x}}, u_{20\text{ref}} = 0$; 然而要计算 δ_{x} , 还需检测出二次绕组电流有效值、功率因数角及网侧电

压波动系数, 相应的计算过程如图 9 所示, 图中 $T_{\text{s/r}}$ 为坐标变换矩阵, PLL 为锁相环。

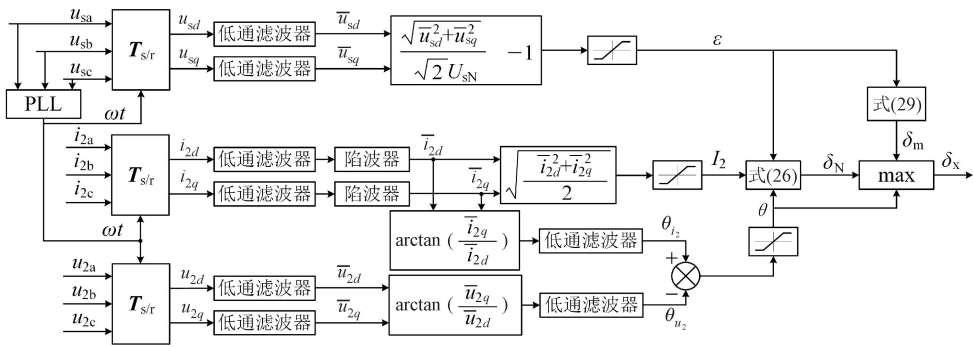


图 9 HDT 最优功角计算流程

Fig. 9 Calculation process of the optimized power angle of HDT

6 仿真分析

为验证以上 HDT 功角优化策略的有效性, 开展以下仿真研究, 主要的仿真参数如表 1 所示, 而仿真时所采用的负载电路拓扑如图 10 所示。

表 1 HDT 仿真运行时的参数

Table 1 Parameters used in the simulation of HDT

参数	数值	参数	数值	参数	数值
$U_{1\text{N}}/\text{kV}$	10	$U_{2\text{PN}}/\text{V}$	231	$U_{3\text{PN}}/\text{V}$	140
$U_{4\text{PN}}/\text{V}$	150	$U_{5\text{N}}/\text{V}$	2 500	f_0/Hz	50
$I_{1\text{PN}}/\text{A}$	1.25	$I_{2\text{N}}/\text{A}$	43.30	$I_{3\text{N}}/\text{A}$	37.38
$I_{4\text{N}}/\text{A}$	20.49	$I_{5\text{PN}}/\text{A}$	1.25	$\omega/(\text{rad} \cdot \text{s}^{-1})$	100π

此外, 各负载元件的仿真参数也直接标注于图 10 中。其中: ①为 HDT 自带的 RC 滤波支路, 可看做一个小容性负载; ①、②、③为线性负载, 且①与③为阻感负载, ②为纯阻性负载; ④为带电阻负载的全桥不控整流负载。

仿真时, HDT 的网侧电压及负载电流的波形如图 11 所示。具体而言, 在 $t=0.2\text{ s}$, S_1 闭合, 负载②投入, 因而 $i_{2\text{a}}, i_{2\text{b}}, i_{2\text{c}}$ 增大; 在 $t=0.4\text{ s}$, S_2 闭合, 负载③投入, 因而 $i_{2\text{a}}, i_{2\text{b}}, i_{2\text{c}}$ 进一步增大; 在 $t=0.6\text{ s}$, u_{sk} 由 U_{sN} 突降为 $80\%U_{\text{sN}}$; 在 $t=0.8\text{ s}$, u_{sk} 由 $80\%U_{\text{sN}}$ 突升为 $120\%U_{\text{sN}}$ 。

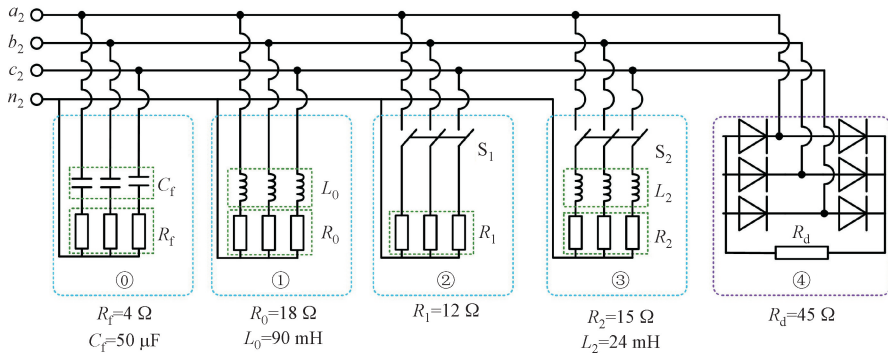


图 10 负载电路拓扑、仿真负载参数及开关配置

Fig. 10 Circuit diagram, simulation parameters and the equipped switches of the supplied load

与图 10、图 11 相对应, 基于图 9 给出的算法, 可实现本节提出的最小损耗模式, 相应的 $I_2, \epsilon, \theta, \delta_{\text{N}}, \delta_{\text{m}}, \delta_{\text{x}}$ 的波形如图 12 所示。

图 12 中的 I_2, ϵ, θ 能直观反映负荷有效值、网侧

电压波动及负荷功率因数角的变化规律, 而且其暂态过程均比较平滑, 这得益于图 9 中的低通滤波器。由于切换无需过快的响应速度, 因而滤波器带来的延迟是允许的。

图 13 给出了最小损耗模式下网侧电流 i_{Psk} 与负载电压 u_{2k} 的波形。显然,在最小损耗模式下,HDT 的负载电压仍是稳定的,只是其过零点会出现一定程度的偏移,这便是实现最小损耗模式所需的功角。

图 14 比较了电压同相位模式、电流同相位模式与最小损耗模式下可变损耗 p_x 基频周期平均值(记作 $\bar{p}_x$)的变化曲线。从图 14 可以看到,无论网侧电

压欠压、过压,还是负荷变化,HDT 的负载电压总能稳定在额定值,网侧电流总能保持正弦波,HDT 的一、二次侧满足功率平衡关系,从而充分验证了前文所述 HDT 控制功能的有效性。

此外,在 $\varepsilon = 0$ 时,最小损耗模式下的 $\bar{p}_x$ 均要小于电压同相位模式及电流同相位模式下的 $\bar{p}_x$,这说明本文所提出的功角优化策略是有效的。

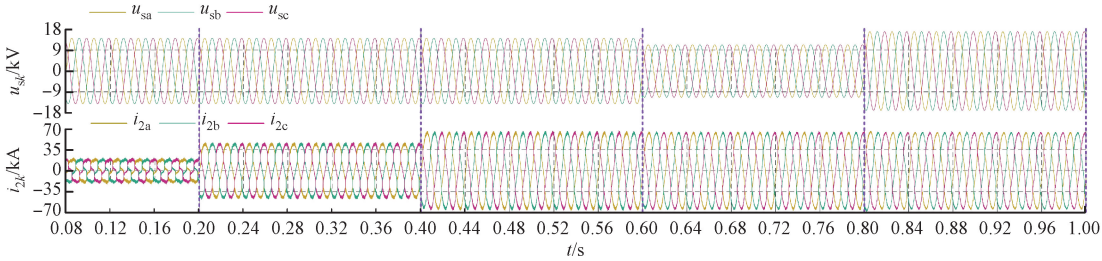


图 11 HDT 运行工况
Fig. 11 Operating conditions of HDT

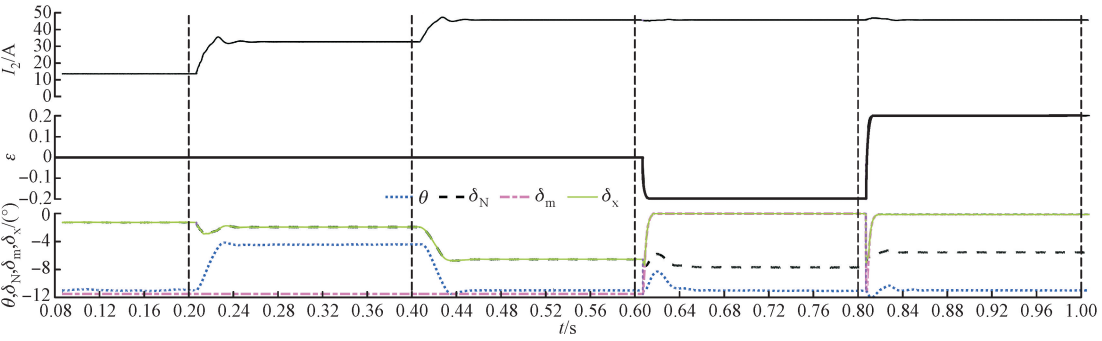


图 12 最小损耗模式下 I_2 、 ε 、 θ 、 δ_N 、 δ_m 、 δ_x 的波形
Fig. 12 Waveforms of I_2 , ε , θ , δ_N , δ_m and δ_x in minimum loss mode of HDT

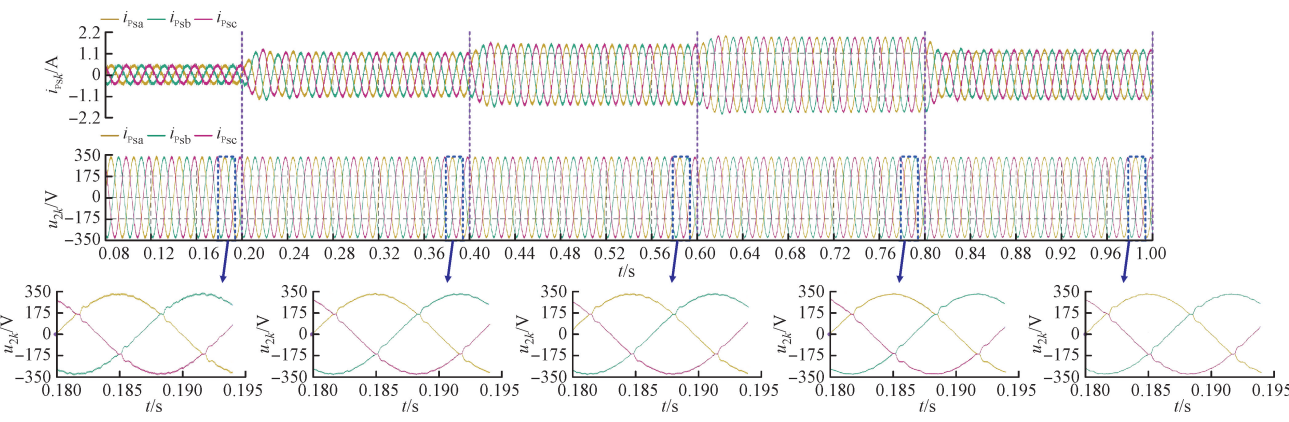


图 13 最小损耗模式下 i_{Psk} 与 u_{2k} 的波形
Fig. 13 Waveforms of i_{Psk} and u_{2k} in the minimum loss mode of HDT

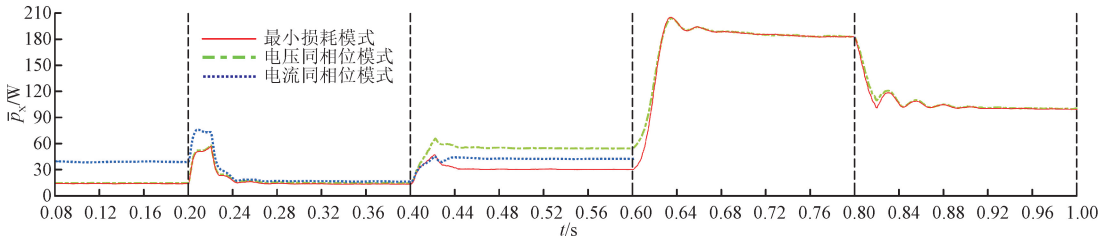


图 14 3 种模式下可变损耗平均值的对比情况
Fig. 14 Mean values comparison of p_x in the three modes

需要指出的是,在 $t=0.2\text{ s}$ 之前,HDT 轻载运行,此时电压同相位模式下的可变损耗明显小于电流同相位模式。从图 12 与图 13 可以看出,此时功角接近于 0,电压同相位模式更接近于最小损耗模式。相比电流同相位模式,最小损耗模式能将可变损耗减小大约 60%,从而证实,轻载宜采用电压同相位模式运行。

在 $0.4\sim 0.6\text{ s}$,HDT 按额定负载运行,从图 14 可以看出,此时电压同相位模式的损耗明显大于电流同相位模式,电流同相位模式更接近于最小损耗模式。此时,相比电压同相位模式,最小损耗模式能将可变损耗减小大约 46%。

在 $t=0.6\text{ s}$ 之后, ϵ 分别达到 -0.2 和 0.2 的极限,按图 8 所述,此时的 HDT 只能以电压同相位模式运行,电压同相位模式就是最小损耗模式。因而,图 14 不再展示电流同相位模式的损耗数据。

此外,结合图 11、图 13 及图 14 可以看到,在极限欠压工况下, $\bar{p}_x$ 更大。这是因为,为保持有功平衡,网侧电压欠压波动时, W_{3k} 会额外补偿有功电流,导致铜耗增大,从而使损耗明显增大。

7 实验验证

为进一步验证所提出的功角优化控制策略的有效性,搭建了如图 15 所示的 HDT 小功率实验平台。

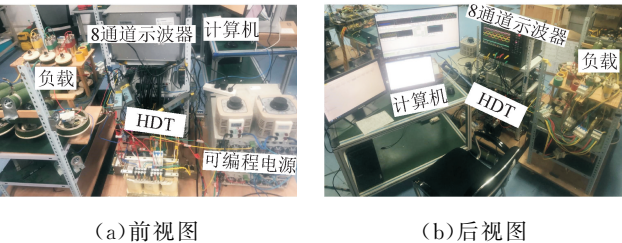


图 15 HDT 实验平台

Fig. 15 Experimental prototype for HDT

该实验平台基于 Despace_MicroLabBox_ds1202 构建控制系统核心,能验证 HDT 各类控制功能。

其中,网侧电压采用三相可编程电源进行模拟,负载为自行搭建的纯阻性、阻感性及不控整流负载,其电路拓扑与仿真电路拓扑一致,仍如图 10 所示,各负载元件及实验平台的主要参数则如表 2 所示。

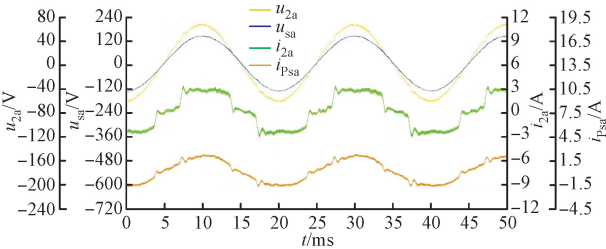
表 2 实验平台的关键参数

Table 2 Key parameters of the experimental prototype

参数	数值	参数	数值
K_{12}	2.277 8	K_{13}	5.857 1
U_D/V	80	$C_D/\mu\text{F}$	1×10^4
R_0/Ω	20	L_0/mH	100
R_1/Ω	50	R_d/Ω	60
K_{45}	1	$C_f/\mu\text{F}$	50
f_0/Hz	50	R_f/Ω	4
R_2/Ω	25	L_2/mH	25

在本次测试中,HDT 网侧相电压 u_{sk} 的额定值设定为 100 V。因此,负载电压 u_{2k} 的额定值约为 44 V,而 u_{sk} 的幅值在额定值的 80%~120% 间波动。通过空载实验测得本实验平台中 T_{se} 的等效激磁电阻 R_{m2} 约为 136 Ω ,利用阻抗分析仪 UC750S 测得 W_{3k} 所在回路的集中等效电阻约为 0.5 Ω 。

在所搭建的 HDT 实验平台上实现图 9 所示的功角优化策略,并开展实验验证。从中测得 5 种工况下 HDT 按不同模式运行时 u_{sa} 、 u_{2a} 、 i_{2a} 及 i_{psa} 的实时波形,具体实验结果如图 16~图 20 所示。需要说明的是,除了负载元件参数差异,实验中的 5 种工况与仿真完全对应。



(a) 最小损耗模式

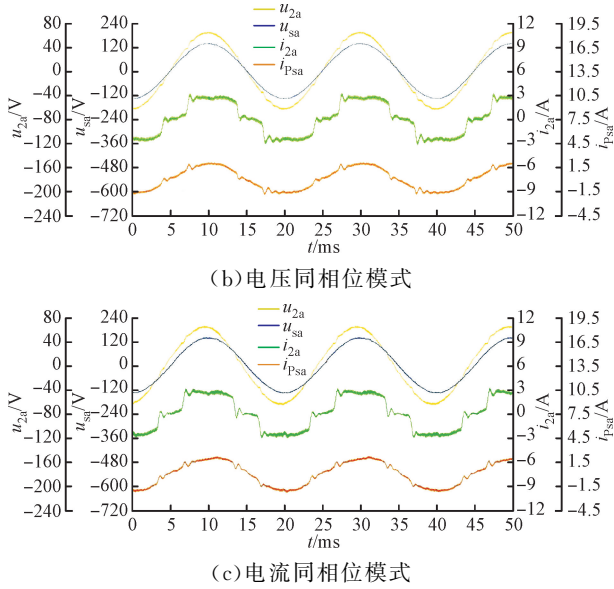


图 16 轻载工况下的实验波形 (u_{sk} 保持额定, S_1 与 S_2 保持断开)

Fig. 16 Waveforms in the low load condition (u_{sk} keeps its rated value, S_1 and S_2 keep disconnected)

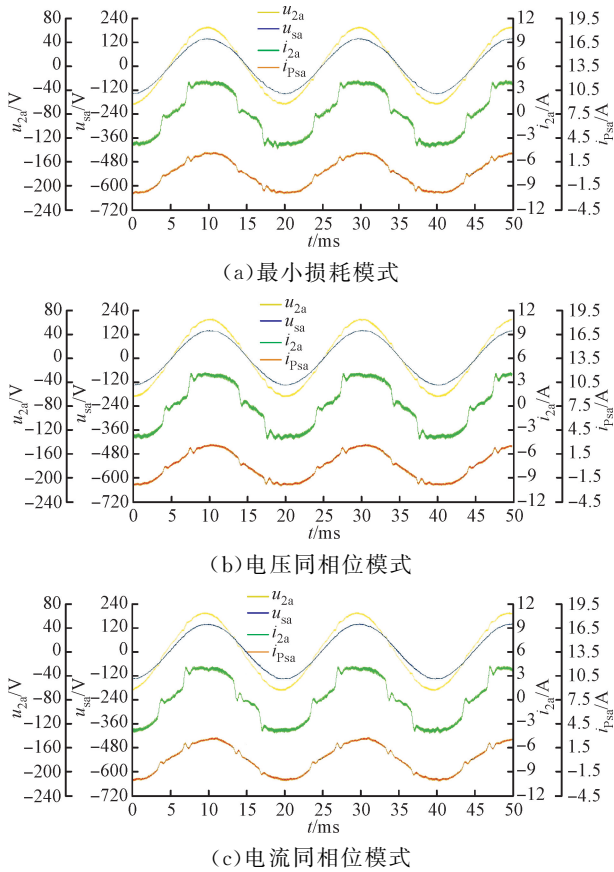


图 17 部分额定负载工况下的实验波形 (u_{sk} 保持额定, S_1 保持闭合, S_2 保持断开)

Fig. 17 Waveforms in the partial rated load condition (u_{sk} keeps its rated value, S_1 keeps closed, while S_2 still keeps disconnected)

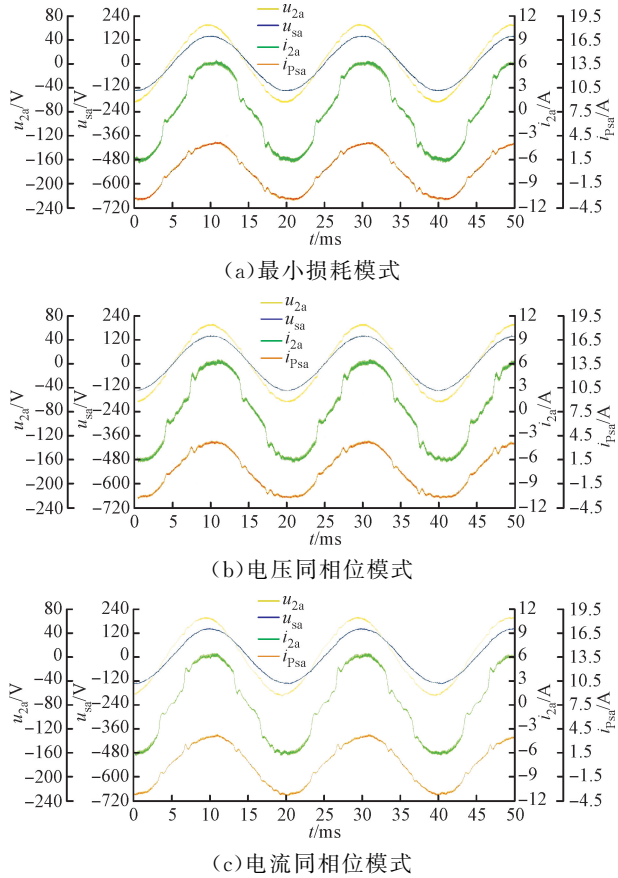


图 18 额定负载工况下的实验波形 (u_{sk} 保持额定, S_1 与 S_2 保持闭合)

Fig. 18 Waveforms in the rated load condition (u_{sk} keeps its rated value, S_1 and S_2 keep closed)

在图 16~18 中,电压波动系数 ϵ 始终保持为 0 (网侧电压保持额定),功角极限 δ_m 为 -11.5° ,轻载、部分额定负载、额定负载下的负载功率因数角 ($-\theta$) 依次约为 9.6° 、 6.5° 、 10.7° 。对图 16、图 17 及图 18 所示实验结果进一步处理,可测得可变损耗 p_x 的平均值 $\bar{p}_x$ 及功角 δ ,其中 $\bar{p}_x$ 利用 Dspace 在线运算得出,具体结果如表 3 所示。

表 3 不同负载工况下(网侧电压保持额定)HDT 的 δ 及 $\bar{p}_x$ 实验结果

Table 3 Experimental results of δ and $\bar{p}_x$ of HDT in different load conditions (the grid side voltages keep their rated value)

负载	最小损耗模式		电压同相位模式		电流同相位模式	
	$\delta/(\circ)$	$\bar{p}_x/\text{W}$	$\delta/(\circ)$	$\bar{p}_x/\text{W}$	$\delta/(\circ)$	$\bar{p}_x/\text{W}$
轻载	-1.8	10.5	0	12.7	-9.5	18.1
部分额定负载	-2.4	11.3	0	12.8	-6.5	14.9
额定负载	-6.5	20.3	0	32.4	-10.7	23.9

从表 3 可以看出,与仿真结果类似,无论何种工况,电压同相位模式与电流同相位模式下的 $\bar{p}_x$ 均略高于最小损耗模式下的 $\bar{p}_x$,这进一步验证了最小损耗模式的优越性。此外,负载越轻,电压同相位模式的损耗更接近最小损耗模式,此时相比电流同相位模式,最小损耗模式能将 $\bar{p}_x$ 减小大约 42%。随着负载变大,电流同相位模式更接近最小损耗模式,此时相比电压同相位模式,最小损耗模式能将 $\bar{p}_x$ 减小大约 37%。

图 19 及图 20 所示为网侧电压极限波动工况下的实验结果。由于此时 $\delta_m=0$,HDT 只能按照电压同相位模式运行,因而 u_{sa} 与 u_{2a} 始终是同相位的。

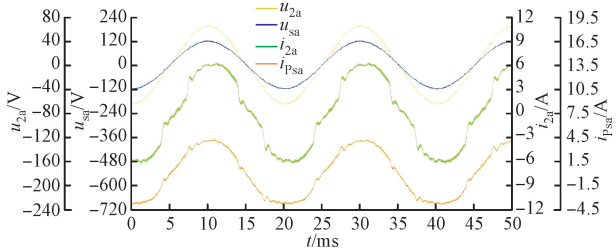


图 19 极限欠压工况下的实验波形 (u_{sk} 保持 80% U_{sN} , S_1 与 S_2 保持闭合)

Fig. 19 Waveforms in the maximum sag grid voltage condition (u_{sk} keeps its 80% rated value, S_1 and S_2 keep closed)

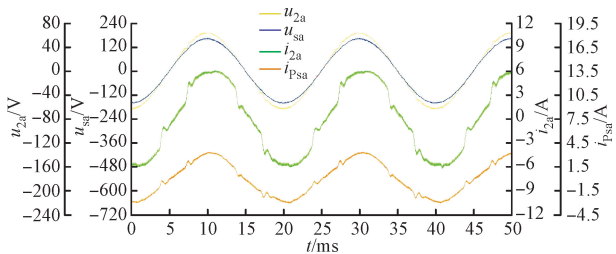


图 20 极限过压工况下的实验波形 (u_{sk} 保持 120% U_{sN} , S_1 与 S_2 保持闭合)

Fig. 20 Waveforms in the maximum swell grid voltage condition (u_{sk} keeps its 120% rated value, S_1 and S_2 keep closed)

在上述极限欠压与过压工况下,可进一步测得的 $\bar{p}_x$ 及 δ 如表 4 所示,从中可以看到,在欠压时, $\bar{p}_x$ 达到最大。由于此时 HDT 只能按照电压同相位模式运行,因而 δ 始终为 0° ,这与仿真情况也比较吻合,从而进一步验证了本文理论分析的正确性。

表 4 HDT 在两种工况下(额定负载)运行时的 δ 及 $\bar{p}_x$ 实验结果

Table 4 Experimental results of δ and $\bar{p}_x$ of HDT in two conditions

工况	$\delta/(^\circ)$	$\bar{p}_x/W$
80% U_{sN}	0	73.2
120% U_{sN}	0	29.8

8 结 论

本文建立了 HDT 电压及电流的相量关系,导出了补偿电流、补偿电压、隔离变压器铁耗、辅助绕组回路铜耗与 HDT 功角、负荷、功率因数角、网侧电压波动系数的函数关系,进而导出了实现最小损耗的最优功角解析公式。在此基础上,提出了一种实现 HDT 损耗最小的功角优化控制策略,获得的相关结论如下。

(1)电压同相位控制能使补偿电压最小、但会使补偿电流最大,而电流同相位控制虽能使补偿电流最小、但会补偿电压最大,实现 HDT 最小损耗的功角往往在两种同相位模式之间获得。

(2)采用所提出的功角优化控制策略,HDT 能在实现网侧电流正弦对称单位功率因数控制及负载电压对称稳定控制的基础上,获得最小损耗。

参考文献:

[1] HUBER J E, KOLAR J W. Applicability of solid-state transformers in today's and future distribution grids [J]. IEEE Transactions on Smart Grid, 2019, 10(1): 317-326.

[2] CERVERO D, FOTOPOULOU M, MUÑOZ-CRUZADO J, et al. Solid state transformers: a critical review of projects with relevant prototypes and demonstrators [J]. Electronics, 2023, 12(4): 931.

[3] 吕知彼,裴雪军,王朝亮,等. 基于柔性多状态开关的配电网电压波动越限抑制方法 [J]. 电力系统自动化, 2019, 43(12): 150-157.

LÜ Zhibi, PEI Xuejun, WANG Zhaoliang, et al. A voltage over-limit suppression method based on soft normally-open point in distribution network [J]. Automation of Electric Power Systems, 2019, 43(12): 150-157.

[4] 窦晓波,常莉敏,倪春花,等. 面向分布式光伏虚拟集群的有源配电网多级调控 [J]. 电力系统自动化, 2018, 42(3): 21-31.

DOU Xiaobo, CHANG Limin, NI Chunhua, et al.

- Multi-level dispatching and control of active distribution network for virtual cluster of distributed photovoltaic [J]. Automation of Electric Power Systems, 2018, 42(3): 21-31.
- [5] 王洁, 吴江, 黄越辉, 等. 采用分布式算法的多区域电网风-光-储容量优化配置 [J]. 西安交通大学学报, 2023, 57(1): 15-24.
- WANG Jie, WU Jiang, HUANG Yuehui, et al. Optimal allocation of wind-photovoltaic-storage capacity in multi-area power grid based on distributed algorithm [J]. Journal of Xi'an Jiaotong University, 2023, 57(1): 15-24.
- [6] 马艺玮, 杨苹, 吴捷. 含多分布式电源独立微电网的混合控制策略 [J]. 电力系统自动化, 2015, 39(11): 103-109.
- MA Yiwei, YANG Ping, WU Jie. Hybrid control strategy of islanded microgrid with numerous distributed generators [J]. Automation of Electric Power Systems, 2015, 39(11): 103-109.
- [7] 索江镭, 胡志坚, 刘宇凯, 等. 大规模光伏发电并网对互联电力系统阻尼特性的影响及其阻尼控制策略 [J]. 西安交通大学学报, 2015, 49(2): 99-105.
- SUO Jianglei, HU Zhijian, LIU Yukai, et al. Influence of large-scale photovoltaic system integration on damping characteristics of interconnected grid and damping control [J]. Journal of Xi'an Jiaotong University, 2015, 49(2): 99-105.
- [8] ZHANG Lishi, LIU Yibin, LIANG Deliang, et al. Local and remote cooperative control of hybrid distribution transformers integrating photovoltaics in active distribution networks [J]. IEEE Transactions on Sustainable Energy, 2022, 13(4): 2012-2026.
- [9] 孙浩锋, 章健, 熊壮壮, 等. 含风光储联合发电系统的主动配电网无功优化 [J]. 电测与仪表, 2023, 60(2): 104-110.
- SUN Haofeng, ZHANG Jian, XIONG Zhuangzhuang, et al. Reactive power optimization of active distribution network with wind-photovoltaic-energy storage hybrid generation system [J]. Electrical Measurement & Instrumentation, 2023, 60(2): 104-110.
- [10] 汤建, 邹志翔, 刘星琪, 等. 基于电力电子变压器的逆变器并网系统建模、稳定性分析及控制 [J]. 电网技术, 2021, 45(11): 4224-4232.
- TANG Jian, ZOU Zhixiang, LIU Xingqi, et al. Modeling, stability analysis and control of grid-connected inverter system using power electronics transformer [J]. Power System Technology, 2021, 45(11): 4224-4232.
- [11] 林霖, 裴忠晨, 蔡国伟, 等. 基于电力电子变压器的中压直流互联配电网协调控制方法 [J]. 电力系统自动化, 2021, 45(8): 51-59.
- LIN Lin, PEI Zhongchen, CAI Guowei, et al. Coordinated control method for medium-voltage DC interconnected distribution network based on power electronic transformer [J]. Automation of Electric Power Systems, 2021, 45(8): 51-59.
- [12] 梁得亮, 柳铁彬, 寇鹏, 等. 智能配电变压器发展趋势分析 [J]. 电力系统自动化, 2020, 44(7): 1-14.
- LIANG Deliang, LIU Yibin, KOU Peng, et al. Analysis of development trend for intelligent distribution transformer [J]. Automation of Electric Power Systems, 2020, 44(7): 1-14.
- [13] 邵成成, 王锡凡, 王秀丽, 等. 主动配电系统与主网的有功协调 [J]. 西安交通大学学报, 2014, 48(11): 58-63.
- SHAO Chengcheng, WANG Xifan, WANG Xiuli, et al. Real power coordination between active distribution systems and main grid [J]. Journal of Xi'an Jiaotong University, 2014, 48(11): 58-63.
- [14] 柳铁彬, 梁得亮, 王宇珩, 等. 混合式配电变压器的动态模型与内环控制系统 [J]. 电工技术学报, 2021, 36(7): 1537-1546.
- LIU Yibin, LIANG Deliang, WANG Yuhang, et al. Dynamic model and inner loop control system of hybrid distribution transformer [J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2021, 36(7): 1537-1546.
- [15] LIU Yibin, LIANG Deliang, KOU Peng, et al. Compound control system of hybrid distribution transformer [J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 2020, 56(6): 6360-6373.
- [16] LIU Yibin, ZHANG Lishi, LIANG Deliang, et al. Quasi-proportional-resonant control for the hybrid distribution transformer with LCL-type converters [J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 2022, 58(5): 6368-6385.
- [17] LIU Yibin, LIANG Deliang, WANG Yuheng, et al. Power flow analysis and DC-link voltage control of hybrid distribution transformer [J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2021, 36(11): 12579-12595.
- [18] KOU Peng, LIANG Deliang, GAO Rong, et al. Decentralized model predictive control of hybrid distribution transformers for voltage regulation in active distribution networks [J]. IEEE Transactions on Sustainable Energy, 2020, 11(4): 2189-2200.
- [19] 别朝红, 潘超琼, 陈叶, 等. 能源转型下新能源电力系统概率风险评估 [J]. 西安交通大学学报, 2021, 55

- (7): 1-11.
- BIE Zhaohong, PAN Chaoqiong, CHEN Ye, et al. Probabilistic risk assessment of new energy power system in the context of energy transition: a review [J]. Journal of Xi'an Jiaotong University, 2021, 55(7): 1-11.
- [20] 马茜, 王文立, 许倩. 储能式统一电能质量控制器负载电压全补偿容量配置策略 [J]. 电力系统自动化, 2019, 43(20): 90-96.
- MA Qian, WANG Wenli, XU Qian. Capacity allocation strategy for full compensation of load voltage in unified power quality controller with energy storage [J]. Automation of Electric Power Systems, 2019, 43(20): 90-96.
- [21] LAKSHMI S, GANGULY S. An on-line operational optimization approach for open unified power quality conditioner for energy loss minimization of distribution networks [J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2019, 34(6): 4784-4795.
- [22] MELIN P E, ESPINOZA J R, MORAN L A, et al. Analysis, design and control of a unified power-quality conditioner based on a current-source topology [J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2012, 27(4): 1727-1736.
- [23] MUNOZ J A, ESPINOZA J R, MORAN L A, et al. Design of a modular UPQC configuration integrating a components economical analysis [J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2009, 24(4): 1763-1772.
- [24] KHADKIKAR V. Fixed and variable power angle control methods for unified power quality conditioner: operation, control and impact assessment on shunt and series inverter kVA loadings [J]. IET Power Electronics, 2013, 6(7): 1299-1307.
- [25] PATEL A, YADAV S K, MATHUR H D. Utilizing UPQC-DG to export reactive power to grid with power angle control method [J]. Electric Power Systems Research, 2022, 209: 107944.

(编辑 杜秀杰)