

双馈抽水蓄能机组用中点箝位式三电平变流器 损耗与结温分布

李 辉¹, 宋二兵¹, 刘海涛¹, 白鹏飞¹, 黄樟坚¹, 骆 林², 黄智欣²

(1. 重庆大学 输配电装备及系统安全与新技术国家重点实验室, 重庆 400044;

2. 东方电气集团东方电机有限公司, 四川 德阳 618000)

摘要:针对双馈抽水蓄能机组(DFPSU)运行工况转换频繁,分析不同运行工况下中点箝位式(NPC)三电平变流器功率器件损耗及结温分布。基于DFPSU运行特点,以机侧变流器单相桥臂功率模块为例,研究了不同运行工况下各个功率器件开关动作和电流通路,理论上分析了器件损耗分布不均现象;基于功率器件导通损耗和开关损耗计算模型,建立其热网络等效电路和结温计算模型,考虑DFPSU控制策略,并基于PLECS平台建立了NPC三电平变流器功率器件电热耦合仿真模型;对机组在发电、电动和调相运行工况下的器件损耗和结温分布进行仿真。理论分析与仿真结果表明,不同运行工况下器件损耗不同,变流器中间位置的主开关和箝位二极管的损耗和平均结温最大,且机组在同步转速点附近器件结温波动最大。

关键词:双馈抽水蓄能机组;NPC三电平变流器;损耗;结温分布;运行工况

中图分类号:TM 346;TM 46

文献标识码:A

DOI:10.16081/j.issn.1006-6047.2018.02.007

0 引言

由于双馈感应电动机(DFIM)具有变速恒频及其功率能够解耦的优点,基于双馈电机的抽水蓄能机组不仅可以提高水泵水轮机的运行效率、改善运行条件、提高水泵工况下自主调频能力,还可以通过有功、无功的快速调节提高系统的稳定性^[1]。双馈抽水蓄能机组(DFPSU)多采用中点箝位式(NPC)三电平变流器^[2],由于其功率器件数较多、开关过程电流通路复杂^[3]且机组运行工况转换频繁,使其承受交变电-热应力,故不同功率器件损耗和结温会影响其运行可靠性。因此,获取三电平变流器电热特性、分析其薄弱环节或损耗最大的功率器件,对于提高变流器可靠性、延长其使用寿命以及保证电力系统安全稳定运行具有重要意义。

目前对于DFPSU中NPC三电平变流器功率器件的损耗和结温分布研究较少,大多集中于研究中性点电压控制以及如何减少器件损耗。文献[4-5]在正弦脉宽调制(SPWM)中叠加共模分量来减小中性点电压;文献[6-7]通过调节空间矢量脉宽调制(SVPWM)中小矢量对的作用时间来降低对中性点电压的作用,这2种方法均能有效控制中性点电压。文献[8-9]分别通过向调制电压中注入共模电压和

优化SVPWM零矢量开关顺序的方法,达到降低器件开关损耗的目的。针对NPC三电平变流器功率器件损耗和结温分布的研究主要集中在风力发电系统。文献[10]针对中压风电系统研究了NPC三电平变流器功率器件损耗计算方法以及器件损耗与功率因数的关系。文献[11]考虑电网电压不平衡情况,分析了直驱风力发电系统中NPC三电平变流器损耗分布情况。由于机侧变流器输出频率低,增大了功率器件的运行周期,其损耗和结温会更严重^[12],同时变流器电热性能受到机组运行工况的影响,因此,针对DFPSU工况多变的特点,有必要全面考虑发电、电动、调相等多种运行工况下机侧NPC三电平变流器功率器件损耗和结温的分布规律。

基于此,本文以机侧变流器为例,详细分析了不同运行工况下NPC三电平变流器功率器件损耗和结温分布。首先,基于DFPSU运行特点,以机侧变流器单相桥臂功率模块为例,研究了不同运行工况下各个功率器件开关动作和电流通路,理论上分析了器件损耗分布不均现象;然后,基于功率器件导通损耗和开关损耗计算模型,建立其热阻等效电路和结温计算模型,考虑DFPSU控制策略,并在PLECS平台上建立了NPC三电平变流器功率器件电热耦合仿真模型;最后,对机组在发电、电动、调相运行工况下的器件损耗和结温分布进行仿真。理论分析与仿真结果表明,不同运行工况下器件损耗不同,变流器中间位置的主开关、箝位二极管的损耗和平均结温最大,且机组在同步转速点附近器件结温波动最大。

收稿日期:2016-11-03;**修回日期:**2017-10-19

基金项目:国家自然科学基金资助项目(51377184,51675-354)

Project supported by the National Natural Science Foundation of China(51377184,51675354)

1 NPC 三电平变流器功率器件的开关过程

为了更好地研究 DFPSU 中 NPC 三电平变流器损耗分布,对其开关过程进行分析,系统连接示意图如图 1 所示。

NPC 三电平变流器每相包含 4 个主开关、4 个反并联的续流二极管以及 2 个箝位二极管,其在稳态工作时有 3 种工作模式,相应的有 P、O、N 3 种开关状态,如表 1 所示。由于变流器三相对称以及单相桥臂 4 个主开关工作过程对称,以主开关 V_{T1} 、 V_{T2} 及其并联的续流二极管 V_{D1} 、 V_{D2} 和箝位二极管 V_{DT1} 为研究对象。本文定义负载电流流出方向为正方向,那么根据开关模式以及负载电流的流向可得不同开关状态下 NPC 三电平变流器电流流通过程分析如下。图 2 为 NPC 三电平变流器拓扑结构。

当机组运行在发电次同步或者电动超同步工况时,负载电流 $i_L > 0$ 。开关状态为 P 时,主开关 V_{T1} 、 V_{T2} 导通同时产生导通损耗;P→O 开关状态变化过程中,主开关 V_{T1} 关断,箝位二极管 V_{DT1} 和主开关 V_{T2} 开通,此时 V_{T1} 产生关断损耗;开关状态为 O 时,主开关 V_{T2} 和箝位二极管 V_{DT1} 导通同时产生导通损耗;O→N 开关状态变化过程中,主开关 V_{T2} 和箝位二极管 V_{DT1} 关断,续流二极管 V_{D3} 和 V_{D4} 开通,此时 V_{T2} 和 V_{DT1} 产生关断损耗;开关状态为 N 时,续流二极管 V_{D3} 和 V_{D4} 导通同时产生导通损耗;N→O 开关状态变化过程中,续流二极管 V_{D3} 和 V_{D4} 关断,主开关 V_{T2} 和箝位二极管 V_{DT1} 开通,此时 V_{D3} 和 V_{D4} 产生关断损耗, V_{T2} 产生开通损耗;O→P 开关状态变化过程中,箝位二极管 V_{DT1} 关断,主开关 V_{T1} 导通,此时 V_{DT1} 产生关断损耗, V_{T1} 产生开通损耗。

机组运行在发电超同步或电动次同步工况时,

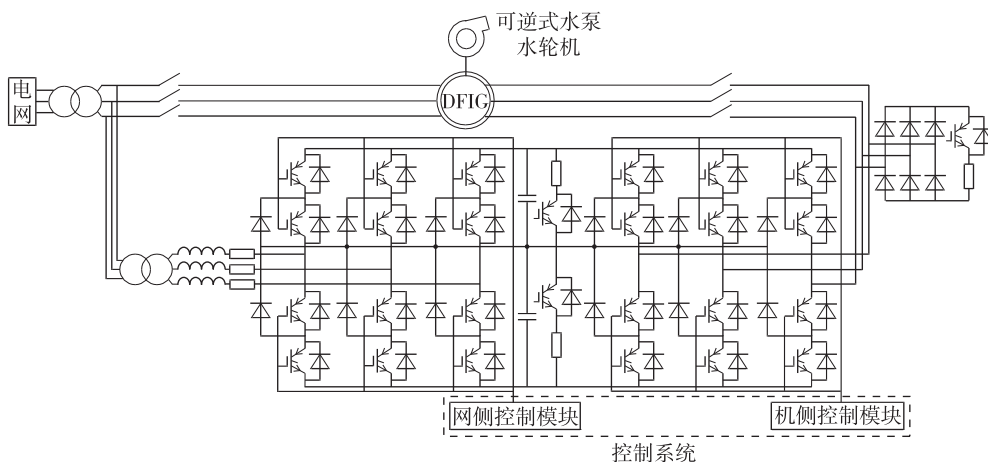


图 1 双馈抽水蓄能机组结构示意图

Fig.1 Schematic diagram of DFPSU

表 1 NPC 三电平逆变器主开关工作模式

Table 1 Operating condition of main switches in NPC three-level converter

工作模式	V_{T1}	V_{T2}	V_{T3}	V_{T4}	输出电压	开关状态
1	导通	导通	关断	关断	$U_{dc}/2$	P
2	关断	导通	导通	关断	0	O
3	关断	关断	导通	导通	$-U_{dc}/2$	N

负载电流 $i_L < 0$, 其分析方法和 $i_L > 0$ 时类似, 不再赘述。

由上述分析可知, 一个周期内, 功率器件运行在 P、O、N 这 3 种开关状态下, 由于电流方向和开关状态不同, 功率器件非单一工作, 造成三电平变流器功率器件损耗分布不均。对比 2 个主开关, V_{T1} 在 P 状态时导通, V_{T2} 在 P 和 O 状态时导通, 且在 P 和 N 状态之间转换时, O 状态下, V_{T2} 经历更多次的开通和关断, V_{T2} 会产生更多的开关损耗, 因此 V_{T2} 产生的损耗大于 V_{T1} 。对比 3 个二极管, 其损耗包括导通损耗和开关损耗, 不同调制比下, 二极管产生的损耗不同, 低调制比下 V_{DT1} 产生大量的导通损耗和关断损耗, 远远大于 V_{D1} 和 V_{D2} , 高调制比下 V_{DT1} 产生的导通损耗较小, 但是一个周期内的总损耗与 V_{D1} 和 V_{D2} 的损耗相差不多^[13], 因此在整个调制范围内, V_{DT1} 产生的损耗要相对更大。综上所述, NPC 三电平变流器中产生损耗最大的功率器件是 V_{T2} 和 V_{DT1} 。

2 三电平变流器功率器件电热耦合模型

2.1 导通损耗

通常情况下, 导通损耗可表示为器件实际导通压降和导通电流相乘再对时间的积分, 具体如下:

$$P_{cond_Tr} = \frac{1}{T_0} \int_0^{T_0} u_{CE} i dt = \frac{1}{2\pi} \int_{\theta}^{\pi} u_{CE}(t) i(t) \tau(t) dt \quad (1)$$

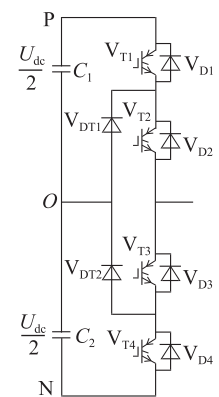


图 2 NPC 三电平变流器拓扑结构

Fig.2 Topological structure diagram of NPC three-level converter

$$P_{\text{cond_D}} = \frac{1}{T_0} \int_0^{T_0} u_F i dt = \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} u_F(t) i(t) \tau(t) dt \quad (2)$$

其中, u_{CE} 和 u_F 分别为主开关和快恢复二极管的实际导通压降; $P_{\text{cond_Tr}}$ 和 $P_{\text{cond_D}}$ 分别为主开关和快恢复二极管的导通损耗; τ 为一个开关周期内开关管时间占空比; i 为逆变器输出电流; θ 为逆变器输出电流对应的初始相位角。

对于带快恢复二极管的功率模块, 其导通特性可以用如下的线性公式近似描述^[14-16]。

$$u_{\text{CE}} = [r_{\text{ce_25}} + K_{r_Tr}(T_{j_Tr} - 25)]i + [U_{\text{ce_25}} + K_{V_Tr}(T_{j_Tr} - 25)] \quad (3)$$

$$u_F = [r_{F_25} + K_{r_D}(T_{j_D} - 25)]i + [U_{F_25} + K_{V_D}(T_{j_D} - 25)] \quad (4)$$

其中, $r_{\text{ce_25}}$ 和 r_{F_25} 分别为主开关和快恢复二极管在 25 °C 时的额定通态电阻; $U_{\text{ce_25}}$ 和 U_{F_25} 分别为主开关和快恢复二极管在 25 °C 时的额定导通压降; T_{j_Tr} 和 T_{j_D} 分别为主开关和快恢复二极管结温; K_{r_Tr} 为温度对主开关通态电阻影响的温度系数; K_{r_D} 为温度对快恢复二极管通态电阻影响的温度系数; K_{V_Tr} 为温度对主开关导通压降影响的温度系数; K_{V_D} 为温度对快恢复二极管导通压降影响的温度系数。

2.2 开关损耗

对于功率器件开关损耗的计算, 目前最为常见的是采用 $E_{\text{switch}}-I$ 特性进行估算^[10], 并通过器件实际承受电压与测试电压比值的幂函数进行修正, 因此在一个开关周期内, 主开关和快恢复二极管的开关损耗可以分别表示为:

$$P_{\text{sw_Tr}} = f_s (E_{\text{on}} + E_{\text{off}}) \frac{\sqrt{2}}{\pi} \left(\frac{i}{I_{\text{rated}}} \right)^{K_{\text{swTr_I}}} \left(\frac{U_{\text{CC}}}{U_{\text{rated}}} \right)^{K_{\text{swTr_U}}} \times [1 + K_{\text{sw_Tr}}(125 - T_{j_Tr})] \quad (5)$$

$$P_{\text{sw_D}} = f_s E_{\text{rr}} \frac{\sqrt{2}}{\pi} \left(\frac{i}{I_{\text{rated}}} \right)^{K_{\text{swD_I}}} \left(\frac{U_{\text{CC}}}{U_{\text{rated}}} \right)^{K_{\text{swD_U}}} \times [1 + K_{\text{sw_D}}(125 - T_{j_D})] \quad (6)$$

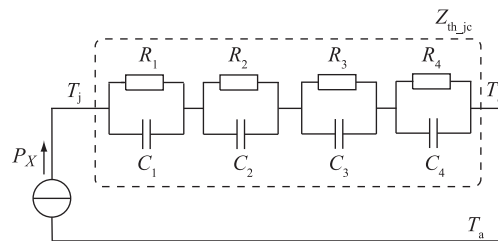
其中, f_s 为开关频率; E_{on} 为主开关在额定状态下的单脉冲开通损耗; E_{off} 为主开关在额定状态下的单脉冲关断损耗; E_{rr} 为快恢复二极管在额定状态下的单脉冲关断损耗; U_{CC} 为桥臂电压; I_{rated} 和 U_{rated} 分别为参考电流和参考电压; $K_{\text{swTr_I}}$ 为电流幅值对主开关开关损耗影响的电流系数; $K_{\text{swTr_U}}$ 为桥臂电压对主开关开关损耗影响的电压系数; $K_{\text{swD_I}}$ 为电流幅值对快恢复二极管开关损耗影响的电流系数; $K_{\text{swD_U}}$ 为桥臂电压对快恢复二极管开关损耗影响的电压系数; $K_{\text{sw_Tr}}$ 为温度对主开关损耗影响的温度系数; $K_{\text{sw_D}}$ 为温度对快恢复二极管开关损耗影响的温度系数。

2.3 结温

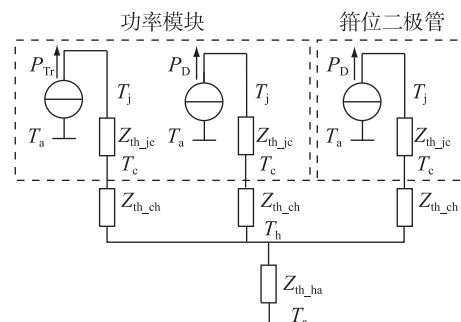
功率器件的损耗由导通损耗、开关损耗组成:

$$P_X = P_{\text{cond_X}} + P_{\text{sw_X}} \quad X \in \{\text{Tr}, \text{D}\} \quad (7)$$

其中, Tr、D 分别对应 IGBT、二极管器件。针对变流器功率模块的层状结构, 基于芯片独立发热和传热的热网络模型如图 3 所示^[17-18]。图中, $Z_{\text{th_jc}}$ 为功率器件芯片到基板的热阻抗; $Z_{\text{th_ch}}$ 为基板到散热器的热阻抗; $Z_{\text{th_ha}}$ 为散热器热阻抗; T_a 为环境温度; T_j 为器件结温; T_c 和 T_h 分别为基板和散热器温度。



(a) 功率器件结壳热阻抗 Foster 热网络



(b) 功率模块热网络等效模型

图 3 热网络模型

Fig.3 Model of thermal network

根据功率器件的损耗和热阻抗等效模型, 可以得到器件的结温计算表达式为:

$$T_{jX} = P_X (Z_{\text{th_jc}} + Z_{\text{th_ch}}) + T_h \quad (8)$$

3 DFPSU 电热联合仿真模型

为了研究 DFPSU 中三电平变流器损耗和结温分布规律, 结合功率器件电热耦合模型, 基于 PLECS 平台搭建了基于三电平变流器的 DFPSU 电热联合仿真模型, 如图 4 所示。图中, 机侧变流器采用磁链定向的方法实现转速-无功解耦控制, 网侧变流器采用电网电压定向的方法实现直流母线电压的控制, 机网侧变流器采用 SVPWM 策略, 不仅可提高直流电压利用率, 还能避免直流中点漂移问题。本文采用的双馈电机参数为: 额定容量为 2 MW, 额定电压为 690 V, 极对数为 2, 额定同步转速为 1 500 r/min, 定子电阻为 0.022 Ω, 定子漏感为 0.000 12 H, 转子电阻为 0.001 8 Ω, 转子漏感为 0.000 05 H, 定转子互感为 0.002 9 H, 电网频率为 50 Hz, 电机转子及负载

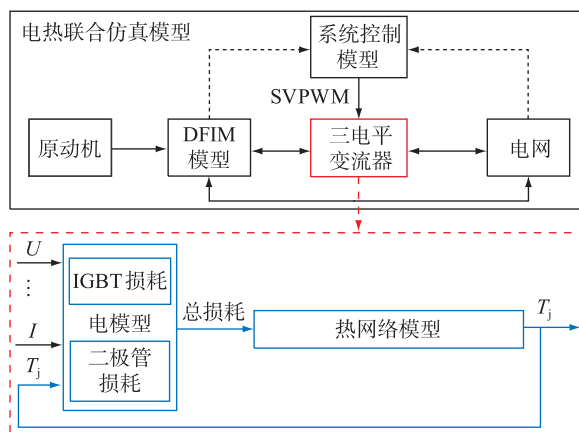


图4 双馈抽水蓄能机组仿真系统框图

Fig.4 Block diagram of DFPSU simulation system

惯量为 $75 \text{ N} \cdot \text{m} \cdot \text{s}^2$ 。变流器参数如下:直流母线电压为 950 V , T_a 为 25°C , IGBT 模块型号为 ABB/5SNA1600N170100, 开关频率为 5000 Hz 。IGBT 模块 Foster 热网络参数具体如下: IGBT 芯片热阻 $\text{IGBT_}R_1$ — $\text{IGBT_}R_4$ 分别为 7.59 、 1.8 、 0.743 、 0.369 K/kW , IGBT 芯片热的时间参数 $\text{IGBT_}\tau_1$ — $\text{IGBT_}\tau_4$ 分别为 202 、 20.3 、 2.01 、 0.52 ms , 二极管芯片的热阻 $\text{Diode_}R_1$ — $\text{Diode_}R_4$ 分别为 12.6 、 2.89 、 1.3 、 1.26 K/kW , 二极管芯片热时间常数 $\text{Diode_}\tau_1$ — $\text{Diode_}\tau_4$ 分别为 210 、 29.6 、 7.01 、 1.49 ms , IGBT 壳-散热器热阻 $\text{IGBT_}R_{\text{th}(c-h)}$ 为 12 K/kW , 二极管壳-散热器热阻 $\text{Diode_}R_{\text{th}(c-h)}$ 为 24 K/kW , 散热器-环境热阻 $R_{\text{th}(h-a)}$ 为 10 K/kW 。变流器热网络参数由厂家提供, 散热器热网络参数可参照文献[19]所用的相同封装模块的水冷散热器参数。

设定 DFPSU 发出有功为 0.5 p.u. , 定子吸收无功为 0 , 转子转速为 1.05 p.u. , 可得此时机侧变流器功率模块电热性能仿真结果如图 5 所示。图中, 由上至下依次为转子转速 n_r 、直流侧电压 U_{dc} 、机组输出总有功功率 P 、机组输出总无功功率 Q 、 V_{T1} 结温 T_{j_VT1} 、 V_{T1} 导通损耗 $P_{\text{cond_}Tr_VT1}$ 、 V_{T1} 开关损耗 $P_{\text{sw_}Tr_VT1}$ 的波形曲线。 n_r 、 U_{dc} 、 P 、 Q 均为标么值, 后同。

从图 5 可以看出, 稳态运行时, 机组转速、有功和无功可分别达到设定目标 1.05 p.u. 、 0.5 p.u. 和 0 , 两电容电压为直流母线电压的一半, 直流母线电压基本无波动, 由于 V_{T1} 只在半个周期处于导通和关断状态, 因此其开关损耗和导通损耗只在半个周期内存在, 其结温在 80°C 左右波动。

4 机组不同运行工况下机侧变流器功率器件损耗及结温分布分析

为了进一步研究不同运行工况下 DFPSU 中三

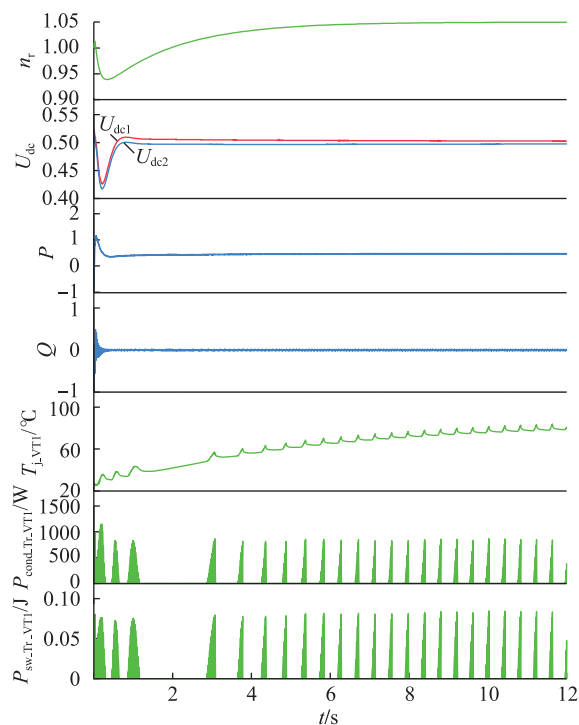


图5 仿真结果

Fig.5 Simulative results

电平变流器功率器件损耗和结温分布, 本节利用图 4 建立的模型和控制策略, 针对某个稳定运行点的仿真结果, 获取在发电、电动及调相运行工况下的器件损耗及结温分布规律。

4.1 发电工况

基于第 3 节机组运行条件, 可得机侧变流器功率器件 V_{T1} 、 V_{T2} 、 V_{D1} 、 V_{D2} 和 V_{DT1} 损耗和结温分布仿真结果如图 6 所示。

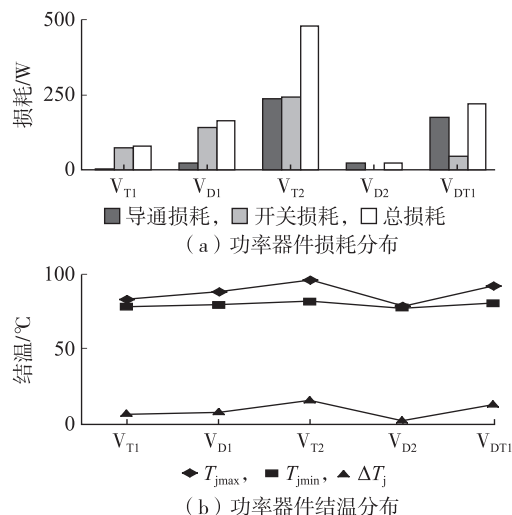


图6 发电工况下损耗和结温分布

Fig.6 Loss and thermal distribution in generating condition

由图 6 可知, NPC 三电平变流器稳定工作时, 由

于开关状态不断转换,会在器件上产生不同损耗,同时由于 V_{D2} 在关断时不承受反压,关断时没有产生损耗;对比各功率器件损耗和结温可以看出其损耗和结温存在分布不均现象,这与上述开关状态及电流流通过路径有关,其中 V_{T2} 总损耗是最大的,达到 500 W,导通和关断损耗也是最大的,其次是 V_{DT1} ,总损耗达到 200 W,而 V_{D2} 总损耗是最小的;结温方面, V_{T2} 和 V_{DT1} 的最大结温和结温波动是较大的, V_{D1} 和 V_{D2} 的最大结温是较小的,只有 80 °C 左右,结温波动几乎为 0,与理论分析一致。

图 7 为转速分别为 0.93 p.u.、0.95 p.u.、0.97 p.u.、1.03 p.u.、1.05 p.u.、1.07 p.u. 时机侧变流器功率器件总损耗和结温分布仿真结果。

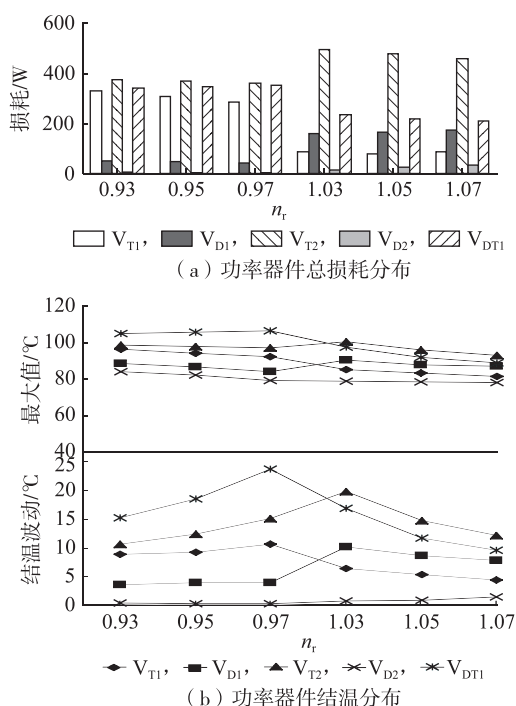


图 7 NPC 三电平变流器损耗和结温与转速的关系

Fig.7 Relationship between loss and junction temperature of NPC three-level converter and rotor speed

由图 7 可知,转速不同时功率器件的损耗和结温不同,并且其变化规律存在差异。具体体现为:随着转速的增加,在次同步范围和超同步范围内,功率器件的总损耗变化较小,相比而言, V_{T1} 和 V_{DT1} 在次同步时的损耗较大, V_{T2} 、 V_{D1} 和 V_{D2} 在超同步时的损耗较大;对比功率器件结温分布可知, V_{T2} 和 V_{DT1} 结温最大值较大且波动较大,在靠近同步转速时,结温波动最大,分别达到 20 °C 和 25 °C。

保证 DFPSU 定子吸收无功和转速不变,调节机组有功,可得发出有功分别为 0.3 p.u.、0.4 p.u.、0.5 p.u.、0.6 p.u.、0.7 p.u. 时机侧变流器功率器件总损耗

和结温分布仿真结果如图 8 所示(图中 P 为标么值,后同)。

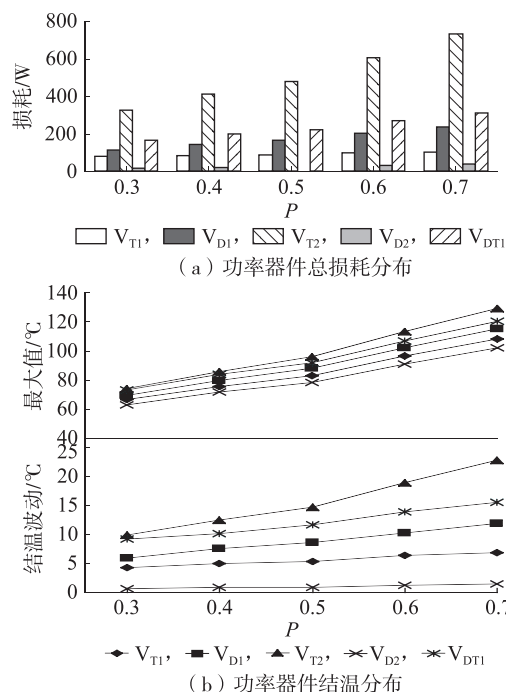


图 8 NPC 三电平变流器损耗和结温与电网功率的关系

Fig.8 Relationship between loss and junction temperature of NPC three-level converter and grid power

由图 8 可知,发电工况下,随着向电网输送有功的增加,功率器件损耗增加,这主要是由流经变流器的功率增加导致的,从而引起结温最大值、波动量增加。

4.2 电动工况

设定 DFPSU 吸收有功为 0.5 p.u.,定子吸收无功为 0,转速为 1.05 p.u.,可得机侧变流器功率器件损耗和结温分布仿真结果如图 9 所示。

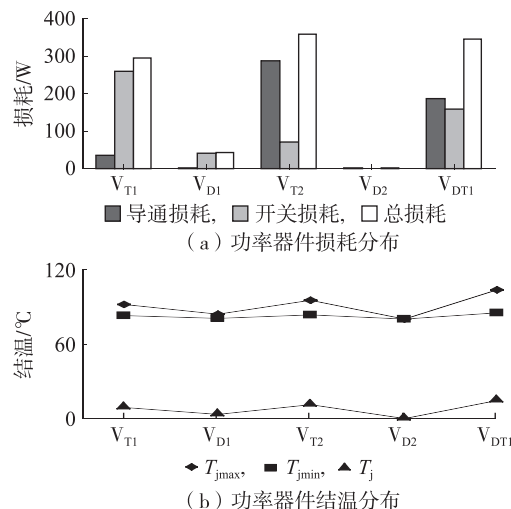


图 9 电动工况下损耗和结温分布

Fig.9 Loss and thermal distribution in motoring condition

由图9可知,电动工况下,功率器件的损耗和结温同样存在分布不均现象,其中 V_{T2} 导通损耗最大, V_{T1} 开关损耗最大, V_{T2} 和 V_{DT1} 的总损耗较大; V_{T2} 和 V_{DT1} 最大结温及结温波动较大,而 V_{D1} 、 V_{D2} 的结温波动几乎为0,与理论分析一致。

图10为转速分别为0.93 p.u.、0.95 p.u.、0.97 p.u.、1.03 p.u.、1.05 p.u.、1.07 p.u.时机侧变流器功率器件总损耗和结温分布仿真结果。

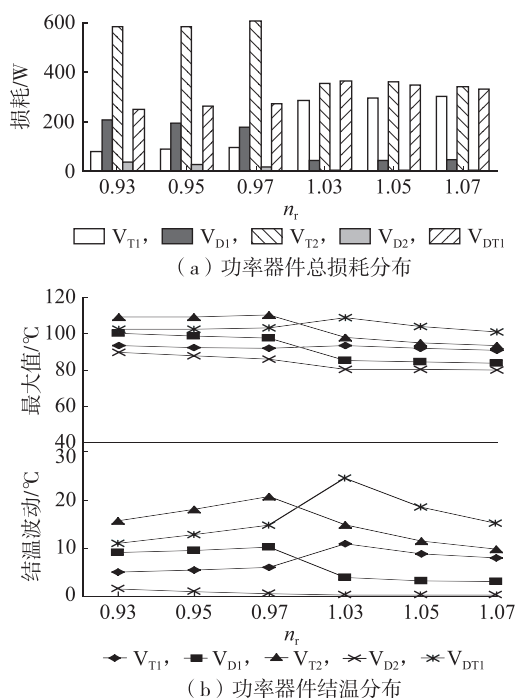


图10 NPC三电平变流器损耗和结温与转速的关系

Fig.10 Relationship between loss and junction temperature of NPC three-level converter and rotor speed

由图10可知,电动工况下,随着转速的增加,在次同步范围和超同步范围内,功率器件的总损耗变化较小,相比而言, V_{T2} 、 V_{D1} 和 V_{D2} 在次同步时的损耗较大, V_{T1} 和 V_{DT1} 在超同步时的损耗较大,这与发电工况时相反,主要是由于2种工况下功率流方向相反;在器件结温分布方面, V_{T2} 和 V_{DT1} 结温最大值较大且结温波动较大,在靠近同步转速时,功率器件结温的波动量最大,这与发电工况下器件结温随转速的变化情况相同。

保证DFPSU定子吸收无功和转速不变,调节机组有功,可得吸收有功分别为0.3 p.u.、0.4 p.u.、0.5 p.u.、0.6 p.u.、0.7 p.u.时机侧变流器功率器件总损耗和结温分布仿真结果如图11所示。

由图11可知,功率器件损耗和结温最大值以及结温波动随着电网输送有功的增加而增加,这与发电工况下相同,但是此时结温最大值最大及波动最大的功率器件是 V_{DT1} ,而发电工况下为 V_{T2} 。

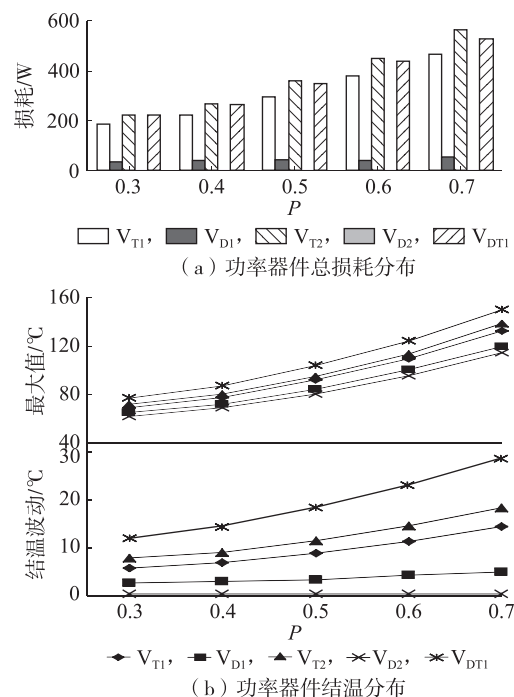


图11 NPC三电平变流器损耗和结温与电网功率的关系

Fig.11 Relationship between loss and junction temperature of NPC three-level converter and grid power

4.3 调相工况

设DFPSU发出有功为0,转子转速为1.05 p.u., 得不同定子无功出力情况下机侧变流器功率器件总损耗和结温分布仿真结果如图12、13所示(图中 Q 为标么值)。图12为DFPSU发出不同感性无功时机侧变流器功率器件损耗和结温分布。图13为

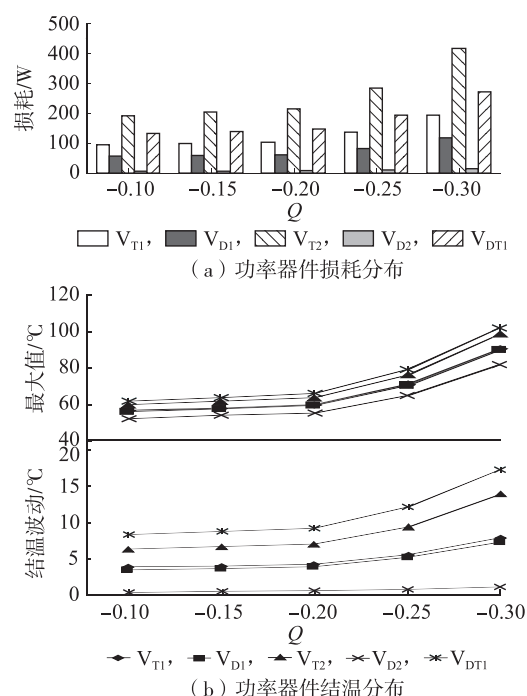


图12 NPC三电平变流器损耗和结温与转速的关系

Fig.12 Relationship between loss and junction temperature of NPC three-level converter and rotor speed

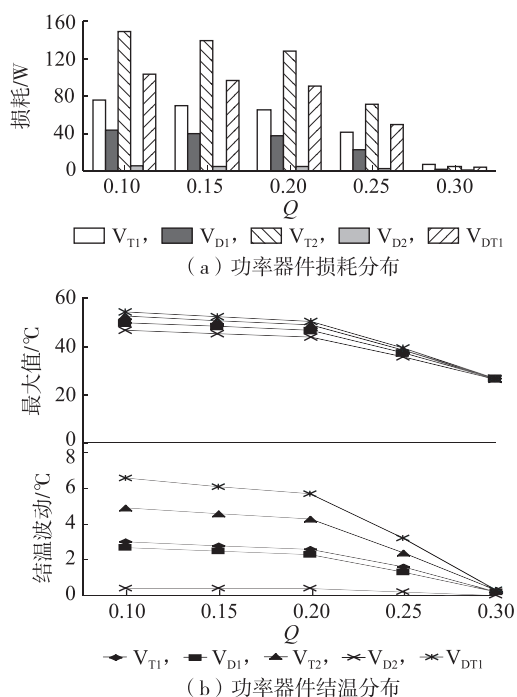


图13 NPC三电平变流器损耗和结温与定子无功的关系

Fig.13 Relationship between loss and junction temperature of NPC three-level converter and stator reactive power

DFPSU 吸收不同感性无功时机侧变流器功率器件损耗和结温分布。

由图12可知,功率器件的损耗和结温最大值以及波动随着无功出力的增加而增加,根据文献[20]可得双馈电机发出无功的增大会引起无功电流增加,进而增加转子电流。

由图13可知,功率器件损耗和结温最大值以及波动随着吸收无功的增加而降低,这主要是因为双馈电机吸收无功的增加会使无功电流增加,但是由于电流流向是负的,使得转子电流减小,这与发出无功时情况相反。

5 结论

本文以DFPSU机侧NPC三电平变流器功率模块为例,建立了基于PLECS平台的功率器件电热耦合仿真模型,并对机组在发电、电动和调相运行工况下的器件损耗和结温分布进行仿真,所得结论如下。

a. 发电工况下,随着转速的增加, V_{T1} 和 V_{DT1} 在次同步时的损耗较大, V_{T2} 、 V_{D1} 和 V_{D2} 在超同步时的损耗较大;功率器件损耗和结温最大值以及波动随着双馈电机输出有功的增加而增加。

b. 电动工况下,随着转速的增加, V_{T2} 、 V_{D1} 和 V_{D2} 在次同步时的损耗较大, V_{T1} 和 V_{DT1} 在超同步时的损耗较大;功率器件损耗和结温最大值以及波动随着电网输出有功的增加而增加。

c. 调相工况下,功率器件的损耗和结温最大值以及波动随着电机发出感性无功的增加而增加,随着电机吸收感性无功的增加而降低。

d. 由于功率流向差异,以超同步速运行时,发电工况下功率器件 V_{T2} 、 V_{D1} 和 V_{D2} 损耗更大;以次同步运行时,电动工况下功率器件 V_{T2} 、 V_{D1} 和 V_{D2} 损耗分布更大;在同步转速点附近,无论是电动和发电工况,器件损耗较小,但是结温波动最大,这为DFPSU安全稳定运行提供了理论支持。

e. 不同工况下NPC三电平变流器损耗和结温存在分布不均现象,其中 V_{T2} 和 V_{DT1} 的总损耗和结温以及结温波动较大,而 V_{D2} 的损耗和结温以及结温波动最小,这为降低DFPSU中三电平变流器损耗和结温不平衡提供了理论参考。

参考文献:

- [1] 郭海峰. 交流励磁可变速抽水蓄能机组技术及其应用分析[J]. 水电站机电技术, 2011, 34(2): 1-4.
GUO Haifeng. Technology and application of adjustable speed pumped storage units with AC excitation[J]. Mechanical & Electrical Technique of Hydropower Station, 2011, 34(2): 1-4.
- [2] PANNATIER Y, KAWKABANI B, NICOLET C, et al. Investigation of control strategies for variable speed pump-turbine units by using a simplified model of the converters[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2010, 57(9): 3039-3049.
- [3] 陈权, 王群京, 姜卫东, 等. 二极管钳位型三电平变换器开关损耗分析[J]. 电工技术学报, 2008, 23(2): 68-75.
CHEN Quan, WANG Qunjing, JIANG Weidong, et al. Analysis of switching losses in diode-clamped three-level converter[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2008, 23(2): 68-75.
- [4] 王新宇, 何英杰, 刘进军. 注入零序分量SPWM调制三电平逆变器直流侧中点电压平衡控制机理[J]. 电工技术学报, 2011, 26(5): 70-77.
WANG Xinyu, HE Yingjie, LIU Jinjun. Neutral-point voltage balancing principle of NPC inverter modulated by SPWM injected zero-sequence voltage[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2011, 26(5): 70-77.
- [5] WANG C, LI Y. Analysis and calculation of zero-sequence voltage considering neutral-point potential balancing in three-level NPC converters[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2010, 57(7): 2262-2271.
- [6] 张志, 谢运祥, 乐江源, 等. 消除中点电位低频振荡的三电平逆变器空间矢量脉宽调制方法[J]. 电工技术学报, 2011, 26(3): 103-109.
ZHANG Zhi, XIE Yunxiang, LE Jiangyuan, et al. SVPWM method of removing the low-frequency oscillations of neutral point voltage for three-level NPC inverter[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2011, 26(3): 103-109.
- [7] YE Z, XU Y, LI F, et al. Simplified PWM strategy for Neutral-Point-Clamped(NPC) three-level converter[J]. Journal of Power Electronics, 2014, 14(3): 519-530.
- [8] 姜卫东, 赵德勇, 汪磊, 等. 一种以降低逆变器开关损耗为目标并考虑中点电位平衡的适用于中点钳位式三电平逆变器的调制方法[J]. 中国电机工程学报, 2016, 36(5): 1376-1386.

- JIANG Weidong, ZHAO Deyong, WANG Lei, et al. A modulation method with reduced switching losses and considering the neutral point voltage balance suitable for the neutral point clamped three-level inverter [J]. Proceedings of the CSEE, 2016, 36(5): 1376-1386.
- [9] MA K, BLAABJERG F. Modulation methods for neutral-point-clamped wind power converter achieving loss and thermal redistribution under low-voltage ride-through [J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2014, 61(2): 835-845.
- [10] 黄伟煌, 胡书举, 许洪华. 中点钳位型中压三电平风电变流器的损耗分析[J]. 电力系统自动化, 2014, 38(15): 65-70.
- HUANG Weihuang, HU Shuju, XU Honghua. Power loss analysis of NPC medium-voltage three-level converters for wind power generation system[J]. Automation of Electric Power Systems, 2014, 38(15): 65-70.
- [11] MA K, LISERRE M, BLAABJERG F. Operating and loading conditions of a three-level neutral-point-clamped wind power converter under various grid faults[J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 2014, 50(1): 520-530.
- [12] MARTIN B, BALDUINO R, WILFRIED H. Investigation of doubly-fed induction generator drives modeling at synchronous operating point in wind turbines[C]//European Conference on Power Electronics and Applications. Barcelona, Spain: IEEE, 2009: 1-10.
- [13] BRÜCKNER T, BERNET S, GÜLDNER H. The active NPC converter and its loss-balancing control[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2005, 52(3): 855-868.
- [14] 景巍, 谭国俊, 叶宗彬. 大功率三电平变频器损耗计算及散热分析[J]. 电工技术学报, 2011, 26(2): 134-140.
- JING Wei, TAN Guojun, YE Zongbin. Losses calculation and heat dissipation analysis of high-power three-level converters[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2011, 26(2): 134-140.
- [15] 李辉, 白鹏飞, 李洋, 等. 抑制 IGBT 器件结温的双馈风电变流器分段 DSVPM 策略[J]. 电力自动化设备, 2017, 37(2): 37-43.
- LI Hui, BAI Pengfei, LI Yang, et al. Segmented DSVPM strategy to depress IGBT junction temperature of wind-power converter[J]. Electric Power Automation Equipment, 2017, 37(2): 37-43.
- [16] 李辉, 刘盛权, 李洋, 等. 考虑多热源耦合的风电变流器 IGBT 模块结温评估模型[J]. 电力自动化设备, 2016, 36(2): 51-56.
- LI Hui, LIU Shengquan, LI Yang, et al. Junction temperature evaluation model for IGBT module of wind-power converter considering multi-thermal coupling[J]. Electric Power Automation Equipment, 2016, 36(2): 51-56.
- [17] YANG S, XIANG D, BRYANT A, et al. Condition monitoring for device reliability in power electronic converters-a review[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2010, 25(11): 2734-2752.
- [18] ZHOU Z, KANNICHE M S, BUTCUP S G, et al. High-speed electro-thermal simulation model of inverter power modules for hybrid vehicles[J]. IET Electric Power Applications, 2010, 5(8): 636-643.
- [19] ABB. Application note: thermal design and temperature [R]. [S.l.]: ABB, 2007.
- [20] 王松, 李庚银, 周明. 双馈风力发电机组无功调节机理及无功控制策略[J]. 中国电机工程学报, 2014, 34(16): 2714-2720.
- WANG Song, LI Gengyin, ZHOU Ming. The reactive power adjusting mechanism & control strategy of doubly fed induction generator[J]. Proceedings of the CSEE, 2014, 34(16): 2714-2720.

作者简介:



李辉

李辉(1973—),男,浙江金华人,教授,博士研究生导师,博士,研究方向为风力发电技术、新型电机及其系统分析(E-mail: cqulh@163.com);

宋二兵(1987—),男,河南濮阳人,硕士研究生,研究方向为风电变流器控制策略及热管理。

Loss and junction temperature distribution of NPC three-level converter in doubly-fed pumped storage unit

LI Hui¹, SONG Erbing¹, LIU Haitao¹, BAI Pengfei¹, HUANG Zhangjian¹, LUO Lin², HUANG Zhixin²

(1. State Key Laboratory of Power Transmission Equipment and System Security & New Technology, Chongqing University, Chongqing 400044, China; 2. Dongfang Electric Machinery Co., Ltd., Deyang 618000, China)

Abstract: In view of the frequent conversion of DFPSU (Doubly-Fed Pumped Storage Unit) operating condition, the loss and junction temperature distribution of NPC (Neutral Point Clamped) three-level converter under different operating conditions are analyzed. Based on operating characteristics of DFPSU, power module of single-phase bridge arm in rotor converter is taken as an example, where the switch motion and current path of power device under different operating conditions are illustrated, and the unequal loss distribution phenomenon of power device is analyzed theoretically. Then, the equivalent circuit of thermal network and the calculation model of junction temperature are proposed according to the calculation model of conduction and switching loss. The electrothermal coupling model of NPC three-level converter is established on PLECS platform, in which the loss and junction temperature of power device are simulated under the operating conditions of generation, motor and phase modulation. The theoretical analysis and simulative results indicate that the device loss varies with operating conditions of pumped storage system, and the most dangerous devices in NPC three-level converter are the middle switch and clamp diode. In addition, the biggest junction temperature fluctuation of power device occurs near the synchronous speed.

Key words: doubly-fed pumped storage unit; NPC three-level converter; losses; junction temperature distribution; operating condition