

基于PVZVR的矿用低压固态增压器漏电保护技术的研究

杨 阳, 王彦文, 王 栋, 周 暄

(中国矿业大学(北京)机电与信息工程学院, 北京 100083)

摘要: 为了改善煤矿井下掘进工作面长距离供电系统末端电压质量问题, 提出了基于固态增压器(SSVI)的有载自动调压系统拓扑结构。由于采用了脉冲宽度调制(PWM)技术, 发生人身触电事故时的电流增大, 远大于30 mA的安全电流; 现有真空断路器固有动作时间较长, 导致单相漏电故障全断电时间较长, 触电危险性大幅度提高; 因此必须采用快速断电装置, 只有将故障全断电时间缩短到17 ms以内, 才能保证触电者不致死亡; 另外, 线路电压的大范围调节, 给漏电保护的整定和故障定位带来困难, 采用以零序电压与相对地电压的相量比为判据, 对有载自动调压供电系统的单相漏电故障进行正确检测, 可大致估算出漏电故障发生的线路位置。

关键词: 煤矿井下; 固态调压器; 过电流保护; 漏电保护

Research on leakage protection of low pressure frequency converter in underground coal mine

YANG Yang, WANG Yanwen, WANG Dong, ZHOU Xuan

(School of Electromechanical and Information Engineering, China University of Mining and Technology, Beijing 100083, China)

Abstract: In order to improve the voltage quality of long distance power supply system in coal mine, a topological structure of on-load automatic voltage regulation system based on solid state supercharger (SSVI) is proposed. Due to the use of PWM modulation technology, the occurrence of personal electric shock accident current increases, much larger than the 30mA safety current; Due to the long inherent operation time of the existing vacuum circuit breaker, the total power failure time of single-phase leakage is longer, and the risk of electric shock is greatly increased. Therefore, the fast power off device must be used to shorten the failure time to 17ms in order to ensure that the electric shock will not die; In addition, the wide range of line voltage regulation brings difficulties to the setting of leakage protection and fault location. Using the phasor ratio between zero sequence voltage and relative ground voltage as the criterion, the single-phase leakage fault of on-load automatic voltage regulation power supply system can be correctly detected, and the line location where the leakage fault occurs can be roughly estimated.

Key words: underground coal mine; solid state regulator; overcurrent protection; leakage protection

0 引言

我国煤矿井下掘进工作面供电距离普遍较远, 末端电动机端电压无法满足95% U_n 的运行

要求, 大功率掘锚机甚至难以起动, 生产效率和经济效益受到一定的制约。当采用固态增压装置进行自动有载调压以后, 带来两方面的问题。

1) 剧烈波动的电压导致欠电压保护、过电压保护动作整定值难以确定;预期两相短路电流大小发生变化,过电流保护灵敏度不确定;反时限过载保护、电动机断相保护判据失效;人身触电电流或单相接地电流、零序电压与零序电流的大小也随相电压的变化而变化,漏电保护整定十分困难。

2) 基于电力电子器件的固态增压器采用 PWM 技术,对地分布电容不可避免地流与载波频率相关的脉动直流冲击电流,导致无论是附加直流电源的漏电保护装置还是零序功率方向原理的漏电保护装置全部失灵,供电系统存在导致人身触电伤亡的重大安全隐患的可能。因此,有必要研究适应电压较大范围内变化的漏电保护技术,为煤矿井下掘进工作面长距离安全供电提供技术保障。

1 固态增压器拓扑结构

本文所提出的固态增压器(SSVI)拓扑结构建立在成熟的逆变技术基础上,通过元器件参数设计改进,可满足掘锚机对供电电压的工作要求,以简代繁,适用为主。

提出基于串联固态电压源的动态电压调整系统技术方案,如图1所示。

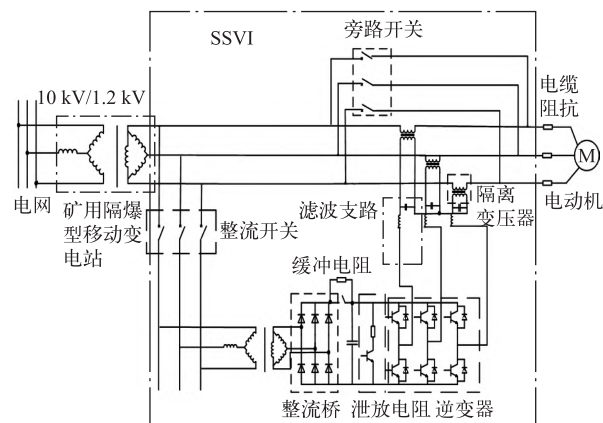


图1 基于串联固态电压源的动态电压调整系统(降压变压器)

Fig. 1 The system of the dynamic voltage regulation based on the solid series voltage source

其中SSVI是矿用隔爆型三相固态增压器,其组成结构如图2所示。

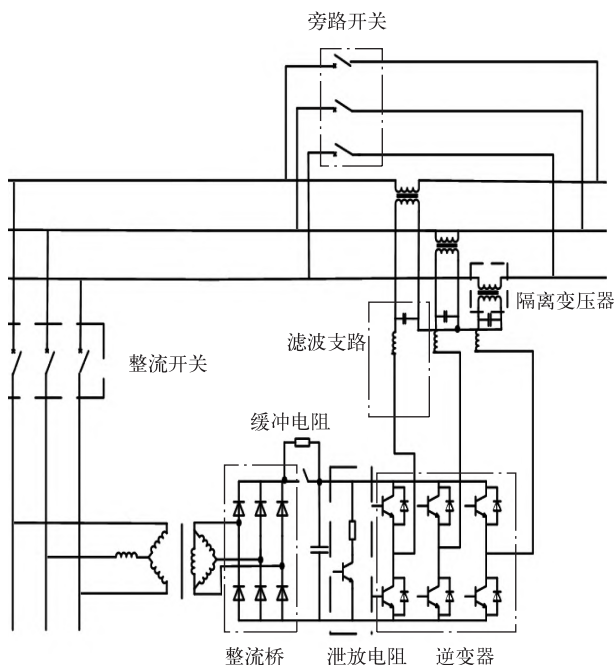


图2 SSVI 内部结构图

Fig. 2 SSVI internal structure diagram

其中的主要组成部分及其功能如下:

1) 降压变压器。普通工频干式变压器,电压比为1 200 V/380 V,其主要作用一方面将移动变电站输出的电压降低至整流桥、逆变器所需要的电压,便于半导体器件的耐压选择;一方面可将SSVI与主系统进行电磁隔离。

2) 整流桥。产生逆变器所需要的直流电压。

3) 泄放支路。与直流电容并联,可在停机时泄放电容器残存的电荷。

4) 逆变器。由6只IGBT管及其续流二极管组成,通过轮流导通与关断,形成PWM输出波形。

5) 滤波单元。由滤波电感和耦合电容组成的低通滤波器,用于滤除逆变器输出电压中的高频分量,保持输出电压接近工频正弦波。

6) 旁路开关。当动态电压调整系统运行正常时,开关断开;当动态电压调整系统运行异常时,开关闭合,移动变电站直接向负载供电。

7) 隔离变压器。工频变压器,电压比为380 V/380 V,起隔离的作用。

2 基于SSVI的供电系统人身触电危险性

漏电保护是矿井低压电网三大保护之一，其可靠性和灵敏性直接与人身触电安全水平相关。由于变频器、SVG、UPQC和SSVI等含有电力电子器件的变换器类装置的接入，导致人身触电电流增大，电气安全水平显著降低；同时，附加直流检测电源的漏电保护检测回路受到直流分量的严重干扰，至今尚无令人满意的解决方法，更无可用的产品供煤矿使用。对于固态有载自动调压系统，不仅谐波影响传统漏电保护的灵敏度和可靠性，而且自动调压系统供电线路的电压波动范围很宽，导致以零序电压、零序电流为采样量的漏电保护无法以漏电阻值作为动作整定值，更无法判断发生漏电的故障相。

在普通三相供电系统中，影响人身触电电流大小的因素主要有绝缘电阻 r 、线路分布电容 C 和三相交流电频率 ω 。而在SSVI系统中，线路分为前后两段，绝缘电阻和线路分布电容分成 r_1 、 r_2 和 C_1 、 C_2 ，变频器输出的三相交流电谐波含量较多，频率 ω 主要以基波、3次谐波和载波频率为主。

为了改变现有漏电保护方法无法解决上述问题的实际状况，本文首先针对基于PWM系统发生人身触电事故时的安全性评估需求，以基于分段线性化（PLM）的分析方法分析人身触电时的电流有效值；然后详细研究煤矿井下低压电网漏电保护方法存在的问题，寻求解决问题的途径；最后提出基于相电压与零序电压相量比（PVZVR）的固态有载调压系统漏电保护方法。

SSVI供电系统人身触电计算模型。在移动变电站低压侧串接SSVI后，由于内部的IGBT等非线性开断器件的存在，输出电压为PWM波，人身触电时流过人体的电流含有相当成分的谐波。井下低压电网从移动变电站到采掘面的距离最长可达3 km，电缆对地分布电容一般在 $0.01 \sim 0.3 \mu\text{F}$ ，因此在考虑人身触电电流时，分布电容的存在不能忽略。根据前述SSVI的拓扑结构，发生人身触电事故的电气原理图如图3

所示。

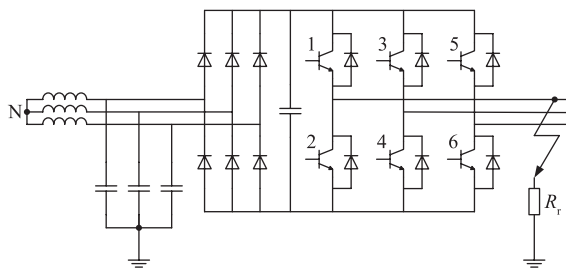


图3 SSVI发生人身触电事故电气原理图

Fig. 3 Simple topological diagram of SSVI electric shock

由于SSVI输出电压为PWM波，并非正弦波，其中含有大量谐波，可采用分段线性等效模型的方法分析计算人身触电电流。

一般来说，经整流后的直流电压存在不同程度的波动，因此整流电路和逆变器之间往往加入电容滤波或电感电容滤波，以得到较为平稳的电压。

在有变频器的情况下，因为谐波的存在，分布电容的容抗值相对降低，流过的电容电流增大，因此对人身触电电流起主要作用的是分布电容，绝缘电阻的影响反而可以忽略。为了分析简便，可假设整流后的直流电压恒定，电缆绝缘电阻值无穷大。

变频器经整流桥整流后的平均直流电压由式（1）可计算得出，在输入线电压为1 140 V时，整流后直流电压平均值 $U_d = 1\ 539.5 \text{ V}$ 。即

$$U_d = \frac{3\sqrt{6}}{\pi} U_2 \cos \alpha \quad (1)$$

式中， U_d 为整流后直流电压平均值，单位为V； U_2 为输入线路相电压，单位为V； α 为触发延迟角，采用二极管整流时， $\alpha = 0$ 。

SSVI载波频率选择1 kHz，调制度可调。根据正弦脉宽调制（SPWM）自然采样法，一个工频周期内PWM控制波形如图4所示。一个工频周期内，PWM控制信号可分为40个时间段，控制着IGBT器件的轮流导通。当发生人身触电时，可以看作人体电阻与 $\pm U_d/2$ 电压来回切换。根据戴维南等效定理，可以画出此时人身触电的等效电路，如图5所示。

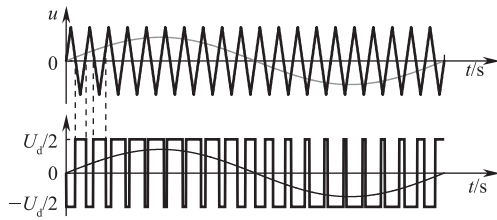


图4 PWM控制波形

Fig. 4 PWM controlled waveform

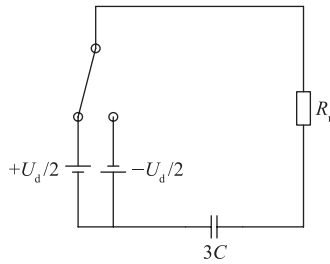


图5 人身触电分段线性等效电路图

Fig. 5 Sectional linear equivalent circuit diagram of electric shock

图5中, 电路在每个时间段内都是恒压源、电容和电阻的形式, 因此这是一个一阶线性电路。根据一阶电路全响应公式, 可以计算出第 n 个时间段内人身触电电流随时间的变化。即

$$i_n(t) = i_n(\infty) + [i_n(0_+) - i_n(\infty)]e^{-\frac{t}{\tau}} \quad (2)$$

式中, $i_n(0_+)$ 为第 n 个时间段触电电流的初始值大小; $i_n(\infty)$ 为第 n 个时间段电流的稳态值; τ 为时间常数。

根据图5可以得到第 n 个时间段的初始时刻与稳态时的各项电路参数计算公式为

$$\begin{cases} i_n(\infty) = 0 \\ i_n(0_+) = \left[(-1)^n \frac{U_d}{2} - U_{C(n)}(0_+) \right] / R_r \\ U_{C(n)}(0_+) = U_{C(n-1)}(\infty) = (-1)^{n-1} \frac{U_d}{2} - i_{n-1}(\Delta T_{n-1}) R_r \end{cases} \quad (3)$$

式中, $U_{C(n)}(0_+)$ 为第 n 个时间段 0_+ 时刻电容两端的电压大小; $U_{C(n)}(\infty)$ 为第 $n-1$ 个时间段末时刻电容两端的电压大小; ΔT_{n-1} 为第 $n-1$ 个时间段的长短。

联立式(2)和式(3), 可得

$$i_n(t) = \frac{(-1)^n \frac{U_d}{2} - \left[(-1)^{n-1} \frac{U_d}{2} - i_{n-1}(\Delta T_{n-1}) R_r \right]}{R_r} e^{-\frac{t}{\tau}} \quad (4)$$

式(4)是一个递推公式, 通过第 $n-1$ 时间段末时刻的电容电压, 可计算出第 n 时间段的触电电流。将电路初始状态值代入式(4), 即可逐步分段计算出每个时间段内人身触电电流。再根据电流有效值式(5), 可计算出每个时间段 ΔT_n 内人身触电电流的有效值 $I_{rms(n)}$ 的大小。设人身电阻 $R_r = 1 \text{ k}\Omega$, 分布电容 $C = 0.3 \text{ }\mu\text{F}$, 利用MATLAB编写相关程序进行计算, 计算公式为

$$I_{rms(n)} = \sqrt{\frac{1}{\Delta T_n} \int_0^{\Delta T_n} [i_n(t)]^2 dt} \quad (5)$$

$$I_R = \sqrt{\frac{\sum_{n=1}^{40} I_{rms(n)}^2 \Delta T_n}{T}} \quad (6)$$

人身触电电流分段计算见表1。将表1中40个时间段内的电流有效值代入式(6)中, 可计算出1个工频周期20 ms内的人身触电电流有效值 $I_R = 639.6 \text{ mA}$, 远远大于30 mA的安全电流值。在上述相同参数的情况下搭建仿真模型进行验证, 结果显示当每相对地分布电容为 $0.3 \text{ }\mu\text{F}$ 时, 20 ms内人身触电电流为648.6 mA, 误差为1.407%。

表1 人身触电电流分段计算

Tab. 1 Personal electric shock current calculation table

n	$\Delta T/\text{ms}$	I_{rms}/mA	n	$\Delta T/\text{ms}$	I_{rms}/mA
1	0.474	1 223.73	21	0.528	2 078.14
2	0.583	2 012.25	22	0.420	2 215.56
3	0.367	2 322.80	23	0.635	1 701.95
4	0.683	1 513.62	24	0.318	2 678.46
5	0.273	2 701.91	25	0.727	1 511.18
6	0.766	1 210.66	26	0.234	2 998.80
7	0.202	2 997.34	27	0.797	1 087.41
8	0.821	981.13	28	0.177	3 211.41
9	0.159	3 012.50	29	0.838	902.14
10	0.846	509.92	30	0.151	2 998.29
11	0.151	3 211.89	31	0.846	756.12
12	0.838	771.21	32	0.159	3 215.08
13	0.177	3 213.88	33	0.821	797.66
14	0.797	998.21	34	0.202	3 017.64
15	0.234	1 007.12	35	0.766	899.36
16	0.727	1 120.54	36	0.273	2 877.64
17	0.318	2 713.94	37	0.683	1 120.11
18	0.635	1 437.14	38	0.367	2 607.45
19	0.420	2 377.60	39	0.583	1 598.75
20	0.529	1 798.56	40	0.475	2 108.87

当载波频率为2 000 Hz时, 根据式 (6) 计算出1个工频周期20 ms内的人身触电电流有效值 $I_R=673.9\text{ mA}$ 。在上述相同参数的情况下搭建仿真模型进行验证, 结果显示当每相对地分布电容为 $0.3\text{ }\mu\text{F}$ 时, 20 ms内人身触电电流为653 mA, 误差为3.101%。

表2 人身触电电流分段计算
Tab. 2 Sectional calculation of personal electric shock current

<i>n</i>	$\Delta T/\mu\text{s}$	I_{ma}/mA	<i>n</i>	$\Delta T/\mu\text{s}$	I_{ma}/mA
1	0.24	691.64	41	0.26	939.48
2	0.27	788.65	42	0.23	653.29
3	0.21	788.94	43	0.29	817.85
4	0.30	714.57	44	0.20	766.94
5	0.18	844.77	45	0.32	731.32
6	0.33	672.06	46	0.17	832.15
7	0.15	899.89	47	0.35	665.20
8	0.36	580.72	48	0.14	945.67
9	0.13	1 024.61	49	0.37	525.68
10	0.39	464.96	50	0.11	1 065.67
11	0.10	1 110.96	51	0.40	433.39
12	0.41	398.55	52	0.09	1 134.52
13	0.08	1 160.50	53	0.42	380.43
14	0.42	360.44	54	0.08	1 174.02
15	0.07	1 188.93	55	0.43	350.04
16	0.44	338.58	56	0.06	1 196.68
17	0.06	1 205.24	57	0.44	332.61
18	0.45	326.03	58	0.05	1 209.69
19	0.05	1 214.60	59	0.45	322.61
20	0.45	318.83	60	0.05	1 217.15
21	0.05	1 219.97	61	0.45	316.87
22	0.45	314.70	62	0.05	1 221.43
23	0.05	1 223.05	63	0.45	313.58
24	0.44	312.34	64	0.06	1 223.89
25	0.06	1 224.81	65	0.44	311.69
26	0.43	310.98	66	0.07	1 225.30
27	0.08	1 225.83	67	0.42	310.60
28	0.42	310.20	68	0.08	1 226.10
29	0.09	1 226.41	69	0.41	309.98
30	0.40	309.75	70	0.10	1 226.57
31	0.11	1 226.74	71	0.39	309.63
32	0.37	309.49	72	0.13	1 226.83
33	0.14	1 226.93	73	0.36	309.42
34	0.35	316.85	74	0.15	1 194.91
35	0.17	1 151.81	75	0.33	378.18
36	0.32	438.30	76	0.18	1 098.27

(续)

<i>n</i>	$\Delta T/\mu\text{s}$	I_{ma}/mA	<i>n</i>	$\Delta T/\mu\text{s}$	I_{ma}/mA
37	0.19	1 052.97	77	0.30	479.06
38	0.29	513.55	78	0.21	1 022.25
39	0.23	996.26	79	0.27	536.94
40	0.26	556.73	80	0.24	954.02

即使按照人身触电电流与时间乘积不大于30 mA·s的规定, 也必须缩短漏电保护动作时间和断路器固有动作时间。如果把全断电时间控制在100 ms、65 ms和50 ms内, 那么人身触电电流与时间乘积分别为179.8 mA·s、116.87 mA·s和89.9 mA·s, 无法保证人身触电不致死亡的最低安全底线, 必须研究能够快速切断故障线路的快速断电装置。如果全断电时间缩短到17 ms, 那么人身触电电流与时间乘积可达到30.5 mA·s, 勉强达到Ⅲ级电气安全水平。

3 基于PVZVR的漏电保护方法

3.1 基于PVZVR的漏电保护原理

PVZVR是零序电压与对地电压的相量比。当负载线路上发生漏电时, 根据戴维南定理画出其等效电路。以负载线路A相某处发生漏电故障为例, 忽略负载线路电阻, 画出等效电路如图6所示。图6中, U_A 为漏电发生前负载线路首端相电压; ΔU 为负载线路首端和漏电发生位置二者的电压降; U_0 为零序电压; Z_0 为对地阻抗; U_{ad} 为漏电阻 R_d 两端的电压。

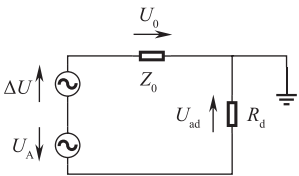


图6 漏电故障戴维南等效电路图
Fig. 6 Leakage fault Davinan equivalent circuit diagram

根据分压定理可知

$$\frac{R_d}{Z_0} = \frac{U_A - U - U_0}{U_0} = -\frac{U_{\text{ad}}}{U_0} = K \angle \varphi \tag{7}$$

$$R_d = Z_0 K \tag{8}$$

式 (7) 中零序电压 U_0 可通过在负载线路

首端处接入电压互感器测得，互感器接法如图7所示。

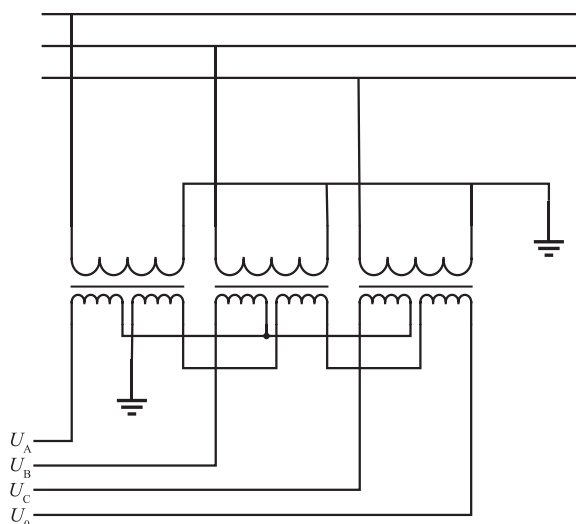


图7 变压器接法示意图(图中相量)

Fig. 7 Transformer connection schematic (phase volume in the figure)

线路对地阻抗 Z_0 测量原理通过在负载线路首端进行人为单相漏电故障实验(已知漏电阻阻值)获得。由于实验故障发生在线路首端,故 ΔU 为0,可以测得 $Z_0 = \frac{R_d U_0}{U_A - U_0}$ 。

3.2 仿真研究

由于理论分析过于复杂,采用仿真实验数据进行归纳分析研究。为了更接近实际装置,固态增压器输出端每相对地电压和零序电压通过电压互感器模型测量,而不是直接采用电压表测量。电压互感器仿真模型内部结构如图8所示。

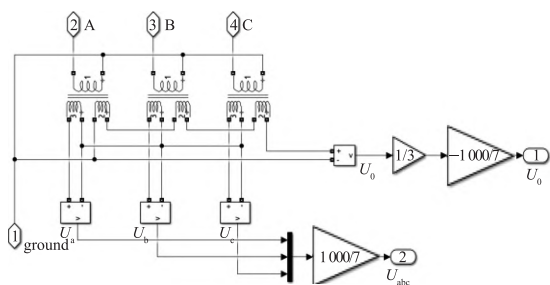


图8 电压互感器仿真模型内部结构

Fig. 8 Internal structure of voltage transformer simulation model

在其他条件不变,仅改变漏电阻 R_d 阻值和漏电发生位置的情况下,取部分实验结果进行观

察,如图9所示。

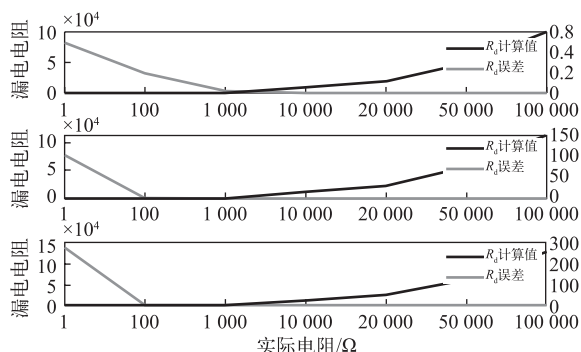


图9 测量漏电阻仿真结果图

Fig. 9 Simulation result graph of measuring leakage resistance

图9中,3个子图对应不同的漏电位置,从上到下分别对应漏电故障发生在负载线路的前、中、后端。由图9可知,在同一个位置发生漏电且 R_d 较小时,误差较大;对于同一 R_d 、不同漏电位置,漏电位置越靠近负载线路首端,测得的 R_d 误差越小。

3.3 自适应漏电故障点的保护判据

由测量漏电阻值的基本原理可知,在供电线路首端仅能测得 $U_A - U_0$,但无法测量 ΔU , ΔU 和漏电故障发生的位置有关,因此无法测得准确的 U_{ad} ,导致 R_d 测量出现误差。仿真结果中这一点也得到了验证,即对于同一 R_d 、不同漏电位置,漏电位置越靠近负载线路首端,测得的 R_d 误差越小。

在改变固态增压器的调压系数、漏电阻 R_d 阻值和漏电发生位置等实验条件的情况下,进行大量漏电仿真实验,仿真结果如图10、图11所示。求出 $K \angle \varphi = \frac{R_d U_0}{U_0}$,分别对 K 和 φ 的数据进行归纳。在其他条件不变,仅改变漏电阻 R_d 阻值和漏电发生位置的情况下,取部分实验结果进行观察可以发现,当 R_d 较小时,其角度变化不定,但在一定的 R_d 范围内,不同漏电位置、不同漏电阻阻值可能求得相同的 K 值,但是其对应的角度 φ 不同。

通过取漏电阻为19~20 kΩ的实验结果进行观察可得,在一定的 R_d 范围内,相同 K 值的两个点发生漏电的位置越靠近负载线路末端, K 角

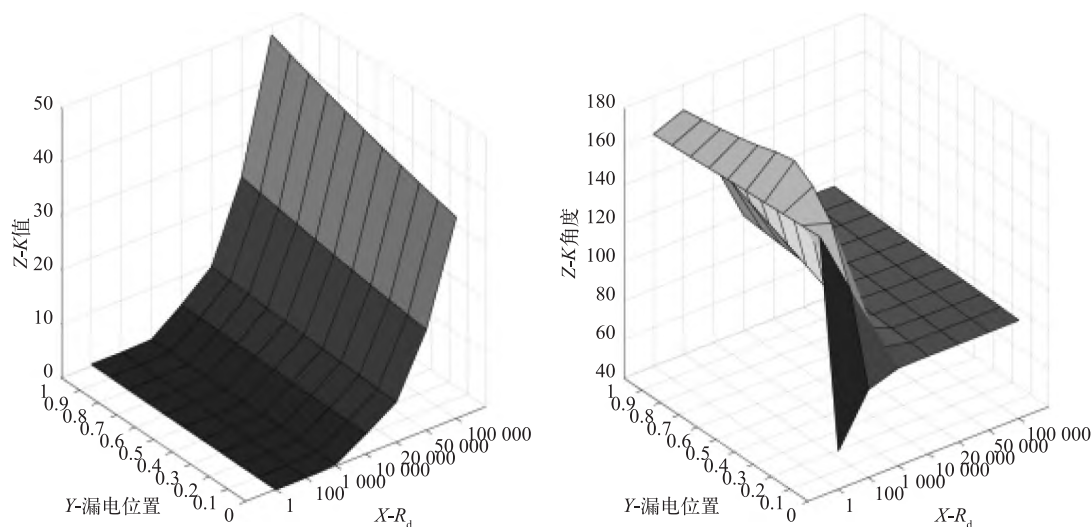


图 10 测量漏电阻仿真结果图

Fig. 10 Simulation result graph of measuring leakage resistance

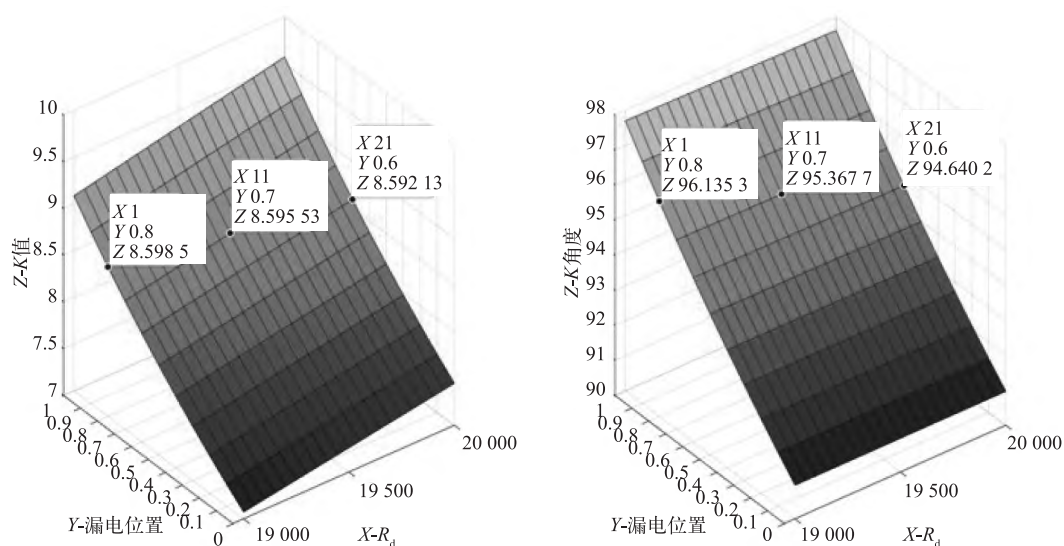


图 11 部分测量漏电阻仿真结果图

Fig. 11 Partially measured leakage resistance simulation results graph

度 φ 越大。

综上所述，在一定的 R_d 范围内，综合考虑 K 和 φ 可以唯一确定一个 R_d 和漏电位置。

4 结束语

1) 在成熟的逆变技术基础上，通过元器件参数设计改进，提出了一种固态增压器(SSVI)拓扑结构，可满足掘锚机对供电电压的工作要求。

2) 在具有SSVI有载调压供电系统发生人身

触电事故时，危险性大幅度提高，必须采用快速断电装置，只有将故障全断电时间缩短到17 ms以内，才能保证触电者不致死亡。

3) 以零序电压与对地电压的相量比为判据对有载自动调压供电系统的单相漏电故障进行正确检测，可大致估算出漏电故障发生的线路位置。

参考文献

[1] 彭红玲. 矿用变频器漏电保护分析[J]. 煤矿机

- 电, 2017(1): 81-84.
- [2] 谢平. 浅谈煤矿井下漏电保护及分析改进[J]. 电子世界, 2020(3): 75-76.
- [3] 韩向栋, 魏良跃, 董军, 等. 煤矿井下低压供电系统漏电保护的研究分析[J]. 中国设备工程, 2022(4): 158-159.
- [4] 睦先明. 浅析矿用变频器的现状与发展趋势[J]. 内蒙古煤炭经济, 2020(8): 38-39.
- [5] ZHANG Quanzhu, JING Changguo, DENG Yonghong. Research on mine frequency converter mutual feedback experimental device[C]. //Advanced Science And Industry Research Center. Proceedings of 2018 International Conference on Computer, Communications and Mechatronics Engineering (CCME 2018). Shanghai: Advanced Science and Industry Research Center; Science and Engineering Research Center, 2018: 433-439.
- [6] 程文红, 李嘉. 变频器的调试与应用分析[J]. 科技风, 2017(14): 157.
- [7] 张利利. 矿用变频器漏电保护探析[J]. 机电工程技术, 2019, 48(8): 78-80.
- [8] 任哲. 矿用变频器漏电保护研究[J]. 机械管理开发, 2018, 33(3): 138-140.
- [9] 吕富杰. 漏电保护技术在煤矿井下供电系统中的应用[J]. 矿业装备, 2021(6): 208-209.
- [10] 朱文胤. 基于数据融合的矿井电网选漏判据的研究[D]. 西安: 西安科技大学, 2019.
- [11] 姜彦辉. 煤矿井下漏电保护过电流保护与保护接地措施 [J]. 科技风, 2011(9): 255.
- [12] 曹晋鹏. 煤矿井下低压供电系统漏电保护分析[J]. 能源与节能, 2021(5): 123-124.
- [13] 赵波, 关微, 郭洪月, 等. 煤矿井下低压电网选择性漏电保护的仿真研究[J]. 科技与创新, 2016(1): 14-15.
- [14] 李剑峰. 智能化选择性漏电保护系统[J]. 煤矿机械, 2011, 32(3): 148.
- [15] 李海洪, 王大伟, 范征. 变频器引起井下漏电保护系统误动的解决方案[J]. 煤矿安全, 2014, 45(9): 120-122.
- [16] 陈广立. 煤矿井下变频负载漏电保护的研究[J]. 煤矿机械, 2016, 37(8): 48-51.
- [17] 王文龙. 基于PSO-VMD的井下变频系统漏电保护方法研究[D]. 焦作: 河南理工大学, 2018.
- [18] 黄靖昆, 高彦, 林科能, 等. 矿用变频器人身触电旁路保护技术[J]. 电气应用, 2021, 40(10): 33-37.
- [19] THOMAS NOVAK. The effects of very-high-resistance grounding on the selectivity of ground-fault relaying in high-voltage long wall power systems[J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 2001, 37(2): 398-406.

作者简介

杨阳 (1990—), 男, 博士研究生, 工程师, 研究方向为电力电子与电力传动。

(收稿日期: 2022-12-15)

开关柜铜排故障电弧多物理场仿真分析 P32

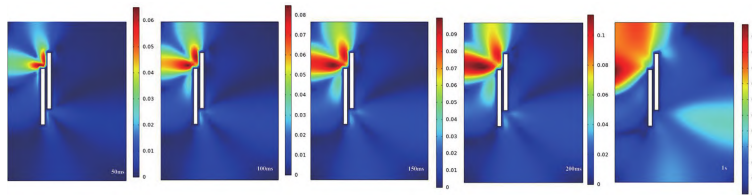


图 6 1 600 A 时不同时刻表面空气流速分布情况 (单位: $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$)
Fig. 6 Distribution of surface air velocity at different times at 1 600 A (unit: $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$)

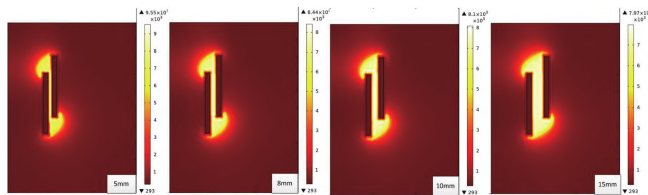


图 9 1 600 A 时不同间距下电弧表面温度分布情况 (单位: T)
Fig. 9 Distribution of arc surface temperature at different spacing at 1 600 A (unit: T)

基于PVZVR的矿用低压固态增压器漏电保护技术的研究 P38

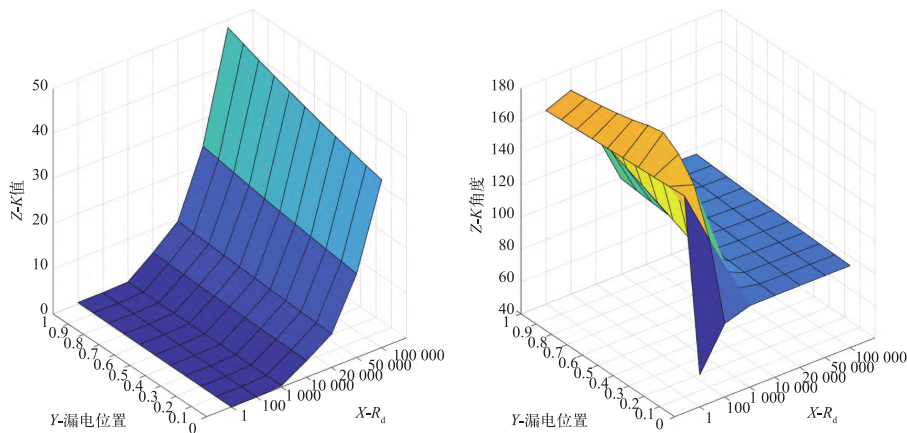


图 10 测量漏电阻仿真结果图
Fig. 10 Simulation result graph of measuring leakage resistance

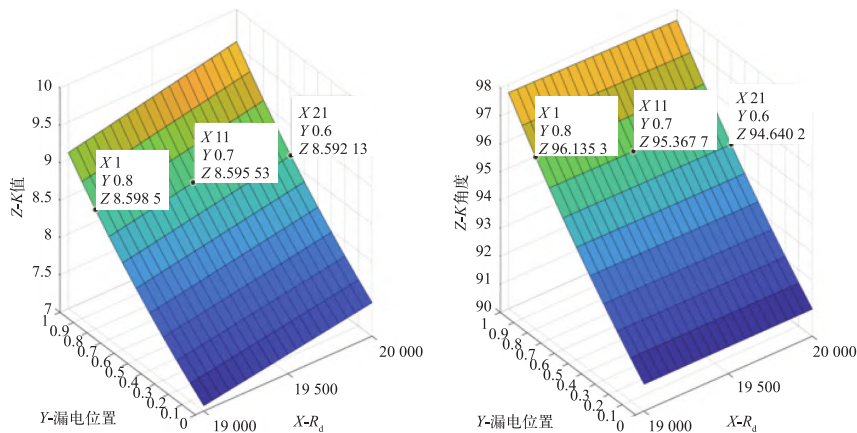


图 11 部分测量漏电阻仿真结果图
Fig. 11 Partially measured leakage resistance simulation results graph