

# 系统故障参数对真空断路器开断性能影响的建模与仿真研究

舒胜文, 阮江军, 黄道春, 吴高波

(武汉大学 电气工程学院, 湖北 武汉 430072)

**摘要:** 建立了基于扩散型真空电弧开断的真空断路器黑盒模型。以电流过零点为界, 针对燃弧阶段建立了电弧电压模型, 并根据试验数据确定了相关系数; 针对弧后介质恢复阶段建立了基于朗缪尔探针理论的弧后电流模型, 不同瞬态恢复电压 (TRV) 上升率对应的仿真结果与试验结果一致。基于所建立的模型, 采用不同的方法评估了短路电流直流分量造成的真空断路器等效开断能力下降倍数, 结果表明: 燃弧能量法进行评估时最苛刻, 转移电荷法次之, 电流有效值法最轻。采用弧后电导表征真空断路器的弧后介质恢复程度, 结果表明: TRV 上升率主要影响弧后 1.5  $\mu\text{s}$  以后的介质恢复速率, 而过零前短路电流下降率仅影响初始弧后介质恢复速率。最后给出了部分系统故障参数对真空断路器开断性能的影响规律。

**关键词:** 断路器; 开断性能; 电弧电压; 弧后电流; 短路电流; 直流分量; 弧后介质恢复速率; 建模

**中图分类号:** TM 561

**文献标识码:** A

**DOI:** 10.3969/j.issn.1006-6047.2013.11.015

## 0 引言

真空断路器以真空作为灭弧及绝缘介质, 具有熄弧能力强、体积小、重量轻、使用寿命长、无火灾爆炸危险、不污染环境等特点<sup>[1]</sup>, 广泛应用于 40.5 kV 及以下电压等级的中压领域中<sup>[2-3]</sup>。真空断路器分断电路时将产生真空电弧, 真空电弧是一种依靠触头蒸发金属蒸气并电离来维持的电弧。

真空断路器的开断过程以电流过零点为界, 分为燃弧阶段和弧后介质恢复阶段。在燃弧阶段, 当电弧电流不大且施加相应的纵向磁场时, 电弧处于扩散态; 随着电弧电流的增大, 弧柱收缩逐渐严重直至电弧呈集聚态, 并出现阳极斑点。电弧电压是燃弧阶段的重要参数之一, 它与真空电弧形态密切相关<sup>[4]</sup>。弧后介质恢复特性直接决定了真空断路器能否成功开断电流, 因为在电流过零时真空间隙中仍然存在许多残余粒子, 包括金属蒸气、离子、液滴等<sup>[5]</sup>。对真空断路器开断过程的 2 个阶段进行研究可以更好地理解真空电弧理论和指导真空断路器的设计。

目前, 高压大容量的发展需求使得大电流集聚型真空电弧的开断特性受到广泛的关注<sup>[6-8]</sup>。大电流真空电弧开断时, 一旦形成稳定的阳极斑点, 触头将严重熔化并在电流过零后继续向间隙中蒸发金属蒸气; 此外, 由于真空电弧高输入能量的影响, 触头表面将变得粗糙<sup>[9]</sup>。此时, 导致大电流开断失败的机制可能有很多种。相反, 小电流真空电弧开断时, 触头

表面状况相对简单, 真空断路器的开断成功与否主要取决于离子的衰减特性, 金属蒸气及液滴等不起主导作用<sup>[5]</sup>。因此, 对小电流扩散型真空电弧的开断过程进行研究有助于探明基本的物理现象。

真空断路器开断过程的数值仿真模型主要包括黑盒模型、流体模型<sup>[10-14]</sup>、粒子模型<sup>[15-16]</sup>和混合模型<sup>[17]</sup>。黑盒模型的优点在于模型简单、求解速度快、易于编程, 可方便植入各种开断条件下的电路中。Andrews 等提出的连续过渡模型是目前采用最多的仿真真空断路器弧后鞘层发展特性及弧后电流的一种黑盒模型<sup>[18]</sup>。然而, 该模型对于电流过零后的电压零区现象缺乏合理的解释; 此外, 应用经验表明, 该模型需要通过特殊的处理才能达到数值上的稳定。流体模型、粒子模型和混合模型能够较精确地获得各种物理量, 但计算效率低, 实际应用很复杂。

本文为分析电力系统短路故障参数对真空断路器开断性能的影响, 针对小电流扩散型真空电弧开断的全过程, 建立了包含燃弧阶段和弧后介质恢复阶段的真空断路器黑盒模型。在燃弧阶段, 建立了电弧电压的数学模型, 并根据电弧电压的试验数据确定了相关系数; 在弧后介质恢复阶段, 建立了基于朗缪尔探针理论的弧后电流模型, 通过选取合适的参数, 与不同瞬态恢复电压 TRV (Transient Recovery Voltage) 上升率作用下的弧后电流测量波形进行了对比以确定模型的准确性。在该模型的基础上, 采用燃弧能量法、转移电荷法和电流有效值法对断路器电流直流分量造成的真空断路器等效开断能力下降倍数进行了评估; 采用弧后电导来表征真空断路器的弧后介质恢复速率, 分析了 TRV 上升率和过零前电流下降率对弧后介质恢复速率的影响。

收稿日期: 2012-11-22; 修回日期: 2013-08-28

基金项目: 国家“十一五”科技支撑计划资助项目 (2009BAA19-B05)

Project supported by the Supporting Program of the “Eleventh Five-year Plan” for Science & Technology Research of China (2009BAA19B05)

### 1 扩散型真空电弧开断全过程的描述

图 1 所示为扩散型真空电弧开断全过程的示意图。动、静触头在  $t_0$  时刻分离,触头向间隙中蒸发出大量金属蒸气,产生真空电弧;当短路电流较小且在磁场作用下,真空电弧呈扩散态,电弧电压主要由阴极压降构成,弧柱压降和阳极压降很小,且未出现明显的噪声;电流在  $t_1$  时刻过零。

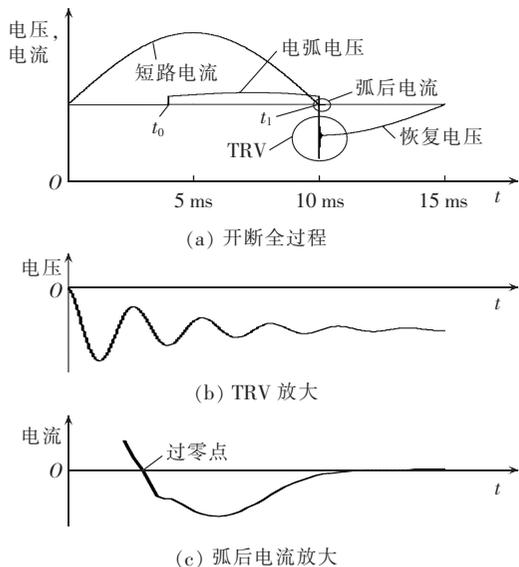


图 1 扩散型真空电弧开断全过程

Fig.1 Whole process of diffuse vacuum arc breaking

图 2 所示为真空电弧开断的电流零区现象,下面借助连续过渡模型对其进行描述。

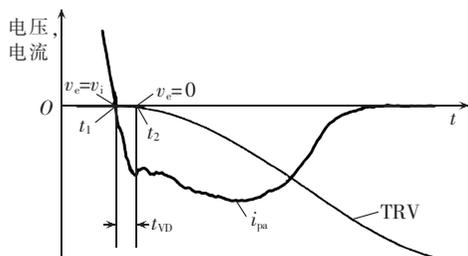


图 2 真空电弧开断电流零区现象

Fig.2 Zero-current area phenomenon of vacuum arc breaking

流过触头间隙的电流密度  $J$  可表示为:

$$J = eN_e v_e - Z_i e N_i v_i \quad (1)$$

其中,  $e$  为元电荷;  $N_e$ 、 $N_i$  分别为电子、离子浓度;  $v_e$ 、 $v_i$  分别为电子、离子速率;  $Z_i$  为平均离子电荷。根据 Kutzner 等的实验结果<sup>[19]</sup>, 扩散型真空电弧中铜离子的组成成分为 30%  $\text{Cu}^+$ 、55%  $\text{Cu}^{2+}$ 、15%  $\text{Cu}^{3+}$ , 可得  $Z_i = 1.85$ 。由于间隙中的等离子体可认为满足准中性条件<sup>[6]</sup>, 即  $N_e = Z_i N_i = N$ , 则式(1)可变为:

$$J = eN(v_e - v_i) \quad (2)$$

电流过零前,  $v_e > v_i$ , 绝大部分电弧电流由电子电流提供;  $v_e$  不断降低, 由于电子质量远小于离子质量,

可认为  $v_i$  保持不变, 故总电流不断降低。

当电弧电流趋于零点时, 阴极斑点数量不断减少, 在电流过零时 ( $t = t_1$ ), 最后一个阴极斑点已消失, 此时  $v_e = v_i$ 。电流过零后,  $v_e$  继续降低, 电流反向, 直至  $v_e = 0$  即仅存离子电流 ( $t = t_2$ )。  $t_1 \sim t_2$  期间, 间隙中净电荷为 0, 由泊松方程可知电压为 0。此后, 电子改变运动方向, 向弧后阳极运动, 在弧后阴极和准中性等离子体之间形成一个正离子鞘层。同时, TRV 开始加载在鞘层两端, 故 TRV 起始时刻  $t_2$  和电流过零时刻  $t_1$  存在时间差  $t_{VD}$ , 对于 10 mm 的真空间隙, 其典型值为 50~100 ns<sup>[8]</sup>。随着 TRV 的上升, 鞘层也随之发展, 直至到达弧后阳极占据整个间隙为止。该过程中, 准中性等离子体中的离子加速向弧后阴极运动, 同时为了保持等离子体的电中性, 电子被弧后阳极吸收。

需要指出的是, 由于连续过渡模型假设电流过零后离子和电子在 1 维空间中均向弧后阴极运动, 故在等离子体和弧后阳极之间将存在 1 个净空间。根据该模型定义, 电流过零后不存在粒子源, 则无粒子进入上述净空间中, 那么弧后阳极和等离子体间无电气连接, 则该阶段电压不为 0; 但图 2 表明该阶段电压为 0。因此, 对于该电压零区现象, 连续过渡模型仅能根据泊松方程得出弧后阴极与等离子体间区域的电压为 0, 等离子体区域为准中性, 可近似视为 0, 但不能合理解释弧后阳极与等离子体间区域。

### 2 模型建立及验证

#### 2.1 模型结构

本文建立真空断路器黑盒模型的基本思路是不深究电弧本身的复杂物理过程, 将其视为 1 个包含若干电弧参数的时变阻抗并将其与所在网络进行联立求解来推断电弧的熄灭趋向。图 3 所示为模型的结构示意图。在系统故障发生前, 理想开关  $S_1$  闭合, 理想开关  $S_2$ 、 $S_3$ 、 $S_4$  打开, 灭弧室对外仅呈现触头电阻  $R_{VI}$ 。故障发生后, 燃弧过程中,  $S_1$ 、 $S_2$ 、 $S_4$  打开,  $S_3$  闭合, 灭弧室对外呈现燃弧电阻  $R_{arc}$ ; 弧后介质恢复过程中,  $S_1$ 、 $S_3$  打开,  $S_2$ 、 $S_4$  闭合, 弧后电阻  $R_{pa}$  触头间电容  $C_{VI}$  并联代入仿真系统。故障开断完成后,  $S_1$ 、 $S_2$ 、 $S_3$  打开,  $S_4$  闭合, 灭弧室等效模型由  $C_{VI}$  代替。

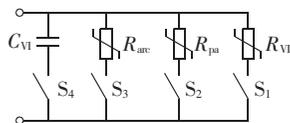


图 3 真空断路器黑盒模型的结构

Fig.3 Structure of black box model of vacuum circuit breaker

#### 2.2 燃弧阶段模型

扩散型真空电弧电压的瞬时值可表示为<sup>[20]</sup>:

$$u_{\text{arc}}(t) = U_0 + r_0 v (t_{\text{arc}} - t_0) i_{\text{sc}}(t) \quad t_0 < t < t_1 \quad (3)$$

其中,  $U_0$  为阴极压降, 与电极材料有关;  $r_0$  为弧柱区单位长度等离子体电阻;  $v$  为平均分闸速度, 取 1.5 m/s;  $t_{\text{arc}}$  为燃弧时刻;  $t_0$  为触头分离时刻;  $t_1$  为电流过零时刻;  $i_{\text{sc}}(t)$  为短路电流瞬时值。根据式(3)可求得电弧电压的最大值  $U_{\text{arcmax}}$ 。

燃弧电阻  $R_{\text{arc}}$  可表示为:

$$R_{\text{arc}} = u_{\text{arc}} / i_{\text{sc}} \quad (4)$$

为了确定  $U_0$  和  $r_0$  的取值, 对某额定电压为 40.5 kV、额定短路开断电流为 31.5 kA 的商用纵磁真空灭弧室的电弧电压进行了测量, 波形如图 4 所示。从图 4 可以看出, 燃弧时间基本维持在 6.5 ms 左右, 电弧电流有效值在 20 kA 以内, 由于纵向磁场的作用, 真空电弧保持扩散态, 未出现明显的噪声和集聚型电弧。

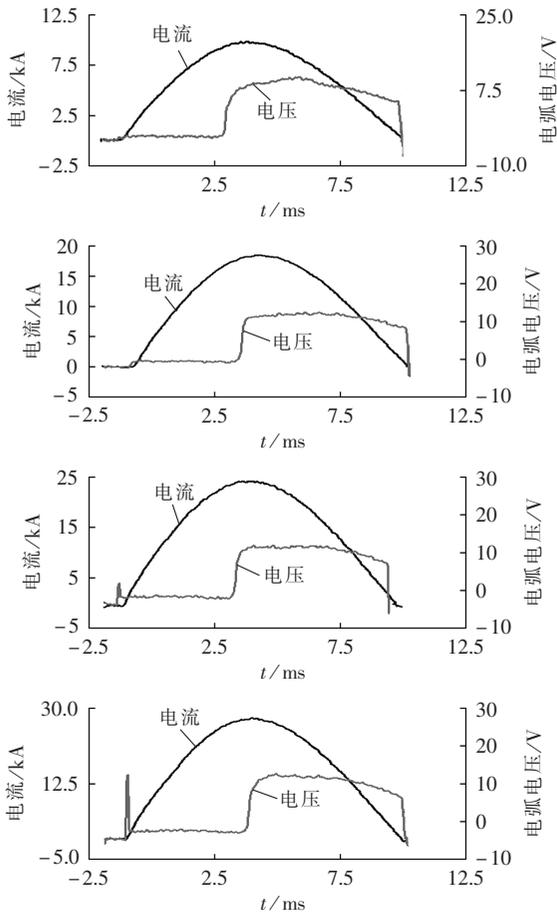


图 4 电弧电压测量波形

Fig.4 Measured waveforms of arc voltage

由图 4 可以得到电弧电压最大值  $U_{\text{arcmax}}$  与电弧电流有效值  $I_{\text{sc}}$  的关系, 如图 5 所示。从图 5 可以看出, 电弧电压随电弧电流的增大而增大, 即呈现出正的伏安特性。对图 5 中的试验数据点进行线性拟合, 可得到  $U_{\text{arcmax}} = 16.35 + 0.37889 I_{\text{sc}}$ , 从而  $U_0 = 16.35$  V,  $r_0 = 0.06265 \Omega/\text{m}$ 。

### 2.3 弧后介质恢复模型

由于真空电弧开断时的电流零区特性与朗缪尔

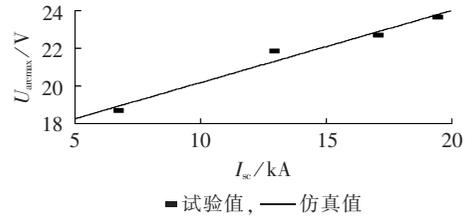


图 5 电弧电压最大值与电弧电流有效值的关系

Fig.5 Relationship between  $U_{\text{arc}}$  and  $I_{\text{sc}}$

探针电气特性相似, 且借助于朗缪尔探针理论中的等离子体鞘、预鞘、波姆判据等理论, 计及粒子的热运动, 可对图 2 所示的电压零区现象进行合理的解释, 具体可参考文献[21]。因此, 本文基于朗缪尔探针理论对弧后电流进行建模, 该模型相比连续过渡模型的另一个优点是数值稳定性更好, 从而更易于编程实现和移植。

基于朗缪尔探针理论, 真空电弧开断时的弧后电流可由以下方程描述<sup>[21]</sup>:

$$i_{\text{pa}} = Z_i e N_i v_B (A + c_1 u) \tanh \frac{Z_i e u}{2kT_e} + C_{\text{sh}} \frac{du}{dt} \quad (5)$$

$$R_{\text{pa}} = u / i_{\text{pa}} \quad (6)$$

$$\frac{dN_i}{dt} = -N_i / \tau - i_{\text{pa}} / (Z_i e c_2) \quad (7)$$

$$v_B = \sqrt{kT_e / m_i} \quad (8)$$

$$C_{\text{sh}} = K / u^{3/4} \quad (9)$$

$$K = 0.42 (A + c_1 u) (Z_i e N_i \epsilon_0)^{1/2} \left( \frac{kT_e}{Z_i e} \right)^{1/4} \quad (10)$$

其中,  $i_{\text{pa}}$  为弧后电流;  $R_{\text{pa}}$  为弧后电阻;  $v_B$  为离子进入鞘层的波姆速率;  $C_{\text{sh}}$  为鞘层等效电容;  $A$  为触头表面积, 取 12.5 cm<sup>2</sup>;  $u$  为断路器两端的 TRV;  $k$  为波尔兹曼常数;  $T_e$  为电子温度, 取 3 eV;  $\tau$  为离子浓度自然衰减时间常数;  $m_i$  为离子质量, 取铜离子的质量  $1.062 \times 10^{-25}$  kg;  $\epsilon_0$  为真空介电常数;  $c_1$  为触头面积有效系数;  $c_2$  为弧后电流引起的离子浓度衰减系数。

在 TRV 起始时刻  $t_2$ , 弧后电流仅由离子饱和电流  $i_{i, \text{sat}}$  构成。取  $t_{\text{VD}} = 50$  ns  $\ll \tau$ , 故可认为  $t_1 \sim t_2$  期间  $N_i$  保持其初始值  $N_{i0}$  不变, 则有:

$$i_{i, \text{sat}} = Z_i e N_{i0} v_B A \quad (11)$$

另一方面, 根据相关实验结果<sup>[8]</sup>,  $t_1 \sim t_2$  期间的电流变化率  $di/dt$  可视为常数, 故根据图 2 可得:

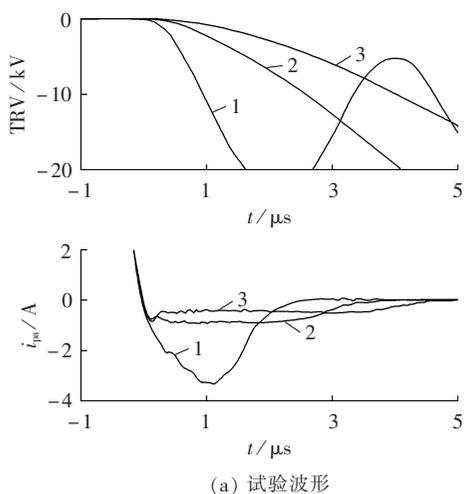
$$i_{i, \text{sat}} = di/dt |_{t=t_1} t_{\text{VD}} \quad (12)$$

式(11)和(12)建立了燃弧阶段(电流下降率)和弧后介质恢复阶段(初始离子浓度)之间的联系。

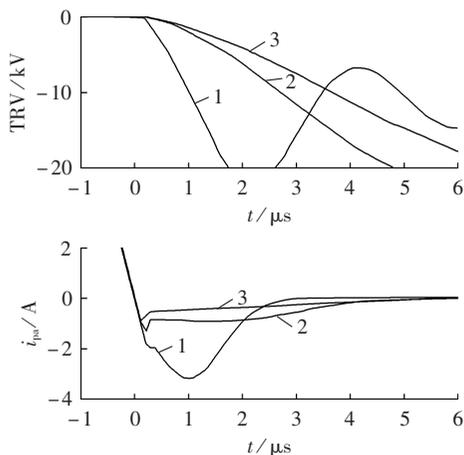
式(4)~(10)中,  $\tau$ 、 $c_1$  和  $c_2$  的取值根据不同的试验条件进行调整, 以实现仿真波形和试验波形的逼近, 其取值范围可参考文献[8, 21-22]。

图 6(a)为不同 TRV 上升率作用下的 TRV 和弧后电流的试验波形<sup>[21]</sup>。仿真中保持开断电流不变, 对

应于  $N_{10}=7 \times 10^{17} \text{ m}^{-3}$ ; 改变 TRV 上升率, 保持  $\tau=5 \mu\text{s}$  不变,  $c_2=3.3 \times 10^{-5} \text{ m}^3$  不变, 仅改变  $c_1$  的取值, 如表 1 所示。仿真波形见图 6(b)。图 6 中, 曲线 1、2、3 分别对应上升率为  $15 \text{ kV}/\mu\text{s}$ 、 $6 \text{ kV}/\mu\text{s}$ 、 $4 \text{ kV}/\mu\text{s}$ 。



(a) 试验波形



(b) 仿真波形

图 6 不同 TRV 上升率下的 TRV 和弧后电流  
Fig.6 TRV and post-arc current for different rising rates of TRV

表 1 不同 TRV 上升率下的  $c_1$  取值

Tab.1 Values of  $c_1$  for different rising rates of TRV

TRV 上升率/ ( $\text{kV} \cdot \mu\text{s}^{-1}$ )	$c_1/(\text{m}^2 \cdot \text{V}^{-1})$	TRV 上升率/ ( $\text{kV} \cdot \mu\text{s}^{-1}$ )	$c_1/(\text{m}^2 \cdot \text{V}^{-1})$
15	$2.0 \times 10^{-6}$	4	$0.5 \times 10^{-6}$
6	$1.0 \times 10^{-6}$		

从图 6 可以看出, 通过选取合适的参数, 弧后电流的仿真波形和试验波形基本一致, 仅持续时间要比试验波形稍长。

### 3 系统短路故障参数对真空断路器开断性能的影响

#### 3.1 短路电流直流分量的影响

电力系统发生短路后, 短路电流中含有周期分量和直流分量, 直流分量以电力网络的时间常数衰减。GB1984—2003《高压交流断路器》<sup>[23]</sup>规定: 直流

分量衰减的标准时间常数为  $45 \text{ ms}$ , 特殊工况下的直流分量衰减时间常数为  $120$ 、 $75$ 、 $60 \text{ ms}$ ; 在主要以电力变压器供电的网络中, 直流分量的时间常数几乎完全取决于电力变压器, 通常超过  $45 \text{ ms}$ , 并且可能达  $150 \text{ ms}$ 。直流分量不仅增大了断路器需要开断的电流值, 在大半波开断时还增加了燃弧时间, 从而给断路器的成功开断增加了难度, 即可认为断路器的等效开断能力有所降低。

考虑最不利的情况, 即假设短路时刻直流分量初始含量为  $100\%$ , 图 7 所示为短路发生后不同时刻直流分量含量与衰减时间常数  $T_a$  之间的关系。可以看出, 即使对于最小的衰减时间常数  $45 \text{ ms}$ , 故障切除时间大于  $70 \text{ ms}$  时, 最大可能的直流分量含量才小于  $20\%$ 。而根据华东电网的统计数据, 其超高压网中切除短路故障的时间在  $50 \text{ ms}$  内的比例已达  $16\%$ <sup>[24]</sup>。因此, 非常有必要考核快速切除故障时直流分量对断路器开断能力的影响。

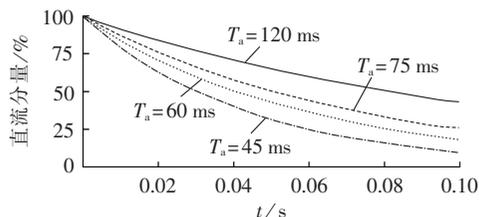


图 7 直流分量与衰减时间常数的关系

Fig.7 Relationship between DC component and decay constant

本节将基于前文扩散型真空电弧模型, 采用电流有效值法、转移电荷法和电弧能量法对直流分量造成的真空断路器等效开断能力下降倍数进行评估。

#### a. 电流有效值法。

断路器需开断的短路电流是周期分量和直流分量的叠加, 其可能的最大有效值  $I_{\text{basym}}$  为:

$$I_{\text{basym}} = \sqrt{I_b^2 + I_{\text{DC}}^2} = I'' \sqrt{1 + 2K_b^2} \quad (13)$$

其中,  $I_b$  为开断时刻的短路电流周期分量;  $I_{\text{DC}}$  为开断时刻的短路电流直流分量;  $I''$  为次暂态电流;  $K_b$  为开断时刻直流分量相对于直流分量初始值的衰减系数, 其取值如式(14)所示。

$$K_b = e^{-t_s/T_a} \quad (14)$$

其中,  $t_s$  为短路开断时刻(短路时  $t_s=0$ );  $T_a$  为直流分量衰减时间常数。

考虑直流分量后, 若仍以开断电流有效值来考核断路器的开断能力, 则等效于其开断能力下降为考虑直流分量前的  $1/\sqrt{1+2K_b^2} \times 100\%$ 。一般而言, 如果直流分量不超过  $20\%$ , 那么额定短路开断电流仅由交流分量有效值表征, 如果计及该断路器固有的  $20\%$  直流分量开断能力, 则等效于其开断能力下降为  $1.04/\sqrt{1+2K_b^2} \times 100\%$ <sup>[25]</sup>。

#### b. 转移电荷法和燃弧能量法。

真空断路器的开断性能与燃弧期间的转移电荷  $Q$  和燃弧能量  $W$  密切相关。 $Q$ 、 $W$  受触头分离相位即燃弧时间及开断电流的影响,可计算如下:

$$Q = \int_{t_0}^{t_1} i_{sc}(t) dt \quad (15)$$

$$W = \int_{t_0}^{t_1} u_{arc}(t) i_{sc}(t) dt \quad (16)$$

开断时刻的直流分量是在  $t_0$  处定义的,对应唯一的直流分量值。根据式(15)、(16),针对非对称电流的大半波,可仿真得到转移电荷  $Q$  和燃弧能量  $W$  随燃弧时间、短路电流有效值和直流分量的变化关系,如图 8 所示。文献[20]通过试验得到的某纵向磁场真空断路器成功开断对应的  $Q$ 、 $W$  的临界值分别为 270 C 和 14 kJ。从图 8 可以看到, $Q$ 、 $W$  明显随燃弧时间、短路电流有效值和直流分量的增大而增大,即真空断路器的等效开断能力不断下降。

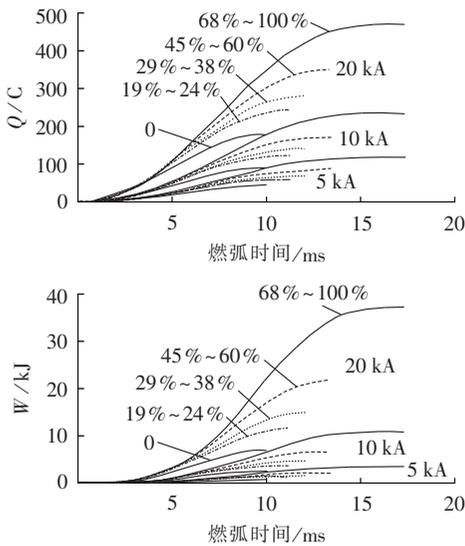


图 8  $Q$ 、 $W$  随燃弧时间、短路电流有效值和直流分量含量的变化关系

Fig.8 Variation of  $Q$  and  $W$  along with arcing time, RMS value of short circuit current and DC component

表 2 所示为短路时刻的直流分量初始含量为 100%,并且真空断路器在短路后 50 ms 开断电流时,3 种方法得到的不同直流分量衰减时间常数下的真空断路器等效开断能力下降倍数,“/”前后的数字分别表示考虑和不考虑断路器固有的 20% 直流分量开断能力下降倍数。

表 2 真空断路器等效开断能力下降倍数  
Tab.2 Discount factor of equivalent breaking capability of vacuum circuit breaker

$T_a$ /ms	$K_b$	等效开断能力下降倍数		
		电流有效值法	转移电荷法	燃弧能量法
45	0.33	0.95/0.91	0.84/0.65	0.74/0.49
60	0.43	0.88/0.85	0.75/0.58	0.61/0.40
75	0.51	0.84/0.81	0.68/0.53	0.53/0.35
120	0.66	0.76/0.73	0.59/0.46	0.41/0.27

从表 2 可以看出,燃弧能量法考核真空断路器等效开断能力的下降倍数最苛刻,转移电荷法次之,电流有效值法最轻。这是因为电流有效值法仅考虑了直流分量造成的开断电流值的增大,未考虑燃弧时间的影响;转移电荷法考虑了短路电流在燃弧时间内的累计效应;采用式(16)计算燃弧能量时,由于电弧电压  $u_{arc}(t)$  为短路电流  $i_{sc}(t)$  的函数,故燃弧能量法考虑了短路电流的平方在燃弧时间内的累计效应。

### 3.2 TRV 上升率和过零前电流下降率的影响

采用弧后电导  $G=1/R_{pa}$  来表征真空断路器的弧后介质恢复, $G$  的下降率越高,弧后介质恢复越快。

不同 TRV 上升率作用下(见图 6)真空断路器的弧后电导的仿真波形如图 9 所示。

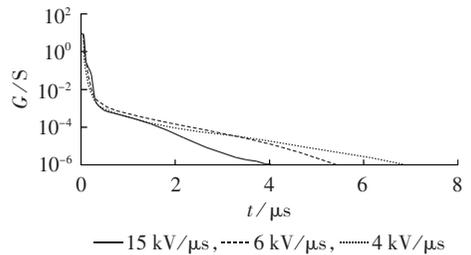


图 9 TRV 上升率不同时真空断路器的弧后电导  
Fig.9 Post-arc conductivity for different rising rates of TRV

从图 6 和 9 可以看出,在弧后 1.5  $\mu$ s 以内,不同 TRV 上升率作用下,虽然 TRV 和弧后电流差别很大,但弧后电导差别不大,即初始弧后介质恢复速率差别不大。此后,最大的 TRV 上升率对应于最大的弧后电流值和最快的弧后介质恢复速率。

从物理机理上,可借助图 10<sup>[17]</sup>所示的不同 TRV 上升率下鞘层边界等离子体浓度的数值仿真结果<sup>[17]</sup>来解释其对弧后电导和最终介质恢复的影响。从图 10 可以看出,弧后初始等离子体浓度为  $1 \times 10^{19} \text{ m}^{-3}$  时,在弧后约 5  $\mu$ s 之前,TRV 上升率对等离子体浓度影响不大,故弧后电导相差不大;之后,TRV 上升率越高,等离子体浓度衰减越快,从而弧后电导下降越快,具体分析可参考文献[17]。因此,数值计算结果证明了图 9 解析计算结果的有效性,但两者初始等离子体浓度的差异导致了临界时刻的不同。

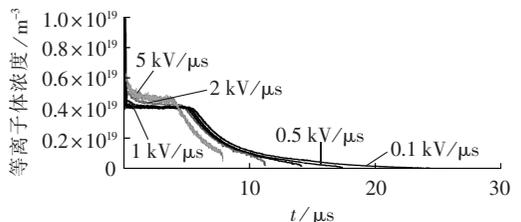


图 10 TRV 上升率不同时鞘层边界的等离子体浓度  
Fig.10 Plasma density at sheath edge for different rising rates of TRV

由式(11)和(12)可知,过零前电流下降率不同将导致弧后初始离子浓度不同,如图 11(a)所示,相应的弧后电流和弧后电导的仿真波形分别如图 11(b)和(c)所示。从图 11 可以看出,过零前电流下降率越大,弧后初始离子浓度越高,弧后电流越大,初始弧后电导越大,即初始弧后介质恢复速率越慢;但此后的弧后电导下降率基本一致,即弧后介质恢复速率差别不大。

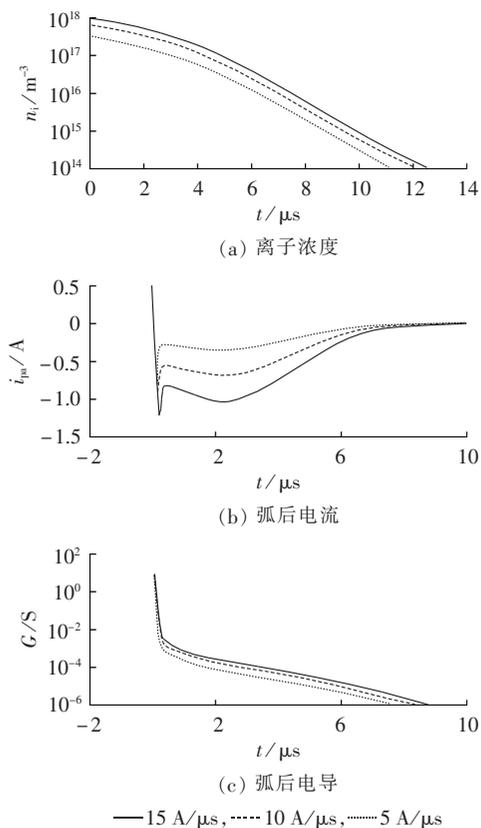


图 11 过零前电流下降率不同时的弧后介质恢复特性

Fig.11 Post-arc dielectric recovery characteristics for different decay rates of breaking current prior to current ZCP

## 4 结论

**a.** 建立了基于扩散型真空电弧开断的真空断路器模型,针对燃弧阶段的电弧电压模型,采用试验数据确定了阴极压降和弧柱区单位长度等离子体电阻 2 个常量参数;针对弧后阶段,基于朗缪尔探针理论建立了弧后电流模型,通过选取合适的参数值,仿真结果和试验结果吻合。

**b.** 有必要考核快速切除故障时直流分量对真空断路器开断能力的影响,采用燃弧能量法进行评估时最苛刻,转移电荷法次之,电流有效值法最轻。从考虑燃弧时间影响的角度看,燃弧能量法和转移电荷法可能比电流有效值法更合适。

**c.** 采用弧后电导表征真空断路器开断扩散型真

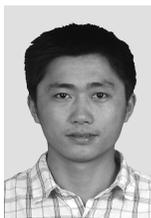
空电弧后的介质恢复速率时,TRV 上升率对初始弧后 1.5 μs 内的介质恢复速率影响不大,但之后,TRV 上升率越高,弧后介质恢复速率越快;过零前的电流下降率则主要影响初始弧后介质恢复速率,两者呈反比关系,而对之后的弧后介质恢复速率影响不大。

## 参考文献:

- [1] 程显,廖敏夫,段雄鹰,等. 基于真空灭弧室与 SF<sub>6</sub> 灭弧室串联的混合断路器动态介质恢复特性[J]. 电力自动化设备,2012,32(5):171-178.  
CHENG Xian, LIAO Minfu, DUAN Xiongying, et al. Dynamic dielectric recovery characteristics of hybrid circuit breaker based on vacuum interrupter and SF<sub>6</sub> interrupter in series[J]. Electric Power Automation Equipment, 2012, 32(5): 171-178.
- [2] 邹积岩,黄智慧,段雄鹰. 基于自具电源的光控真空断路器模块研制[J]. 电力自动化设备,2010,30(10):114-117.  
ZOU Jiyang, HUANG Zhihui, DUAN Xiongying. Development of FCVIM based on self-supplying power source[J]. Electric Power Automation Equipment, 2010, 30(10): 114-117.
- [3] WENZEL Z, LEIBFRIED T. Vacuum circuit breakers in flexible AC transmission systems[J]. IEEE Trans on Power Delivery, 2012, 27(1): 236-244.
- [4] 朱立颖,武建文. 横向磁场下中频真空电弧形态及电弧电压特性[J]. 中国电机工程学报,2011,31(1):131-137.  
ZHU Liying, WU Jianwen. Modes of intermediate-frequency vacuum arc and characteristics of arc voltage under transverse magnetic field[J]. Proceedings of the CSEE, 2011, 31(1): 131-137.
- [5] WANG Zhenxing, GENG Yingsan, LIU Zhiyuan. Stepwise behavior of free recovery processes after diffused vacuum arc extinction[J]. IEEE Trans on Dielectrics and Electrical Insulation, 2012, 19(2): 582-590.
- [6] SCHADE E. Physics of high-current interruption of vacuum circuit breakers[J]. IEEE Trans on Plasma Science, 2005, 33(5): 1564-1575.
- [7] LANEN E P A, POPOV M, SLUIS L V D, et al. Vacuum circuit breaker current-zero phenomena[J]. IEEE Trans on Plasma Science, 2005, 33(5): 1589-1593.
- [8] JOHANNES K. Measurements and modeling in the current zero region of vacuum circuit breakers for high current interruption[J]. IEEE Trans on Plasma Science, 1997, 25(4): 632-636.
- [9] MATSUO T, FUJIMORI H, YANABU S, et al. Insulation recovery characteristics after current interruption by various vacuum interrupter electrodes[J]. IEEE Trans on Dielectrics and Electrical Insulation, 2006, 13(1): 10-17.
- [10] 王立军,贾申利,史宗谦,等. 真空电弧磁流体动力学模型与仿真研究[J]. 中国电机工程学报,2005,25(4):113-118.  
WANG Lijun, JIA Shenli, SHI Zongqian, et al. MHD model and simulation research of vacuum arc[J]. Proceedings of the CSEE, 2005, 25(4): 113-118.
- [11] 王立军,贾申利,史宗谦,等. 大电流真空电弧磁流体动力学模型与仿真[J]. 中国电机工程学报,2006,26(22):174-180.  
WANG Lijun, JIA Shenli, SHI Zongqian, et al. MHD model and simulation of high-current vacuum arc[J]. Proceedings of the CSEE, 2006, 26(22): 174-180.
- [12] WANG L, JIA S, SHI Z, et al. Numerical simulation of vacuum arc under different axial magnetic fields[J]. Journal of Physics

- D Applied Physics,2005,38(4):1034-1041.
- [13] 王立军,贾申利,史宗谦,等. 电弧电流以及纵向磁场对小电流真空电弧特性影响的数值仿真[J]. 电工技术学报,2007,22(1):54-61.
- WANG Lijun, JIA Shenli, SHI Zongqian, et al. Numerical simulation of effect of arc current and axial magnetic field on low current vacuum arc characteristics[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2007, 22(1): 54-61.
- [14] SOLOOT A H, JADIDIAN J, AGHEB E, et al. Two dimensional simulation of post arc phenomenon in vacuum interrupter with axial magnetic field contacts[C]//24th International Symposium on Discharge and Electrical Insulation in Vacuum. Braunschweig, German; Institute of Electrical and Electronics Engineers Inc, 2010: 339-342.
- [15] ROWE S, SARRAILH P, GARRIGUES L, et al. Post-arc period of vacuum circuit breakers: new 2D simulation and experimental results[C]//24th International Symposium on Discharge and Electrical Insulation in Vacuum. Braunschweig, German; Institute of Electrical and Electronics Engineers Inc, 2010: 423-426.
- [16] TAKAHASHI S, ARAI K, MORIMIYA O, et al. A PIC-MCC simulation of the high-voltage interruption ability of a vacuum interrupter[J]. IEEE Trans on Plasma Science, 2007, 35(4): 912-919.
- [17] SARRAILH P, GARRIGUES L, HAGELAAR G J M, et al. Expanding sheath in a bounded plasma in the context of the post-arc phase of a vacuum arc[J]. Journal of Physics D Applied Physics, 2008, 41(1): 1-11.
- [18] ANDREWS J G, VAREY R H. Sheath growth in a low pressure plasma[J]. Physics of Fluids, 1971, 14(2): 339-343.
- [19] KUTZNER J, MILLER H C. Integrated ion flux emitted from the cathode spot region of a diffuse vacuum arc[J]. Journal of Physics D Applied Physics, 1992, 25(1): 686-693.
- [20] MARTIN B J. Vacuum interrupter model based on breaking tests[J]. IEEE Trans on Plasma Science, 1999, 27(4): 969-976.
- [21] LANEN E P A, SMEETS R P P, POPOV M, et al. Vacuum circuit breaker postarc current modeling based on the theory of Langmuir probes[J]. IEEE Trans on Plasma Science, 2007, 35(4): 925-931.
- [22] GILLES R, WELTMANN K D, SCHADE E, et al. Numerical simulation of residual charge of vacuum interrupters[J]. IEEE Trans on Plasma Science, 2001, 29(5): 754-758.
- [23] 全国高压开关设备标准化技术委员会. GB1984—2003 高压交流断路器[S]. 北京: 中国标准出版社, 2003.
- [24] 刘兆林, 殷敏莉. 华东 500 kV 电网短路电流情况的调查[J]. 高压电器, 2008, 44(3): 221-224.
- LIU Zhaolin, YIN Minli. Analysis of short-current failures of the 500 kV power system in East China Grid[J]. High Voltage Apparatus, 2008, 44(3): 221-224.
- [25] 曹伟, 王永生, 张文青, 等. 电力系统短路电流直流分量及其对断路器开断能力的影响[J]. 电网技术, 2012, 36(3): 283-288.
- CAO Wei, WANG Yongsheng, ZHANG Wenqing, et al. Analysis on DC component in short-circuit current of power grid and its influence on breaking ability of circuit breakers[J]. Power System Technology, 2012, 36(3): 283-288.

#### 作者简介:



舒胜文

舒胜文(1987-),男,江西宜春人,博士研究生,主要从事高压电器、真空电弧理论的研究(E-mail: shushengwen@whu.edu.cn);

阮江军(1968-),男,浙江上虞人,教授,博士研究生导师,博士,主要从事电磁场数值计算、高电压与绝缘技术等方面的研究;

黄道春(1976-),男,黑龙江齐齐哈尔人,副教授,博士,主要从事输变电设备外绝缘、高压电器、电磁场数值计算及其工程应用的研究;

吴高波(1986-),男,湖北十堰人,博士研究生,主要从事真空断路器试验技术的研究。

## Influence of system fault parameters on breaking performance of vacuum circuit breaker: modeling and simulation

SHU Shengwen, RUAN Jiangjun, HUANG Daochun, WU Gaobo

(School of Electrical Engineering, Wuhan University, Wuhan 430072, China)

**Abstract:** A black box model of vacuum circuit breaker is established based on diffuse vacuum arc interruption. With the current ZCP (Zero-Crossing Point) as demarcation point, the arc voltage is modeled for the arcing period and its related coefficients are determined according to the test data. The post-arc current is modeled for the post-arc dielectric recovery period based on the Langmuir probes theory. The simulative results for different rising rates of TRV (Transient Recovery Voltage) are consistent with the experimental results. Based on the built models, the equivalent breaking capability discount factor of vacuum circuit breaker caused by the direct current component of short circuit current is evaluated by different methods, which shows that, the arcing energy method is more rigorous than the transferred electric charge method while the latter is more rigorous than the current RMS value method. The post-arc conductivity is used to represent the dielectric recovery degree and results show that, the rising rate of TRV mainly influences the post-arc dielectric recovery rate after 1.5  $\mu$ s while the decay rate of short circuit current prior to current ZCP only influences the initial post-arc dielectric recovery rate. The influencing rules of some system fault parameters on the breaking capability of vacuum circuit breakers are given.

**Key words:** electric circuit breakers; breaking performance; arc voltage; post-arc current; short circuit current; DC component; post-arc dielectric recovery rate; model buildings