

DOI:10.13296/j.1001-1609.hva.2019.02.013

隔离开关触点静态接触下热稳定性研究

邓 斌, 杨 帆, 王国志, 吴文海

(西南交通大学机械工程学院, 成都 610031)

摘要: 为了研究GW4-220 kV高压隔离开关热稳定性,在建立矩形和W形截面触指触点静态接触下接触系统稳、瞬态数学模型和有限元模型的基础上,从理论和仿真两方面研究了隔离开关在50 kA/3 s下的热稳定性。结果表明:导电回路发热主要出现在接触系统,而接触处发热又主要为接触电阻发热,最高温度出现在接触线处;在承受短路电流50 kA/3 s时,热稳定性较差;W形截面触指系统最大温升明显小于矩形截面触指系统。

关键词: 隔离开关; 热—电耦合分析; 有限元法; 热稳定性

Study on Thermal Stability of Disconnector Contact Under Static Contact

DENG Bin, YANG Fan, WANG Guozhi, WU Wenhai

(College of Mechanical Engineering, Southwest Jiaotong University, Chengdu 610031, China)

Abstract: In order to study the thermal stability of the GW4-220 kV high voltage disconnector, based on the establishment of mathematical model and finite element model for contact finger of rectangular section and “W” section, the thermal stability of disconnector under 50 kA/3 s is studied theoretically and simulated. The results show that: conductive loop’s fever mainly appears in contact system and contact system’s fever mainly occurs in contact resistance. Besides, the total temperature appears in contact line. The thermal stability is bad, when the transient current which is 50 kA/3s is applied. The “W” section’s total temperature is smaller than that of rectangular section’s contact finger.

Key words: disconnector; thermo-electric coupling analysis; finite element method; thermal stability

0 引言

高压隔离开关节能降耗和控制过热一直以来都是电力系统亟待解决的重要问题之一^[1]。实际运行中,隔离开关由于受到恶劣环境和复杂气候条件的影响,随着运行时间的增长,导电回路常会出现过热现象,尤其以触指/触头接触处最为严重。隔离开关的主要失效形式是由于接触电阻产生的焦耳热使得收缩区温度升高,致使两接触面产生熔焊。目前,由“导电斑点”接触的微观特征引发的收缩电阻以及接触电阻,一直都是国内外学者关注的热点,并对电接触下热过程数学模型进行了大量的相关研究^[2]。

文中以GW4-220 kV高压隔离开关两种不同截

面触指的接触系统为研究对象,采用建立数学模型和Ansys Workbench有限元分析软件相结合的方式,对触点静态接触下接触系统稳态热效应和暂态热效应进行理论分析和仿真计算,并通过瞬态热—电耦合分析来讨论220 kV隔离开关在50 kA/3 s下的热稳定性及其影响因素。

1 触指/触头接触电阻数学模型

高压隔离开关接触系统电阻由导体自身电阻和接触电阻两部分组成。为了对比研究矩形和W形截面触指对热稳定性的影响,保持两种形式的电阻相同。

两种接触系统的铜触头尺寸相同,触指截面积 $s=286\text{ mm}^2$;触指长度 $l=25\text{ mm}$ 。触指导体内电阻 R_i 为

$$R_s \rho \frac{l}{s} = 1.75 \times 10^{-8} \times \frac{25 \times 10^{-3}}{286 \times 10^{-6}} \approx 0.153 \times 10^{-5} (\Omega) \quad (1)$$

矩形和W型触指截面见图1、2。

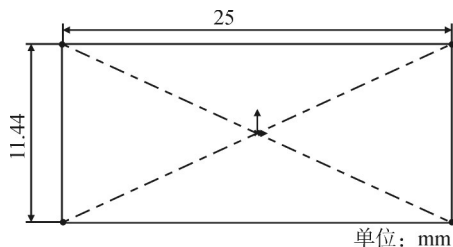


图1 矩形触指截面

Fig. 1 Rectangular contact section

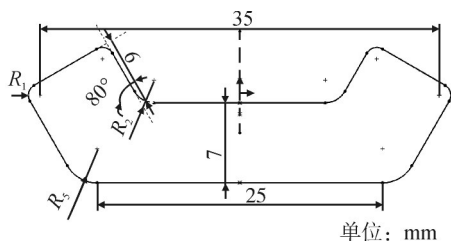


图2 W型触指截面简图

Fig. 2 Section of "W" contact

由于接触电阻值的大小与接触元件的材料、表面粗糙度、接触形式、接触力等都有关^[3],而文[4]中的矩形、W型截面存在触指/触头接触时接触线长度不相等的情况,无法在同等情况下对这两种接触系统热稳定性进行研究。因此,文中采用图2中的截面形状。

目前还未提出动态接触电阻数学模型和数学表达式。因此,文中针对触指、触头稳定接触时的接触电阻,即静态接触电阻。

Williamson的实验表明接触电阻完全是由电流线收缩造成,表面膜只是通过干扰导电斑点的形成来影响电流收缩^[5]。因此,忽略膜电阻的影响,即

$$R = R_c \quad (2)$$

式(1)中: R 为接触电阻; R_c 为收缩电阻。

文中接触系统采用线接触方式,结构示意图见图3、4。将矩形触指/触头接触系统命名为A类,W型命名为B类。

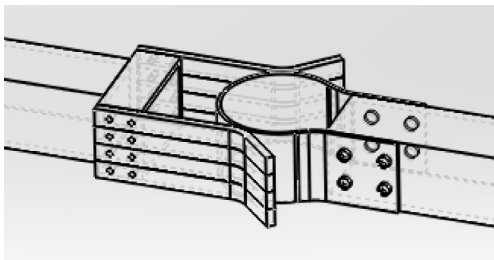


图3 A类触指/触头接触系统

Fig. 3 Contact system of type A

采用Holm单斑点一级收缩模型,该模型将触点的形状处理为直径为 D 的圆形金属导电斑点^[6]。当电流通过此导电斑点时电流线产生收缩产生收缩

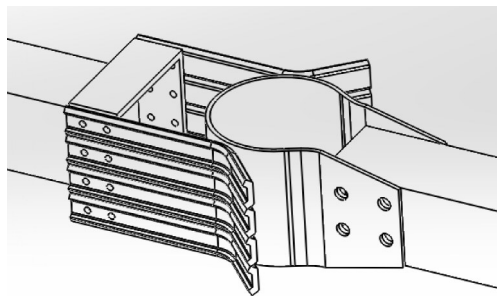


图4 B类触指/触头接触系统

Fig. 4 Contact system of type B

电阻,而电流线的变形主要与触点压力和触点形状有关^[7]。文中提出的接触系统结构满足Hertz接触条件,即接触区的有效尺寸比起每个部件的尺寸及其表面相对曲率半径是很小的,利用解析法得到触点接触半径 d 为

$$\begin{cases} d = \left(\frac{3FR}{4E'} \right)^{\frac{1}{3}} \\ R = \left(\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} \right)^{-1} \\ E' = \frac{E}{2(1-\nu^2)} \end{cases} \quad (3)$$

式(3)中: F 为接触力; R_1 、 R_2 为两部件的半径; E 为接触材料杨氏模量; ν 为接触材料泊松比。

文中采用Holm单斑点一级收缩模型,其数学表达式为

$$R_c = \rho/D \quad (4)$$

相关资料显示^[8]:若触头接触为圆形,导电斑点半径 $r \approx 0.1$ mm 铜的电阻率, $\rho = 1.75 \times 10^{-8}$ mΩ 根据Holm理论公式计算得到接触电阻为

$$R_c = \rho/D = \frac{1.75 \times 10^{-8}}{0.0002} = 0.0875 \text{ (m}\Omega\text{)}$$

从上可以看出,接触力会对触点接触半径,进而对收缩电阻产生影响,另外在瞬时过热条件下如果考虑接触力,触点半径会发生变化从而影响收缩电阻,对温升产生影响。为了避免接触力对热稳定性的影响,在Workbench中进行有限元分析时,耦合节点位移处施加恒定接触力,并建立接触对,从而保证文中只分析触头截面形式对隔离开关热稳定性的影响。

2 触指/触头接触系统稳态热稳定性分析

以GW4-220 kV 高压隔离开关为研究对象,该型号隔离开关实际运行中流过的电流很大,额定电流 2 000 A,额定短时耐受电流则高达 50 kA/3 s,因此会产生大量的电阻发热,尤其是在触指/触头接触处发热更为明显^[9]。文中忽略流经各个触指的电流

差异,近似认为触指上的电流分配均相同。

2.1 接触系统稳态热过程数学模型

已有文献给出了短路条件和稳态时触点温升计算公式^[10-14]。触点稳态热过程数学模型为

$$\begin{cases} \frac{\partial \theta}{\partial t} = \alpha^2 \frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} + \frac{q_v}{c_p \gamma} - \frac{K_T p}{A c_p \gamma} \cdot \theta \\ \theta|_{t=0} = 0 \\ \theta|_{x \rightarrow \infty} < \infty \\ \left. \frac{\partial \theta}{\partial x} \right|_{x=0} = -\frac{q_s}{\lambda} \end{cases} \quad (5)$$

式(5)中: α^2 为触点材料导温系数; λ 为导热系数; c_p 为触点材料的比热; γ 为触点材料的密度; K_T 为散热系数; p 为导电板的横截面周长; A 为导电板的横截面面积; q_v 为导体内热源; q_s 为接触电阻产生的内热源的一半。

对式(5)的解进行拉氏变换,得

$$\theta(x, t) = \frac{q_s}{2\lambda\beta} [\exp(-\beta x) \times \operatorname{erfc}\left(\frac{x}{2\alpha\sqrt{t}} - \sqrt{\beta t}\right) - \exp(\beta x) \times \operatorname{erfc}\left(\frac{x}{2\alpha\sqrt{t}} + \sqrt{\beta t}\right)] + \frac{q_v}{\lambda\beta^2} (1 - e^{-\beta^2 t}) \quad (6)$$

式(6)中:第1项为接触电阻生热;第2项为导体内部生成热。其中, $\beta = \sqrt{\frac{K_T p}{A \lambda}}$, $\operatorname{erfc}(z)$ 是余误差函数,表达式为

$$\operatorname{erfc}(z) = 1 - \operatorname{erf}(z) = 1 - \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^z e^{-x^2} dx \quad (7)$$

从式(6)中可以看出:当 $x \rightarrow \infty$ 时,第1项趋近于0,说明接触电阻生热只对触点及其附近触指产生影响,而在无限远处,触指的温升取决于导体自身内部生成热。

由于文中接触电阻值 $0.087\ 50\ \text{m}\Omega$ 远远大于触指自身电阻 $0.001\ 53\ \text{m}\Omega$,即 $x \rightarrow 0$ 时,触点及其附近的温升主要取决于接触电阻引起的热作用而非导体内部热源的热作用。

A、B两类触指模型的截面积、触指长度以及接触线长度相等,保证了导体自身电阻以及接触电阻均相同。

2.2 接触系统热—电耦合稳态温升仿真

2.2.1 接触系统内电阻稳态发热

为了更准确研究接触系统的热稳定性,将接触电阻的影响通过其通电发热量来反映^[15-16]。

在对模型划分网格时,运用自由分网的方式^[17]。对接触系统采用较小的网格尺寸,并采用柔性网格,网格划分比较精细;其余部件网格划分较粗,从而达到即节省计算时间又保证计算精度的要求。隔离开关接触系统网格剖分图见图5。

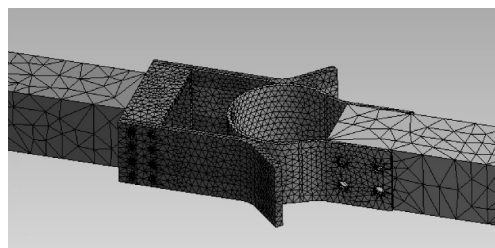


图5 接触系统网格剖分图

Fig. 5 Mesh generation of contact system

在稳态温升仿真中,触头侧接线端子加载额定电流 $2\ 000\ \text{A}$,同时将触指侧接线端子电压设置为 $0\ \text{V}$ 。由于环境为常温户外空间,空气处于自然对流状态。相关资料显示^[6]:在此条件下,空气的对流散热系数为 $5 \sim 10\ \text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ 。施加的对流散热系数为 $10\ \text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$,环境温度为 $25\ ^\circ\text{C}$ 。虽然A、B两类触指散热面积存在差异,但由触点稳态热过程数学模型可以看出该物理量对触指稳态热过程影响微乎其微。

先忽略接触电阻的影响,只由接触系统导体内电阻生热导致的温度场分布云图,见图6、7。

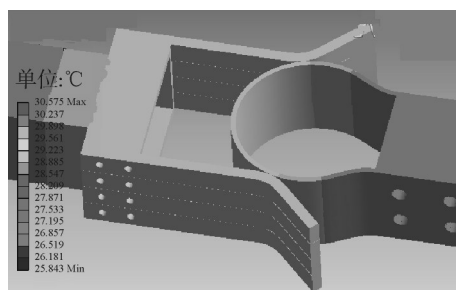


图6 A类接触系统内热源温度场分布

Fig. 6 Inner thermal source temperature distribution of type A's contact system

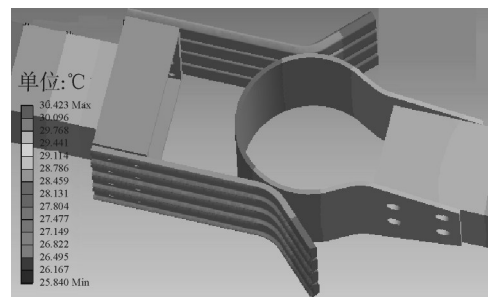


图7 B类接触系统内热源温度场分布

Fig. 7 Inner thermal source temperature distribution of type B's contact system

图6中A类接触系统接触线上的稳态温度约为 $29.5\ ^\circ\text{C}$;图7中B类接触系统接触线上的温度约为 $28.5\ ^\circ\text{C}$ 。

2.2.2 接触系统接触电阻稳态发热

文中隔离开关接触电阻稳态温升的研究对象

为单个的触指模型,从而达到简化模型的目的。忽略温度对电阻率的影响,将隔离开关接触系统处理成一个并联电路,则流经各个触指的额定电流近似为250 A。已知触指/触头接触处的接触电阻为 $R=0.0875\text{ m}\Omega$,则接触电阻产生的热量为

$$Q_c = I^2 R_c = 250 \times 250 \times 0.0875 \times 10^{-3} \approx 5.5(\text{W}) \quad (7)$$

将以上计算得到的接触电阻发热量施加到触指/触头接触线上,得到接触系统温度场分布云图,见图8、9。

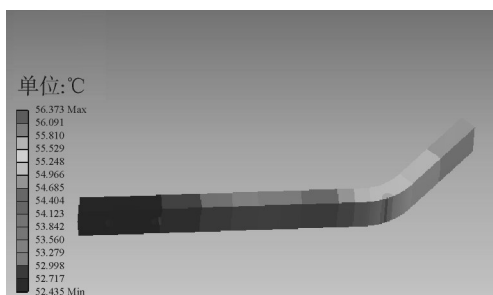


图8 A类触指温度场分布

Fig. 8 Contact temperature distribution of type A

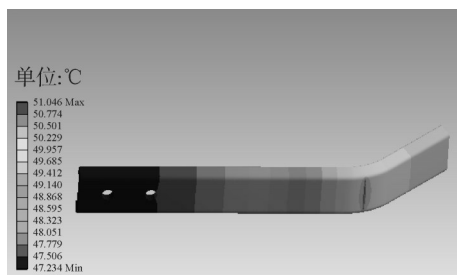


图9 B类触指温度场分布

Fig. 9 Contact temperature distribution of type B

从图8、9可以看出:由于GW4-220 kV为线接触方式,这种接触方式的接触面积较小,传热效果不佳^[18],接触系统的发热主要集中在接触线上。A类触指最高温度约为56.4℃,而B类触指约为51.0℃。结合图6、7可知:接触系统发热的主要热源为接触电阻发热。仿真计算和理论分析结果一致,说明模型正确。

3 触指/触头接触系统瞬态热稳定性分析

许多电器都必须经受短路电流的考验^[13]。对于GW4-220 kV高压隔离开关,即短路大电流50 kA/3 s的作用下,要求触头接触面不会出现过热现象。

3.1 接触系统瞬态热过程数学模型

在短路电流条件下,由于电流的作用时间较短,触点温升计算可以忽略散热,其发热过程数学模型^[17]为

$$\begin{cases} \frac{\partial \theta}{\partial t} = \alpha^2 \frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} + q_v \\ \theta|_{t=0} = 0 \\ \theta|_{x \rightarrow \infty} < \infty \\ \frac{\partial \theta}{\partial x}|_{x=0} = -\frac{q_s}{\lambda} \end{cases} \quad (9)$$

式(9)中: $\alpha_2 = \lambda / (c_p \gamma)$; $q_v = I^2 R_c / (V \cdot c_p \gamma)$; $q_s = I^2 R_c / A$; V 为导体体积。

先对式(9)进行关于 t 的拉氏变换,再对其解进行拉氏逆变换,当 $x=0$ 即接触系统触点处温度为

$$\theta|_{x=0} = \frac{I^2 R_c t}{V \cdot c_p \lambda} + \frac{2\sqrt{t}}{\sqrt{c_p \gamma \lambda}} \cdot \frac{I^2 \rho_\alpha}{4rA} \quad (10)$$

式(10)中, ρ_α 为0℃导体电阻率。式(10)右侧第1项代表导体体内热源对接触处温升的影响;第2项代表接触电阻产生的焦耳热对接触处温升的影响。

相关资料表明^[19-20]:对于Cu导体,当 $A=1\text{ cm}^2$ 、 $p=1\text{ cm}^2$ 、 $V=1\text{ cm}^3$ 时,表达式(10)中第2项系数约为第1项的15倍左右,即在短路电流下接触面上的温升主要取决于接触焦耳热而非导体内热源。

3.2 接触系统热—电耦合瞬态温升仿真

流经各个触指的额定短时耐受电流为6 250 A/3 s,接触电阻产生的热量为 $Q_c' = I^2 R_c = 6\,250 \times 6\,250 \times 0.0875 \times 10^{-3} \approx 3\,417.97\text{ W}$ 。

将以上计算得到的接触电阻瞬态发热量施加到触指/触头接触线上,得到3 s内接触线上最高温度变化曲线,见图10。

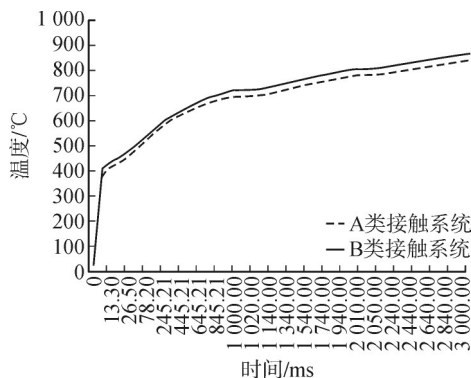


图10 触点最高温度随时间变化曲线

Fig. 10 The change curve of contact's highest temperature changes with time

A、B两类触指瞬态温度场分布分别见图11、12。从图10-12可以看出:由于额定短时耐受电流作用时间只有3 s,可将其视为绝热过程,因此热量主要集中在触指/触头配合接触线上。A类触指接触线上的最高温度约为883℃,而B类为865℃。接触处触指材料为Cu(熔点为1 083℃),接触线处不会发生粘连。



图 11 A类触指瞬态温度场分布

Fig. 11 The contact's transient temperature distribution of type A

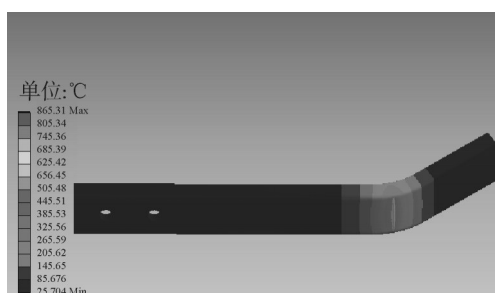


图 12 B类触指瞬态温度场分布

Fig. 12 The contact's transient temperature distribution of type B

4 热稳定性影响因素分析

以上分析表明:GW4-220 kV 隔离开关热稳定性主要与接触线部位的温升有关,这从根本上讲是因为热量集聚于此造成的结果,而绝大部分的热量是由于短路电流作用下接触电阻生热造成的,因此热稳定性与接触电阻、额定短时耐受电流以及通流时间有着直接的关系。

文中采用了两种不同截面型式的触指,忽略导体自身电阻对热稳定性的影响,通过改变接触电阻和额定短时耐受电流,对比研究 A、B 接触系统在通流时间 3 s 时接触线上的最大温升,见图 13、14。

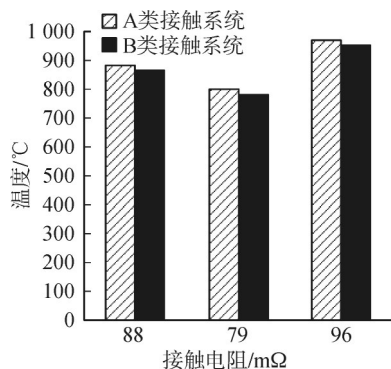


图 13 接触线最高温度与接触电阻的关系(6 250 A)

Fig. 13 The relationship between contact line's highest temperature and contact resistance(6 250 A)

由图 13、14 可知:当接触电阻越大,额定短时

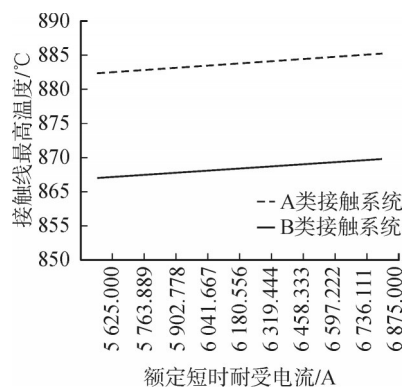


图 14 A、B类接触系统接触线最高温度与额定短时耐受电流的关系

Fig. 14 The relationship between contact line's highest temperature and tolerance current of type A and B

耐受电流越大时,A、B 接触系统接触线上的最高温度也越高。但是,B 类接触系统最大温升明显小于 A 类。可见除接触电阻值、短路电流通流时间以及额定短时耐受电流值以外,触指截面型式也应该是高压隔离开关热稳定性影响因素之一,因此要提高其热稳定性,就必须综合考虑各个影响因素。

5 结论

通过建立 GW4-220 kV 高压隔离开关接触系统的稳、瞬态热过程数学模型以及三维有限元分析模型,并在其基础上对接触线部位进行了热稳定研究,得出以下结论:

1)采用两种不同截面型式触指作为对比,利用 Holm 单斑点一级收缩模型计算出的接触电阻远远大于导体内电阻,并通过接触系统稳、瞬态热过程数学模型,从理论上证明了导电回路发热主要出现在接触系统,而接触处发热又主要为接触电阻发热。

2)当隔离开关导电回路通以额定电流 2 000 A 时,结果显示最高温度均出现在接触线处,分别为 56.4 °C 和 51.0 °C,在隔离开关允许温升范围之内。因此,在通入额定电流 2 kA 时,该型号的隔离开关可以稳定、正常工作。

3)在导电回路承受短路电流 50 kA/3 s 时,A、B 两类接触线最高温升为 883 °C 和 865 °C,虽然低于触指、触头材料熔点,但也说明此时接触系统已属于过热状态,热稳定性较差。

4)在忽略导体自身电阻对热稳定性影响的前提下,触指截面型式会对接触系统最大温升产生影响,B 类接触系统最大温升明显小于 A 类。

参考文献:

- [1] 吴涛,余海涛,戴永正,等. 550 kV 高压隔离开关热稳定性分析[J]. 高压电器, 2013, 49(9): 134-141.
WU Tao, YU Haitao, DAI Yongzheng, et al. Thermal stability analysis of 550 kV high-voltage disconnector[J]. High Voltage Apparatus, 2013, 49(9): 134-141.
- [2] 程礼椿. 电接触理论及应用[M]. 北京: 机械工业出版社, 1988.
CHENG Lichun. Electrical contact theory and application[M]. Beijing: China Machine Press, 1988.
- [3] 姚文华. 电触点材料接触电阻分析[J]. 电工材料, 2005(3): 22-25.
YAO Wenhua. An analysis of contact resistance about electrical contact materials[J]. Electrical Engineering Alloy, 2005(3): 22-25.
- [4] 刘卫峰. 高压隔离开关自力型触指结构优化设计及其成形技术研究[D]. 洛阳: 河南科技大学, 2011.
LIU Weifeng. Optimization design and study of formability on self-elastic contact finger used in the high voltage isolating switch[D]. Luoyang: Henan University of Science and Technology, 2011.
- [5] 程礼椿. 论接触电阻模型与应用问题[J]. 高压电器, 1993, 29(2): 34-40.
CHENG Lichun. The problems of contact resistance models and their applications[J]. High Voltage Apparatus, 1993, 29(2): 34-40.
- [6] HOLM R. Electric contacts theory and application[M]. Heidelberg: Springer-Verlag, 1967.
- [7] 梁慧敏, 李博, 由佳欣. 基于有限元法的隔离开关热稳定性仿真分析[J]. 低压电器, 2011(1): 9-12.
LIANG Huimin, LI Bo, YOU Jiaxin, et al. Thermal stability simulation analysis of disconnect switch based on finite element method[J]. Low Voltage Apparatus, 2011(1): 9-12.
- [8] 李奎, 陆俭国, 张冠生. 电器触点静态接触下热过程的数学分析[J]. 高压电器, 1997, 33(3): 31-35.
LI Kui, LU Jianguo, ZHANG Guansheng. The mathematical analysis for the thermal process of apparatus contact on the constraints of static contact[J]. High Voltage Apparatus, 1997, 33(3): 31-35.
- [9] 钟振蛟. 户外隔离开关导电回路过热的原因及对策[J]. 高压电器, 2005, 41(4): 307-309.
ZHONG Zhenjiao. The causes and countermeasures for the overheat of conducting circuit for outdoor disconnector[J]. High Voltage Apparatus, 2005, 41(4): 307-309.
- [10] 宋帆, 申春红, 林莘, 等. 800 kV GIS 隔离开关—磁场—温度场计算与分析[J]. 高电压技术, 2008, 34(7): 1383-1388.
SONG Fan, SHEN Chunhong, LIN Xin, et al. Calculation and analysis on magneto-thermal fields of 800 kV GIS disconnector[J]. High Voltage Engineering, 2008, 34(7): 1383-1388.
- [11] 杨世铭, 陶文铨. 传热学[M]. 第3版. 北京: 北京高等教育出版社, 1998.
YANG Shiming, TAO Wenquan. Heat transfer[M]. Third Edition. Beijing: Higher Education Press, 1998.
- [12] 张冠生. 电器学基础理论[M]. 北京: 机械工业出版社, 1989.
ZHANG Guansheng. Fundamental theory of electromagnetic devices[M]. Beijing: China Machine Press, 1989.
- [13] 塔耶夫 H C. 电器学[M]. 任耀先, 译. 北京: 机械工业出版社, 1981.
CHETAEV H C. Electromagnetic devices[M]. REN Yaoxian, Translate. Beijing: China Machine Press, 1981.
- [14] 李震彪, 程礼椿. 短路电流下的电器发热分析[J]. 低压电器, 1995(6): 28-30.
LI Zhenbiao, CHENG Lichun. Heat analysis of apparatus on the constraints of short circuit[J]. Low Voltage Apparatus, 1995(6): 28-30.
- [15] HOLM R. Electrical contacts handbook[M]. Heidelberg: Springer-Verlag, 1958.
- [16] GERBER M, FERRERA J A. An improved 3D integrated DC converter for high temperature environments[C]//35th Annual IEEE Power Electronics Specialists Conference. [S.l.]: IEEE, 2004: 2779-2785.
- [17] TROWBRIDGE C W. Electromagnetic computing: The way ahead[J]. IEEE Transactions on Magnetics, 1988, 24(1): 3218.
- [18] 张伟. 高压隔离开关触头导电性失效研究[D]. 北京: 华北电力大学, 2011.
ZHANG Wei. The contact electrical conductivity failure of high voltage separate switch[D]. Beijing: North China Electric Power University, 2011.
- [19] 李震彪. 电触头材料抗静熔焊能力研究[J]. 中国电机工程学报, 1994, 14(1): 34-36.
LI Zhenbiao. Static welding resistance of electric contact materials[J]. Chinese Society for Electrical Engineering, 1994, 14(1): 34-36.
- [20] 李震彪. 电触头材料及其不同配对时抗动熔焊能力的研究[J]. 电工技术学报, 1993, 8(3): 1-5.
LI Zhenbiao. The investigation on dynamic welding resistance of electric contact materials and their pairings[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 1993, 8(3): 1-5.

邓斌(1964—), 男, 工学博士, 教授, 研究方向为机电一体化控制、仿真及水压驱动技术。