

真空有载分接开关中真空灭弧室触头合闸行为研究

荣一鸣¹, 孙佳佳¹, 史宗谦¹, 李戈琦^{1,2}, 赵梓乔¹, 莫永鹏¹

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

2. 中国电力科学研究院有限公司, 北京 100192)

摘要: 真空灭弧室作为真空有载分接开关(on-load tap-changer, OLTC)的核心组件, 其能否顺利合闸决定了负载切换的可靠性。在真空 OLTC 长期运行过程中, 真空灭弧室频繁遭受较大的机械冲击, 容易发生疲劳破坏, 从而导致触头合闸失败, 影响切换操作的可靠性。该文以油浸式真空 OLTC 的真空灭弧室及其操动机构为研究对象, 建立了描述触头碰撞过程的动力学模型和有限元模型, 获得了合闸过程中的应力波传播规律, 确定了容易发生疲劳破坏的部位, 并研究了应力和合闸弹跳的主要影响因素。结果表明: 当动触头碰撞速度不超过 1 m/s 时, 初次合闸碰撞后, 合闸压力才成为触头弹跳的主要影响因素; 在合闸时触头会发生明显的弹跳现象, 且连杆上的应力迅速升高并在多个极值之间跳动, 在循环应力作用下更容易发生机械损坏; 增大静导电杆半径, 回弹量基本不变, 最大应力明显增大; 增大动导电杆半径或连杆半径, 回弹量增大, 最大应力减小; 增大合闸保持力, 回弹量减小, 最大应力基本不变; 降低合闸速度有利于减小最大应力和回弹量。该文研究结果可为真空 OLTC 中真空灭弧室的优化设计提供理论指导。

关键词: 真空有载分接开关; 合闸碰撞; 动力学模型; 有限元模型; 应力波

Contact Closing Behavior of Vacuum Interrupter in Vacuum On-load Tap-changer

RONG Yiming¹, SUN Jijia¹, SHI Zongqian¹, LI Geqi^{1,2}, ZHAO Ziqiao¹, MO Yongpeng¹

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

2. China Electric Power Research Institute, Beijing 100192, China)

Abstract: The vacuum arc extinguishing chamber, as the core component of the vacuum on-load tap-changer (OLTC), determines the reliability of load switching through its successful closing. During the long-term operation of the vacuum OLTC, the vacuum arc extinguishing chamber frequently suffers significant mechanical impacts, which may lead to fatigue damage, causing closing failure of contact and affecting the reliability of the switching operation. This paper takes the vacuum arc extinguishing chamber and its operating mechanism of the oil-immersed vacuum OLTC as the research subjects, establishes a dynamic model and a finite element model describing the contact collision process, obtains the stress wave propagation patterns during the closing process, identifies the parts prone to fatigue damage, and studies the main factors affecting stress and contact bounce. The results show that, when the collision velocity of the moving contact is within 1 m/s, it is not until the initial closing collision that the closing pressure becomes the main factor affecting the bounce of the contact; significant closing bounce occurs during closing, and the stress on the connecting rod rapidly increases, fluctuating between multiple peaks, making it more susceptible to mechanical damage under cyclic stress; increasing the radius of the static conductor rod has a negligible effect on rebound but increases the maximum stress significantly; increasing the radius of the connecting rod or the moving conductor increases the rebound and decreases the maximum stress; increasing the closing holding force decreases the rebound without changing the maximum stress obviously; reducing the closing speed helps to reduce both the maximum stress and the rebound. The research results of this paper can provide theoretical guidance for optimizing designs of the vacuum arc extinguishing chamber in vacuum OLTCs.

Key words: vacuum on-load tap-changer; closing collision; dynamical model; finite element model; stress wave

0 引言

真空有载分接开关(on-load tap-changer, OLTC)

是有载调压变压器的核心组件, 对电网电压的稳定和潮流的调控具有重要作用^[1-4]。真空灭弧室作为真空 OLTC 进行切换操作的核心部件, 需要在几十毫秒内按照严格的时序进行精确而稳定的分合闸操作, 完成负载的切换任务^[5-7]。然而, 由于每次合闸

都会对真空灭弧室造成较大的机械冲击, 频繁的切换操作会使机构在循环冲击载荷的作用下发生疲劳破坏并产生裂纹^[8-9], 严重影响真空 OLTC 的使用寿命。此外, 合闸造成的机械冲击会使真空灭弧室的触头发生弹跳, 导致触头发生严重烧蚀, 降低真空灭弧室的电寿命, 触头弹跳严重时也会导致触头无法及时可靠合闸, 从而影响真空 OLTC 的切换时序, 使负载难以稳定切换^[10-13]。因此, 从保证真空 OLTC 机构稳定性和切换可靠性的角度出发, 研究其真空灭弧室的机械冲击具有重要意义^[14]。

近年来, 一些学者利用多体动力学的研究方法对真空 OLTC 的切换过程进行了研究。文献^[15-17]建立了真空 OLTC 的多体动力学虚拟样机, 分析了真空 OLTC 的切换过程, 得到了飞轮、缓冲机构等关键部件和驱动力矩、主轴惯量等重要参数对切换特性的影响规律。文献^[18]基于能量法建立了真空 OLTC 切换过程的数学模型, 分析了机电特性的一些影响因素。然而, 这些研究并未对真空灭弧室的合闸碰撞过程进行重点分析。此外, 将各部件简化为刚体的研究方式也忽略了物体的变形情况, 缺乏对应力应变的描述, 不仅使触头的合闸回弹与实际有较大出入, 也无法将真空灭弧室的合闸冲击对其寿命的影响纳入考虑^[19]。

虽然直接针对真空 OLTC 中真空灭弧室内触头合闸弹跳过程的研究尚存在空白, 但部分学者对开关设备触头合闸碰撞时的应力应变问题已开展了一些初步研究。韩国辉等采用显式动力学的有限元分析方法研究了真空断路器线圈纵磁触头的凸台直径、材料弹性模量、合闸速度等参数对触头合闸冲击力的影响^[20]。窦静丽提出了动力学模型和有限元模型相结合的方法, 着重分析了真空 OLTC 的真空灭弧室合闸时的动力学特性^[21]。但这些研究没有考虑应力的传播行为, 未能对应力的变化情况和分布特点给出清晰的解读。

事实上, 合闸碰撞是一个非常复杂的高度非线性问题。当动静触头发生合闸碰撞时, 触头处产生的应力波会在真空灭弧室及其操动机构内高速传播, 应力波在传播过程中会发生衰减, 当介质发生改变时会发生折反射并叠加, 从而在整个系统中形成复杂的应力应变状态, 进而影响触头的机械寿命和合闸的可靠性^[22-23]。因此, 开展基于应力传播行为的触头合闸碰撞研究工作十分必要。

鉴于此, 本文首先利用多体动力学方法建立了

真空 OLTC 中真空灭弧室及其操动机构的动力学模型, 对真空灭弧室在切换过程中的动态特性进行了仿真分析; 然后, 根据动力学仿真得到触头碰撞前各部件的运动情况和受力关系, 建立了考虑应力应变状态的关键部件有限元模型, 并对触头合闸过程的应力传播情况和动触头弹跳情况进行了数值模拟分析, 确定了容易发生损坏的区域; 最后, 本文系统研究了关键部件几何尺寸、合闸保持力和合闸速度等参数对合闸机构应力和最大回弹量的影响规律, 同时给出了延长真空管设计寿命和提高切换操作可靠性的优化措施。

1 触头切换机构动力学分析

1.1 模型建立

本文以油浸式真空 OLTC 的真空灭弧室及其杠杆提拉式操动机构为研究对象, 其结构如图 1 所示。

该机构由三相组成, 每相包含 3 个真空灭弧室 V1、V2 和 V3。在 OLTC 快速机构释能模块的推动下, 主轴(图 1(a)中花键轴)开始转动, 进而驱动各真空灭弧室共同完成 OLTC 不停电切换操作。由于 V1、V2 和 V3 的几何结构和运动过程具有高度的相似性, 且 V1 在切换过程中承担转移电流的主要工作, 对合闸的可靠性有着更高的要求, 因此本文选取 V1 为研究对象, 在 ADAMS 中建立其动力学仿真模型如图 2 所示, 涉及关键物理量如表 1 所示。

为了模拟真空灭弧室 V1 的真实运行过程, 依照 V1 及其操动机构的受力情况、接触情况和约束关系在各个部件之间设置刚性连接或刚体接触关系, 为包含动触头、动导电杆、连杆和拉杆在内的一端(以下简称动端)建立与波纹管 and 合闸压簧等效的弹簧并施加合闸压力, 其中合闸压力由压簧弹力

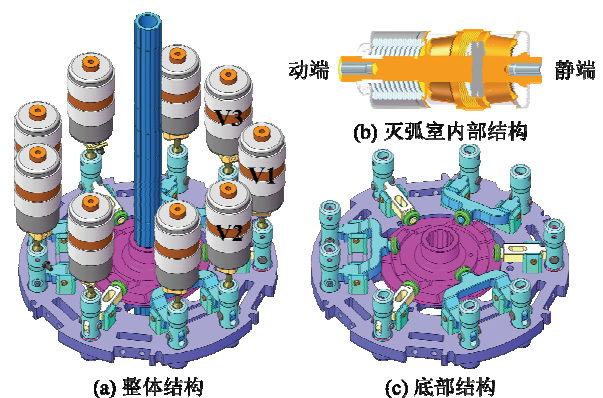


图 1 油浸式真空 OLTC 的真空灭弧室及其操动机构

Fig.1 Vacuum interrupter and its operating mechanism of oil-immersed vacuum OLTC

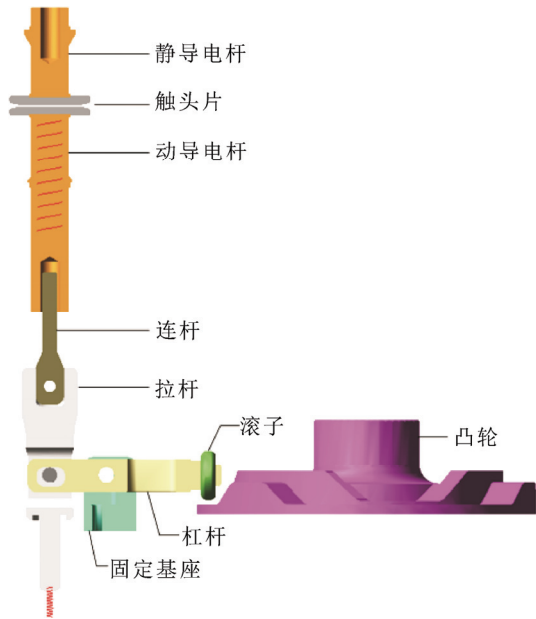


图2 V1 及其操动机构

Fig.2 V1 and its operating mechanism

和自闭力共同组成, 而合闸保持力则特指闭合状态下动端的合闸压力。本文通过实验测量凸轮的角位移随时间的变化关系, 并将实验结果导入 ADAMS 模型作为凸轮的转动驱动。

模型的仿真时间设置为 200 ms, 包含 V1 从分闸到合闸的整个切换过程, 仿真步数设置为 6 000 步, 以减小仿真的误差。

1.2 动力学仿真结果

由于本文重点研究真空灭弧室的合闸行为, 因此接下来提取 V1 在整个切换操作仿真中的合闸过程进行研究。图 3 为合闸过程中 V1 动端的仿真行程曲线与实验行程曲线, 说明 Adams 动力学模型的正确性。其中, 实验行程曲线为直线式位移传感器测量后经滤波得到。由于直线式位移传感器在合闸时存在抖动, 碰撞时有明显振动现象, 因此造成测量存在一定误差。图 4 为合闸过程中 V1 在一些特定时刻下的运动状态。

$t=0$ ms 时, 滚子刚好到达凸轮坡顶, 此后一段时间内凸轮进行顺时针转动(自上而下的观察角度), 滚子一直处于坡顶, V1 维持分闸位置不变。

$t=14.5$ ms 时, 滚子到达坡顶边缘, 开始下坡, 继而使杠杆构件绕固定基座上的滚轴顺时针转动, V1 的动端在杠杆和合闸压力共同作用下向上运动, V1 开始合闸。在此过程中, 需特别说明, 随着真空管合闸速度的提高, 直至真空管的合闸速度完全由合闸压力决定; 而与杠杆的推动无关时, 真空管对

表 1 ADAMS 模型关键物理量

Table 1 Key physical quantities of ADAMS model

参数	数值
触头开距/mm	5
合闸保持力/N	175
压簧刚度系数/(N·mm ⁻¹)	8.5
波纹管刚度系数/(N·mm ⁻¹)	5
导电杆半径/mm	10
触头接触半径/mm	16.5

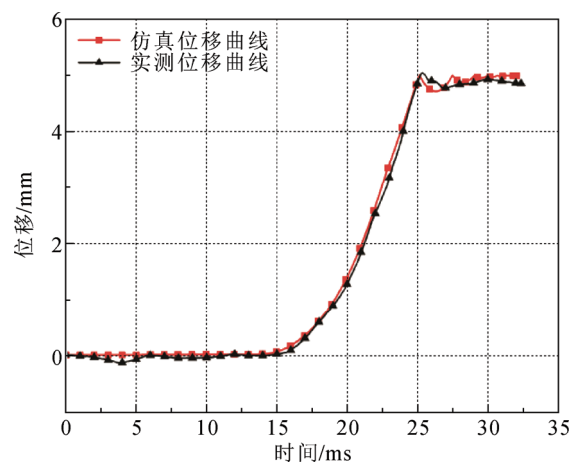


图3 动触头行程曲线对比

Fig.3 Comparison of moving contact's displacement

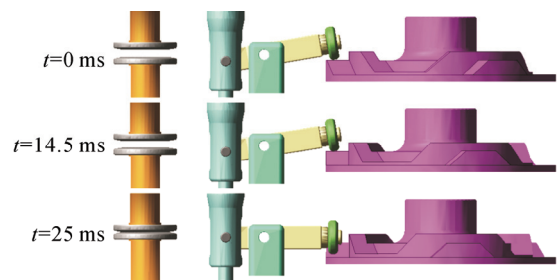


图4 合闸过程机构运动状态

Fig.4 Mechanism motion state during closing process

应的动触头初次合闸碰撞前的速度为 2.1 m/s。鉴于本文中机构的使用工况和切换要求, 动触头初次合闸碰撞前的速度不超过 1 m/s。在此合闸速度区间内, 合闸速度基本只与凸轮的转动速度有关。

$t=25$ ms 时, 滚子与凸轮分离, 此时动静触头恰好接触, 发生合闸碰撞。动静触头接触后, 凸轮继续顺时针转动, 在本次切换操作完成前凸轮不再与滚子接触, 合闸压力成为影响初次合闸碰撞后动端运动速度的主要因素, 使动端发生多次接触分离(图 4 中 $t>25$ ms 的曲线所示), 最终达到稳定状态。

2 真空灭弧室触头合闸碰撞研究

由于 ADAMS 模型将研究对象视为刚体, 发生碰撞时不会变形, 其接触力是在假设碰撞发生部分穿透的情况下计算得到, 而实际上各部件为弹性体, 碰撞时会产生应变和应力, 因此碰撞时的位移和速度变化都不准确。为了进一步对合闸碰撞过程进行分析, 需要建立考虑部件变形的合闸碰撞模型。

当加载在固体上的载荷发生变化时, 固体介质中的质点在动载荷的作用下偏移平衡位置并与周围质点相互作用从而产生应力波。应力波分为横波和纵波两种类型, 其中横波的波速方向与介质质点的运动方向垂直, 纵波的波速方向与介质质点的运动方向一致。应力波在传播时会为经过的介质附加应力, 为介质质点附加运动速度。需要注意的是, 波速与质点速度不同, 波速是波的传播速度, 质点运动速度是介质质点自身的移动速度。

当载荷变化率较小时, 质点可近似视为处于应力平衡状态, 此时可以用静力学来分析固体介质的应力状态; 当载荷的变化率很大时, 质点无法再按照应力平衡状态进行考虑^[24]。而碰撞问题具有载荷变化极快, 冲击载荷作用时间极短的特点。触头发生碰撞时, 会在碰撞位置产生应力波向四周传递, 当应力波到达介质的边界或不同介质的交界面时会发生反射和透射, 产生的反射波和透射波与系统原有的应力波叠加并以各自的波速传播, 从而使不同时刻整个结构上的应力分布呈现不同的特点。因此, 需要关注整个碰撞过程的应力传播情况。

2.1 数学模型

当应力波在 V1 中传播时, 不妨做出如下假设。

1) 动静触头发生碰撞时, 碰撞模型中各个部件的变形过程属于弹性形变, 不存在剧烈的变形。

2) 各部件的材料均为各向同性材料。

以微元立方体为参考对象分析其应力状态, 如图 5 所示。

则可建立应力波在固体介质中传播方程如下。

1) 时变应力微分方程

$$\sum_{i=1}^3 \frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial x_i} + f_j = \rho \frac{\partial^2 u_j}{\partial t^2}, j=1,2,3 \quad (1)$$

式中: σ_{ij} 为垂直于 j 方向的作用面上沿 i 方向的应力, 比如 σ_{12} 为 x_2Ox_3 平面上沿 x_2 方向的应力; ρ 为介质密度; f_j 为 j 方向的体力; u_j 为 j 方向的位移。

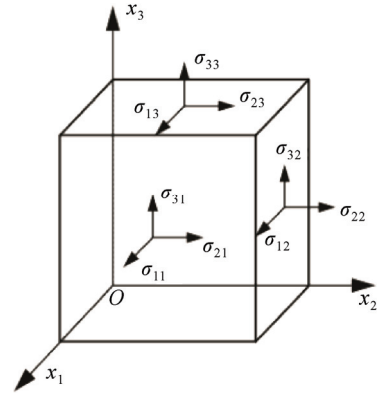


图 5 微元立方体应力示意图

Fig.5 Stress diagram of the microelement cube

2) 几何方程

$$\varepsilon_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right), i, j=1,2,3 \quad (2)$$

式中: ε_{ij} 为垂直于 j 方向的作用面上沿 i 方向的应变。

3) 由于切应力在相互垂直平面上成对存在且数值相等, 即 $\sigma_{ij}=\sigma_{ji}(i, j=1, 2, 3)$ 。因此 3 维状态下固体的应力和应变状态各自可由 6 个分量表示, 则本构方程如式(3)。

$$\begin{cases} \begin{bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 2\mu + \lambda & \lambda & \lambda \\ \lambda & 2\mu + \lambda & \lambda \\ \lambda & \lambda & 2\mu + \lambda \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \end{bmatrix} \\ \begin{bmatrix} \sigma_{12} \\ \sigma_{23} \\ \sigma_{31} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mu & 0 & 0 \\ 0 & \mu & 0 \\ 0 & 0 & \mu \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \varepsilon_{12} \\ \varepsilon_{23} \\ \varepsilon_{31} \end{bmatrix} \\ \lambda = \frac{\nu E}{(1+\nu)(1-2\nu)}, \mu = \frac{E}{2(1+\nu)} \end{cases} \quad (3)$$

式中: E 为材料的弹性模量; ν 为材料的泊松比。

2.2 仿真建模

本文选取非线性有限元软件 ABAQUS 对 V1 的合闸碰撞过程进行建模。为了提高仿真效率和模型的收敛性, 本文以动静导电杆、动静触头片、连杆、拉杆等与合闸碰撞密切相关的部件(以下简称合闸机构)作为仿真对象, 将其简化为 2 维轴对称结构, 选取动静触头在合闸前相距 0.1 mm 的时刻作为初始时刻($t=0$ s), 建立合闸碰撞模型如图 6 所示。由于应力在经过不同介质和截面积的杆件时会有显著变化, 为了便于说明这一变化过程, 将部件 4、5、6 分别划分为区域 I—区域 V。

其中, 静导电杆的顶端施加固定约束, 拉杆底部设置弹簧, 各部件之间根据实际情况设置绑定约束或接触关系, $t=0$ s 时刻动端各部件的速度和受力

情况与 1.2 节 ADAMS 仿真结果中各部件在对应位置下的速度和受力情况保持一致。各零部件的相关参数如表 2 所示。

2.3 结果分析

在合闸碰撞过程中, 弹性应力纵波为应力波的主要构成部分。纵波波速计算式为:

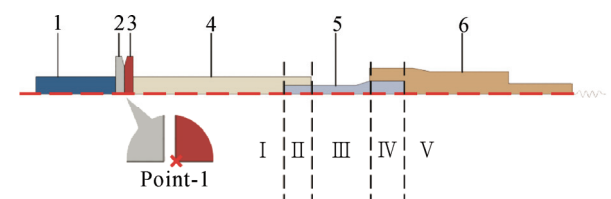
$$C = \sqrt{\frac{E(1-\nu)}{\rho(1+\nu)(1-2\nu)}} \quad (4)$$

由式(4)可计算出各部件中的波速如表 3 所示。

由表 3 可以发现, 合闸碰撞模型的尺寸相比于应力波波速很小, 因此应力波会在极短的时间内在各零件的边界上发生快速折反射, 从而叠加形成非常复杂的波形。如图 7 所示为动静触头第一次接触后一段时间内整个结构的应力分布情况。

应力波在 V1 上的传播情况可由边界处和变截面杆的折反射原理进行解释^[24]。

当应力波到达 V1 各个部件的边界时, 若边界是自由边界, 则反射波的应力与入射波相反, 质点速度与入射波相同; 若边界是固定边界, 则反射波的应力与入射波相同, 质点速度与入射波相反。



1—静导电杆; 2—静触头; 3—动触头; 4—动导电杆; 5—连杆; 6—拉杆

图 6 2 维轴对称触头合闸冲击有限元模型

Fig.6 Finite element model of two-dimensional axisymmetric contact closing impact

表 2 有限元模型材料参数

Table 2 Material parameters of finite element model

部件	材料	密度/(kg·m ⁻³)	杨氏模量/MPa	泊松比
触头	CuCr50	8 046	1×10 ⁵	0.32
导电杆	无氧铜	8 942	1.1×10 ⁵	0.30
连杆	圆钢	7 500	1.92×10 ⁵	0.29
拉杆	尼龙 66	1 180	8 580	0.38

表 3 各种材料的应力波波速

Table 3 Stress wave velocity of various materials

材料	波速/(m·s ⁻¹)
CuCr50	4 217.220
无氧铜	4 069.362
圆钢	5 870.395
尼龙 66	3 128.600

当应力波到达 V1 的不同介质的交界面时, 由于 V1 的内部结构类似于用多种材料制成的变截面杆, 且冲击载荷产生的应力波在触头和导电杆的轴向方向以纵波为主, 因此为了对交界处的反射和透射情况进行分析, 不妨做出如下假设。

- 1) 应力波在交界面和边界处发生折反射时, 入射角为 0。
- 2) 弹性波在导电杆和连杆交界面, 连杆和拉杆交界面的几何结构符合变截面杆件结构。

则对于两种不同材料制成的变截面杆件如图 8 所示, 假定入射的应力波 σ_I 向右传播, 在变截面上产生反射应力波 σ_R 和透射应力波 σ_T , ν_I 、 ν_R 和 ν_T

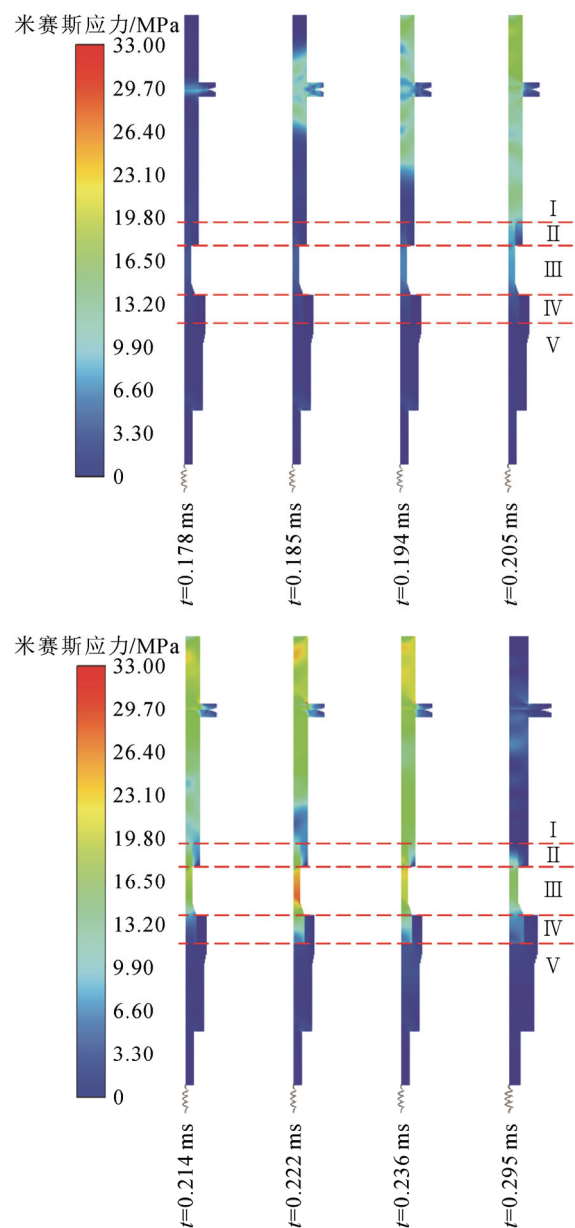


图 7 不同时刻应力分布情况

Fig.7 Stress distribution at different time

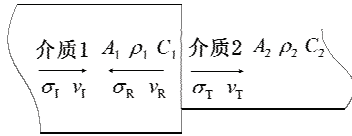


图 8 变截面杆应力传播示意图

Fig.8 Stress propagation diagram of variable section bar

为伴随应力波产生的质点速度。由此获得的反射系数 R 与透射系数 T ^[25-27]:

$$R = \frac{A_2 \rho_2 C_2 - A_1 \rho_1 C_1}{A_1 \rho_1 C_1 + A_2 \rho_2 C_2} \quad (5)$$

$$T = \frac{2A_1 \rho_2 C_2}{A_1 \rho_1 C_1 + A_2 \rho_2 C_2} \quad (6)$$

式中: A_1 和 A_2 分别为左右两侧杆的横截面积; ρ_1 和 ρ_2 分别为介质 1 和介质 2 的密度; C_1 和 C_2 分别为应力波在介质 1 和介质 2 中的波速。

若介质 2 的一部分伸入介质 1 或介质 1 的一部分插入介质 2 时, 插入方式如图 9 所示。则需要对混合区域采用混合律进行等效简化, 式(5)和式(6)中涉及的所有物理量都要由混合公式^[28]求得:

$$x = V_1 x_1 + V_2 x_2 \quad (7)$$

式中: x 代表混合区域内的某一物理量; x_1 和 x_2 代表混合区域中两种介质相应的物理量; V_1 和 V_2 代表混合区域内两种介质所占的体积。由此可计算各个分界面的反射与透射系数如表 4 所示。需要注意的是: 该简化方式只能表征混合区域整体的平均应力, 对具体的折反射情况的描述存在偏差。

接下来, 本文利用图 8 和图 9 的理论背景, 结合图 7 分析真空灭弧室触头合闸瞬间, 应力波的传播过程如下所述。

$t=0.178$ ms 时, 动静触头发生碰撞后, 动静触头的接触面处产生应力波向两侧传播。由于应力波在到达静导电杆固定端前其经过的介质在构成上具有高度的相似性, 因此这段时间内应力关于动静触头接触面基本呈对称状态。

$t=0.194$ ms 时, 应力波到达静导电杆固定端, 在固定端面发生反射, 反射波与入射波相互加强, 此后静导电杆上的应力逐渐升高。

随后, 应力波到达区域 I 和区域 II 的交界处。由于区域 I 到区域 II 的反射系数接近于 0, 而透射系数接近于 1, 因此从区域 I 传播到区域 II 时, 应力波的变化很小。当应力波到达区域 II 和区域 III 的交界处时, 整体而言, 反射波几乎达到入射波的一半, 且与入射波相抵消, 使区域 I 下端和区域 II 的

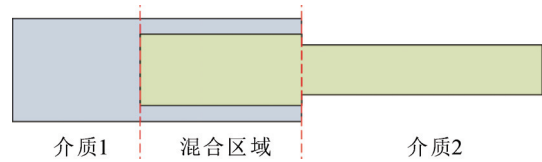


图 9 混合杆件示意图

Fig.9 Diagram of the hybrid rod

表 4 在不同介质界面入射时的反射和透射系数

Table 4 Reflection and transmission coefficients when incident on the interface of different media

传播方向	R	T
I → II	-0.074 0	1.139 7
II → III	-0.480 6	1.688 1
III → IV	0.328 4	0.510 9
IV → V	-0.447 7	0.159 6
II → I	0.074 0	0.872 6
III → II	0.480 6	0.455 6
IV → III	-0.328 4	1.746 1
V → IV	0.447 7	5.011 3

应力减小, 而透射到区域 III 上的应力明显增大; 局部来看, 由于区域 II 下表面的一部分与区域 III 相连, 另一部分为自由表面, 当入射波到达此处时, 自由表面产生的反射波与入射波相抵消, 因此区域 II 下端的外边缘应力较小。这段时间内的应力传播过程及分布情况可由 $t=0.205$ ms 和 $t=0.214$ ms 时的应力分布云图佐证。

接着, 应力波到达区域 III 和区域 IV 的交界处, 此时产生的反射波大约为入射波的 1/3, 且与入射波相互加强。反射波到达区域 III 和区域 II 的交界处时又产生新的反射波加强了区域 III 的应力, 因此应力逐渐在连杆上积累。而由区域 III 透射到区域 IV 的应力波幅值大约为入射波的 1/2, 因此到达区域 IV 的应力波较小。具体而言, 由于区域 IV 中的两种材料差别很大, 波阻抗有明显差别, 因此区域 IV 中的应力主要集中于连杆部分。这段时间内的应力传播过程及分布情况可由 $t=0.222$ ms 时的应力分布云图佐证。

之后, 应力波到达区域 IV 和区域 V 的交界处。整体来看, 此处的反射波约为入射波的 1/2, 且与入射波相互抵消, 进而使连杆应力减小。由于透射系数较低, 因此传递到区域 V 的应力很小, 且区域 V 的下端为自由表面, 反射波的应力与入射波相抵消, 使区域 V 的应力难以积累。这段时间内的应力传播过程及分布情况可由 $t=0.236$ ms 时的应力分布

云图佐证。

此后的一段时间内, 应力波在合闸机构的边界和交界面上发生折反射, 形成非常复杂的应力叠加状态, 各位置的应力在多个极值之间迅速变化, 图 10 所示为动端不同位置的应力随时间的变化关系。由于每一时刻下的应力最大值最有可能出现于连杆中心处且连杆处的应力波动非常剧烈, 连杆在循环载荷的长期作用下, 更容易发生疲劳破坏, 从而在这些地方产生机械变形和裂纹, 使合闸机构的机械寿命降低, 合闸可靠性下降。

图 11 为动触头中心点 Point-1(如图 6 所示)在合闸过程中的位移和接触压强随时间变化的曲线。接触压强越大, 代表合闸的冲击力越大。 $t=0$ 时刻, Point-1 的位移为 0, 动静触头相距 0.1 mm, 动触头向合闸方向运动。当 Point-1 位移为 0.1 mm 时, 动静触头首次发生接触, 产生接触压力。静端的压缩量越大, 接触压力越大。在接触压力的作用下, 一段时间后动静触头分离, 动触头回弹。经过两次回弹后, 动静触头不再明显分离, 趋于稳定的合闸状态。从仿真结果也可以看出, 动触头的第 1 次回弹量 r_1 明显大于第 2 次回弹量 r_2 , 鉴于此, 本文后续均以 r_1 作为其最大回弹量。

图 12(a)为第 1 次碰撞后到第 2 次碰撞前合闸机构取到最大应力时的应力分布云图, 图 12(b)为第 2 次碰撞后到第 3 次碰撞前这段时间内合闸机构取到最大应力时的应力云图。可以发现, 第 2 次合闸碰

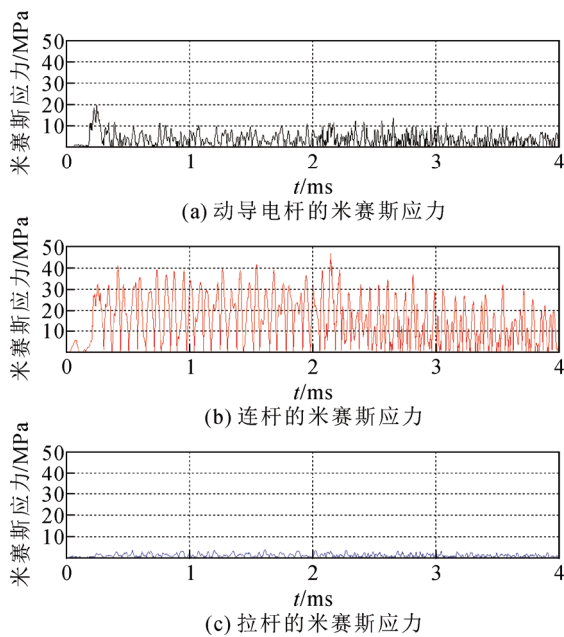


图 10 不同位置的应力随时间的变化关系

Fig.10 Relationship of stress at different positions with time

撞发生后, 连杆处最大应力相比于第 1 次合闸碰撞发生后连杆处最大应力有所增加。

3 影响因素

由于真空切换开关的切换操作十分频繁, 在长期循环载荷的作用下, 某些部位容易发生疲劳破坏, 影响机构的使用寿命。而合闸弹跳会导致触头在合闸时产生多次电弧, 加剧触头的电磨损, 影响灭弧室的电寿命; 同时, 合闸弹跳也会延长合闸的稳定时间, 影响切换时序, 甚至可能造成合闸失败。因此, 为降低合闸机构的应力并减弱动触头的回弹, 提高合闸的可靠性, 本文从合闸机构的几何尺寸、合闸保持力和合闸速度 3 个方面进行了优化设计。

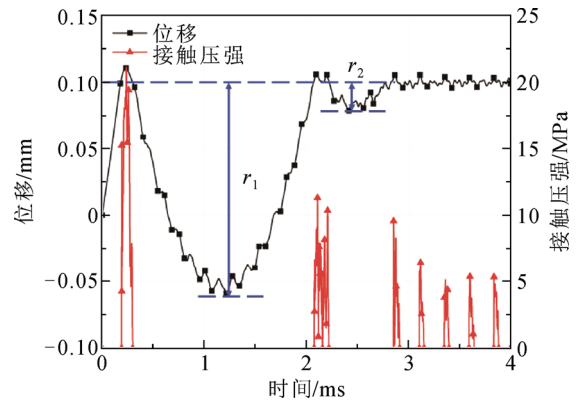


图 11 Point-1 的位移与接触压强曲线

Fig.11 Displacement and contact pressure of Point-1

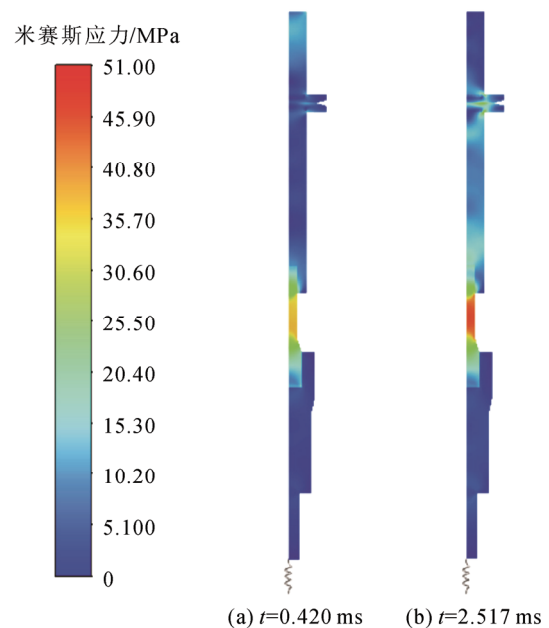


图 12 每次碰撞后到下次碰撞前合闸机构应力分布

Fig.12 Stress distribution of the closing mechanism from each collision to the next collision

3.1 几何尺寸

3.1.1 导电杆半径

图 13 为动导电杆和静导电杆的半径对动触头合闸时的最大回弹量 r_1 的影响关系。

由图 13 可知, 最大回弹量随动导电杆半径的增大呈增大趋势, 而与静导电杆半径的变化关系较小。由于静导电杆半径的改变对接触压力的影响可以忽略不计, 因此对最大回弹量的影响也可以忽略不计。而为了进一步分析图中回弹量随动导电杆半径增大而增大的变化原因, 不妨做出如下假设。

- 1) 合闸时静触头任意位置的速度始终为 0。
- 2) 忽略合闸过程中的各种摩擦阻力。

假定动触头在碰撞前瞬间的速度为 v_0 , 自闭力为 F_0 , 压簧在合闸位置的压缩量为 l_0 , 刚度系数为 k_y , 波纹管的刚度系数为 k_b , 动端质量为 m , 动静触头相距为 x 时动端速度为 v_1 , 则根据能量守恒定律有:

$$\frac{1}{2}mv_1^2 = \frac{1}{2}mv_0^2 - E_{\text{col}} - E_{\text{spr}} - F_0x \quad (8)$$

式中: E_{col} 为碰撞前后动能的损失; E_{spr} 为动静触头从碰撞前一刻到相距为 x 时势能的变化, 表达式为:

$$E_{\text{col}} = \frac{1}{2}Kmv_0^2 \quad (9)$$

$$E_{\text{spr}} = \frac{1}{2}k_y l_0^2 - \frac{1}{2}k_y (l_0 - x)^2 - \frac{1}{2}k_b x^2 \quad (10)$$

式中: K 为碰撞损失系数, 与触头材料有关, 可根据实验测定^[21,29]。联立式(8)一式(10), 可得最大回弹量 x_{max} 为:

$$x_{\text{max}} = \frac{F_0 + l_0 k_y}{k_y + k_b} - \frac{\sqrt{(F_0 + l_0 k_y)^2 - (k_y + k_b)(1-K)mv_0^2}}{k_y + k_b} \quad (11)$$

因此, 随着动导电杆半径的增大, 动端质量增大, 回弹量也随之增加。

由于碰撞过程中应力主要集中于连杆的中心区域, 因此以下分析从第 1 次接触碰撞到最大回弹这段时间内连杆的最大应力与动导电杆和静导电杆半径的关系。由于在碰撞过程中应力波动十分剧烈, 为减小应力最大值计算误差, 这里使用每一时间帧下连杆的最大应力在这段时间内的平均值 σ_m 来表征该过程的最大应力, 而每一时间帧下连杆应力的最大值由应力最大的连杆中心区域内的 30 个几何网格单元节点的平均值代表, 计算式如下:

$$\sigma_m = \frac{\sum_{i=1}^N \sum_{j=1}^{30} \tau_{i,j}}{N} \quad (12)$$

式中: $\tau_{i,j}$ 为第 i 个时间帧(frame)连杆上的网格节点按从大到小的方式排列时的第 j 个应力值; N 为从第 1 次接触碰撞到最大回弹这段时间内的总时间帧数。根据式(12)计算可得动导电杆和静导电杆的半径对 σ_m 的影响关系, 结果如图 14 所示。

由图 14 可知, 减小静导电杆半径和增大动导电杆半径都有利于降低 σ_m 。增大动导电杆半径后, 同一时刻下导电系统的应力云图如图 15(a)所示, 可知增大动导电杆半径会使动导电杆的应力减小, 进而降低连杆的应力。增大静导电杆半径后, 同一时刻下导电系统的应力云图如图 15(b)所示, 可知增大静导电杆半径会使连杆的应力升高。这是因为静导电杆半径改变主要会影响连杆上两种类型的应力波的传递: 一种为应力波 S1 从静触头片向静导电杆入射, 在交界面发生反射后变为应力波 S2 并向连杆传递; 另一种为应力波 S3 从静触头片向静导电

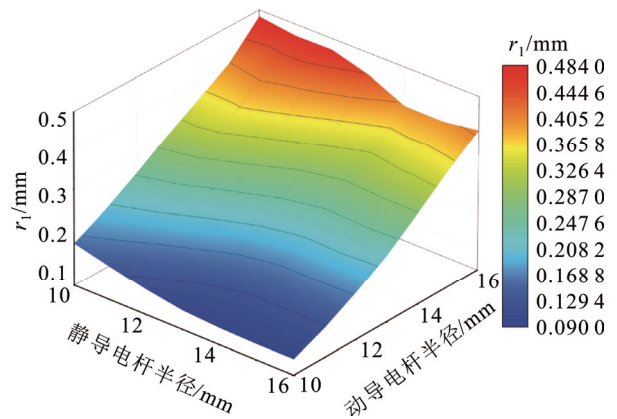


图 13 最大回弹量与导电杆半径的关系

Fig.13 Relationship between maximum rebound and radius of conductor rod

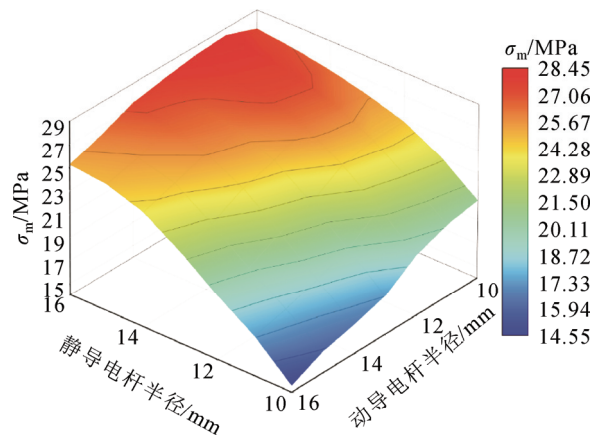


图 14 最大应力与导电杆半径关系图

Fig.14 Relationship between maximum stress and radius of conductor rod

杆入射, 透射到静导电杆后在静导电杆固定端反射, 之后又从静导电杆透射到静触头片变为应力波 S4 并向连杆传递。则 S2 与 S1 的应力幅值之比 R_1 和 S4 与 S3 的应力幅值之比 R_2 分别为:

$$R_1 = \frac{A_d \rho_d C_d - A_c \rho_c C_c}{A_d \rho_d C_d + A_c \rho_c C_c} \quad (13)$$

$$R_2 = \frac{4A_d \rho_d C_d A_c \rho_c C_c}{(A_d \rho_d C_d + A_c \rho_c C_c)^2} \quad (14)$$

式中: A_d 为静导电杆截面积; A_c 为与静导电杆接触的静触头片圆面的面积; ρ_d 为静导电杆密度; ρ_c 为静触头片密度; C_d 为静导电杆上的应力波波速; C_c 为静触头片上的应力波波速。

由式(13)和式(14)可知, 静导电杆半径增大, A_d 增大, 从而使 R_1 和 R_2 增大, 即 S2 和 S4 增大, 从而使连杆的应力增大, σ_m 增加。

综上所述, 减小动导电杆半径能够减弱触头回弹, 但会增大最大应力, 需要根据实际需求为动导电杆半径选择合适的值; 减小静导电杆半径能够降低最大应力, 但对回弹影响很小, 可在一定范围内减小静导电杆的半径。

3.1.2 连杆半径

图 16 为连杆半径对 r_1 和 σ_m 的影响关系。由图 16 可知, 随着连杆半径的增大, σ_m 明显降低, r_1 增大的程度相对较小。这是因为连杆半径增大, 区域 II 到区域 III 的透射系数减小, 因此应力降低。同时, 连杆半径增大, 动端质量也会有一定程度的增大, 由式(11)可知, 最大回弹量也会略有增加。因此可考虑在一定范围内增大连杆半径。

3.2 合闸保持力

图 17 展示了合闸保持力对 r_1 和 σ_m 的影响。可以发现, 随着合闸保持力的增加, 动触头的最大回弹量有所降低, 而最大应力变化并不明显。由 1.2 节动力学仿真结果分析可知, 由于动触头的合闸速度处于较低水平, 动触头碰撞前的速度主要由凸轮的转动决定, 只有在动静触头第 1 次接触后, 凸轮与滚子分离, 此时合闸压力才成为合闸过程的主要影响因素, 因此改变合闸保持力对第 1 次合闸冲击的强度基本没有影响, σ_m 基本保持不变。由式(11)可知, 在第 1 次合闸接触前动端速度相同的前提下, 最大回弹量随合闸保持力的增大而降低。因此在不影响合闸稳定性的前提下, 可考虑适当增大合闸保持力。需要注意的是, 增大合闸保持力的同时也需要保证动静触头能够在规定时间内及时分闸。

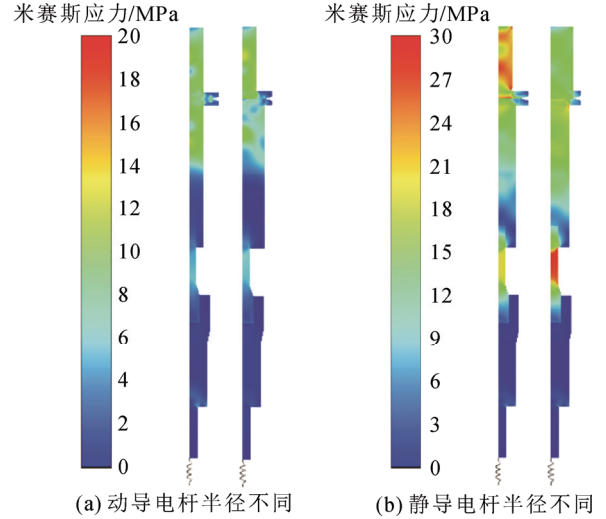


图 15 不同导电杆半径下最大应力对比

Fig.15 Comparison of maximum stress under different conductor radius

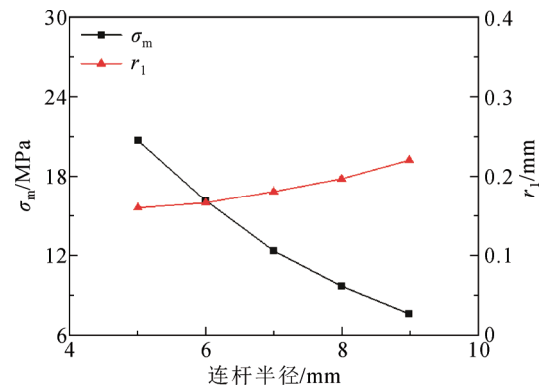


图 16 连杆半径对最大应力和最大回弹量的影响

Fig.16 Effect of connecting rod radius on maximum stress and maximum rebound

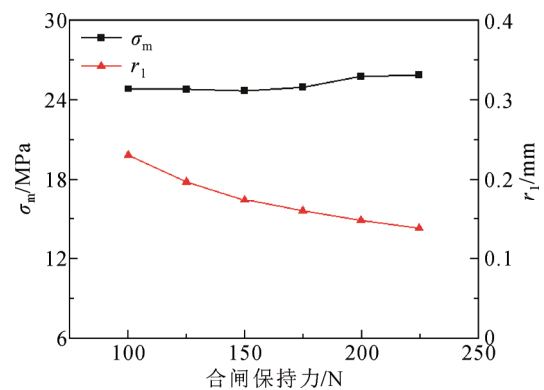


图 17 合闸保持力对最大应力和最大回弹量的影响

Fig.17 Effect of closing holding force on maximum stress and maximum rebound

3.3 合闸速度

图 18 展示了合闸时动触头从开始运动到第 1

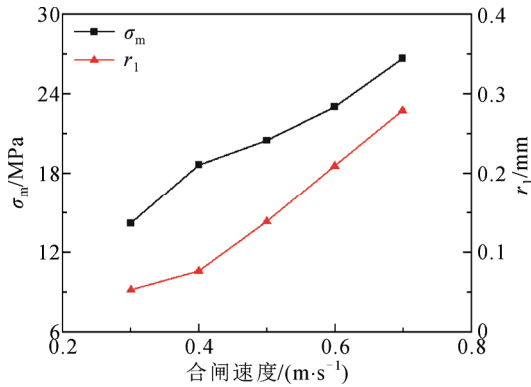


图 18 合闸速度对最大应力和最大回弹量的影响

Fig.18 Effect of closing speed on maximum stress and maximum rebound

次接触这段时间的平均速度(以下简称合闸速度)对 r_1 和 σ_m 的影响。可见随着合闸速度增大, r_1 和 σ_m 均明显增加, 这是因为合闸速度越大, 冲击越剧烈。在保证灭弧性能的前提下, 可考虑降低合闸速度。

4 结论

本文考虑了碰撞时的应力传播过程, 建立了针对油浸式真空 OLTC 的真空灭弧室及其操动机构的动力学模型和有限元碰撞模型, 分析了应力波的传播过程和回弹情况, 研究了不同因素对合闸机构应力以及合闸弹跳影响规律, 主要结论如下:

1) 当动触头初次合闸碰撞前的速度低于 1 m/s 时, 真空 OLTC 的杠杆提拉式操动机构使合闸速度几乎完全由凸轮的转动速度决定。初次合闸碰撞后, 合闸压力成为影响触头弹跳的主要因素。

2) 真空灭弧室触头发生合闸碰撞时, 产生的应力波会使合闸机构形成复杂的应力应变状态。在此过程中, 连杆发生明显应力集中现象, 在长期循环载荷的作用下, 更容易发生疲劳, 出现机械损坏。

3) 获得了真空灭弧室导电杆半径、合闸保持力、连杆半径、合闸速度等参数对触头回弹量和合闸机构最大应力的影响规律。为了提高机构的设计寿命和切换操作的可靠性, 在保证分闸能力和灭弧能力的前提下, 可以在一定范围内减小静导电杆半径, 增大连杆半径, 增大合闸保持力, 降低合闸速度, 而动导电杆的半径则需要结合合闸的稳定性和机构的抗冲击能力等进行综合考虑。

参考文献 References

[1] 王绍武, 李鹏, 李金忠, 等. 变压器真空有载分接开关研究综述

[J]. 中国电机工程学报, 2022, 42(18): 6893-6907.

WANG Shaowu, LI Peng, LI Jinzhong, et al. Overview of transformer vacuum-type on-load tap changers[J]. Proceedings of the CSEE, 2022, 42(18): 6893-6907.

- [2] 张德明. 变压器真空有载分接开关[M]. 北京: 中国电力出版社, 2015: 211-252.
ZHANG Deming. Transformer vacuum on-load tap-changer[M]. Beijing, China: China Electric Power Press, 2015: 211-252.
- [3] 阳瑞霖, 莫凡, 金艳, 等. 基于重心平均动态时间规整算法的有载分接开关机械故障诊断[J]. 高电压技术, 2023, 49(4): 1515-1525.
YANG Ruilin, MO Fan, JIN Yan, et al. Diagnosis for mechanical faults of on-load tap changer based on barycenter averaging dynamic time warping[J]. High Voltage Engineering, 2023, 49(4): 1515-1525.
- [4] 赵书涛, 王紫薇, 陈志华, 等. 有载分接开关 GLCM 纹理特征及改进随机森林算法的故障诊断方法[J]. 高电压技术, 2022, 48(9): 3593-3601.
ZHAO Shutao, WANG Ziwei, CHEN Zhihua, et al. GLCM texture features of on-load tap changer and fault diagnosis method based on improved random forest algorithm[J]. High Voltage Engineering, 2022, 48(9): 3593-3601.
- [5] 王春霖, 刘畅, 杨华, 等. 基于复合开关级联 H 桥结构的有载调压配电变压器[J]. 高电压技术, 2022, 48(5): 1987-1996.
WANG Chunlin, LIU Chang, YANG Hua, et al. On-load tap changer distribution transformer based on hybrid-switch cascaded H-bridge structure[J]. High Voltage Engineering, 2022, 48(5): 1987-1996.
- [6] 江丹宇, 杨贤, 韩正家, 等. 有载分接开关切换过程的试验研究[J]. 电工材料, 2023(1): 6-10.
JIANG Danyu, YANG Xian, HAN Zhengjia, et al. Experimental research on the switching process of on-load tap changer[J]. Electrical Engineering Materials, 2023(1): 6-10.
- [7] 司马文霞, 王大森, 杨鸣, 等. 适配变压器全档位切换暂态分析的有载分接开关电路模型构建[J]. 高电压技术, 2024, 50(2): 478-488.
SIMA Wenxia, WANG Dasen, YANG Ming, et al. Construction of on-load tap-changer circuit model for transient analysis of transformer full-range switching[J]. High Voltage Engineering, 2024, 50(2): 478-488.
- [8] KOREN P, SLADE P, LIN C. Welding characteristics of Ag-W contacts under high-current conditions[J]. IEEE Transactions on Components, Hybrids, and Manufacturing Technology, 1980, 3(1): 50-55.
- [9] 艾绍贵, 衣立东, 姚晓飞, 等. 126 kV 真空断路器操动机构机械可靠性研究[J]. 高压电器, 2020, 56(7): 77-85.
AI Shaogui, YI Lidong, YAO Xiaofei, et al. Research on mechanical reliability of operating mechanisms of 126 kV vacuum circuit breakers[J]. High Voltage Apparatus, 2020, 56(7): 77-85.
- [10] LI Junfeng, SU Xiuping, ZHENG Xinfang, et al. Analysis of the contact bounce based on dynamic contact pressure[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2015, 30(9): 138-144.
- [11] 赵书涛, 黄伟杰, 刘会兰, 等. 高压断路器触头烧蚀及电寿命评估研究综述[J]. 高电压技术, 2024, 50(2): 489-502.
ZHAO Shutao, HUANG Weijie, LIU Huilan, et al. Review of research on contact ablation and electrical life assessment of high-voltage circuit breakers[J]. High Voltage Engineering, 2024, 50(2): 489-502.
- [12] YAO Xiaofei, GENG Yingsan, LIU Zhiyuan, et al. Mechanical reliability of a 126 kV single-break vacuum circuit breaker[C] // Proceedings of 2015 Annual Reliability and Maintainability Symposium (RAMS). Palm Harbor, FL, USA: IEEE, 2015: 1-7.

- [13] 王昊晴, 段青, 刘宁, 等. VS1型真空断路器合闸弹跳优化方案探析[J]. 高压电器, 2023, 59(3): 204-210.
WANG Haoqing, DUAN Qing, LIU Ning, et al. Optimization scheme of closing bouncing for VS1 vacuum circuit breaker[J]. High Voltage Apparatus, 2023, 59(3): 204-210.
- [14] 李猛, 赵莹, 牛英凯. 40.5 kV 充气柜真空断路器合闸弹跳故障分析及解决方法[J]. 电工电气, 2023(10): 49-52, 71.
LI Meng, ZHAO Ying, NIU Yingkai. Analysis and solution of the vacuum circuit breaker closing bounce fault in a 40.5 kV inflatable cabinet[J]. Electrotechnics Electric, 2023(10): 49-52, 71.
- [15] 张书琦, 张耀, 汪可, 等. 真空有载分接开关动力学建模及仿真分析[J]. 中国电机工程学报, 2023, 43(9): 3621-3630.
ZHANG Shuqi, ZHANG Yao, WANG Ke, et al. Dynamic modeling and simulation analysis of transformer vacuum-type on-load tap changer[J]. Proceedings of the CSEE, 2023, 43(9): 3621-3630.
- [16] ZHANG S Q, ZHANG Y, WANG K, et al. Dynamic simulation and optimization of mechanical switching characteristics of on-load tap changer[C]//Proceedings of 2021 5th International Conference on Power and Energy Engineering (ICPEE). Xiamen, China: IEEE, 2021: 36-40.
- [17] 魏方岩, 汪可, 李金忠, 等. 有载分接开关快速机构动力学特性及对电气时序影响分析[J]. 中国电机工程学报, 2023, 43(14): 5674-5683.
WEI Fangyan, WANG Ke, LI Jinzhong, et al. Analysis of dynamic characteristics and its influence on electrical sequence for on-load tap changer fast mechanism[J]. Proceedings of the CSEE, 2023, 43(14): 5674-5683.
- [18] 王一辰, 李金忠, 杨帆, 等. 基于有载分接开关通用动力学模型的电气时序特性分析[J]. 电网技术, 2024, 48(11): 4568-4577.
WANG Yichen, LI Jinzhong, YANG Fan, et al. Analysis of electrical timing characteristics based on the general dynamic model of on-load tap changer[J]. Power System Technology, 2024, 48(11): 4568-4577.
- [19] 董华军, 李东恒, 钟建英, 等. 12 kV 真空灭弧室触头合闸冲击下疲劳寿命研究[J]. 电工技术学报, 2022, 37(15): 3981-3988.
DONG Huajun, LI Dongheng, ZHONG Jianying, et al. Research on fatigue life of contact in 12 kV vacuum interrupter under shocking[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2022, 37(15): 3981-3988.
- [20] 韩国辉, 余砾, 韩桂全, 等. 126 kV 真空断路器触头合闸冲击力的测量及仿真分析[J]. 高压电器, 2017, 53(3): 84-89.
HAN Guohui, YU Li, HAN Guiquan, et al. Measurement and simulation analysis of the contact impact force of 126 kV vacuum circuit breaker[J]. High Voltage Apparatus, 2017, 53(3): 84-89.
- [21] 窦静丽. 有载分接开关触头系统碰撞特性研究[D]. 保定: 华北电力大学, 2021: 6-54.
DOU Jingli. Research on crash characteristics of on-load tap-changer contact[D]. Baoding, China: North China Electric Power University, 2021: 6-54.
- [22] 湛向东. 基于应力波空间分布的高架桥梁碰撞分析方法研究[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2016: 11-71.
ZHAN Xiangdong. Pounding analysis of highway bridges based on spatial distribution of stress wave[D]. Harbin, China: Harbin Institute of Technology, 2016: 11-71.
- [23] 杨钧. 柔性梁弹塑性次碰撞的研究[D]. 南京: 南京理工大学, 2012: 1-14.
YANG Jun. Research on elastic-plastic sub-collision of flexible beams[D]. Nanjing, China: Nanjing University of Science and Technology, 2012: 1-14.
- [24] 王礼立. 应力波基础[M]. 北京: 国防工业出版社, 2005: 36-50.
WANG Lili. Foundation of stress waves[M]. Beijing, China: National Defense Industry Press, 2005: 36-50.
- [25] 张奎, 倪逸. 三种弹性波阻抗公式比较[J]. 石油地球物理勘探, 2006, 41(增刊1): 7-10.
ZHANG Kui, NI Yi. Comparison among three elastic wave impedances formulas[J]. Oil Geophysical Prospecting, 2006, 41(Supplement 1): 7-10.
- [26] 郭伟国, 李玉龙, 索涛编. 应力波基础简明教程[M]. 西安: 西北工业大学出版社, 2007: 18-80.
GUO Weiguo, LI Yulong, SUO Taobian. Concise tutorial of stress wave foundation[M]. Xi'an, China: Northwestern Polytechnical University Press, 2007: 18-80.
- [27] MAIN I G. Elastic waves in solids[J]. Physics Bulletin, 1981, 32(8): 258.
- [28] 王从约, 夏源明, 解艳宁. 非均质变截面杆中弹性波的反射和透射[J]. 应用力学学报, 1998, 15(3): 44-50.
WANG Congyue, XIA Yuanming, XIE Yanning. Reflection and transmission of the elastic waves in the bar with unhomogeneous regions and various sections[J]. Chinese Journal of Applied Mechanics, 1998, 15(3): 44-50.
- [29] 沈秀峰. 新型固封式真空接触器的合闸弹跳试验分析[J]. 自动化应用, 2021(2): 23-26.
SHEN Xiufeng. Closing bounce test analysis of the new solid-sealed vacuum contactor[J]. Automation Application, 2021(2): 23-26.

荣一鸣

1999—, 男, 硕士生

主要从事有载分接开关机匹配设计的研究工作

E-mail: rong295207661@stu.xjtu.edu.cn



RONG Yiming



SUN Jiajia

Ph.D.

Associate professor

Corresponding author

孙佳佳(通信作者)

1990—, 女, 博士, 副教授, 硕导

主要从事真空电弧理论及其应用、微纳电磁技术等研究工作

E-mail: sunjiajia@xjtu.edu.cn

史宗谦

1975—, 男, 博士, 教授, 博导

主要从事真空电弧理论及其应用、大容量直流开关技术、放电等离子体及其应用研究工作

E-mail: zqshi@mail.xjtu.edu.cn



SHI Zongqian

Ph.D., Professor