

变换器短路故障时整流发电机的暂态电流计算*

侯畅武, 张晓锋, 黄靖, 吴本祥

(海军工程大学电气工程学院, 湖北武汉 430033)

摘要:考虑直流变换器侧短路故障时,整流发电机带直流变换器运行可以等效为整流发电机突加 RLC 负载,其暂态电流计算直接关系到直流故障诊断和保护。通过将 RLC 负载从直流侧等效至交流侧后,将暂态电流计算等效为同步发电机串联 RLC 后三相短路电流计算;在得到了暂态电流的表达式后,通过类比同步发电机三相短路电流的初值、终值和时间常数计算,近似得到了暂态电流的解析表达式,并给出了电流峰值和峰值时间。通过仿真验证了该解析表达式的有效性,可以用于对直流故障诊断和保护方法的确定。

关键词:整流发电机;短路故障;突加 RLC 负载;暂态电流计算

中图分类号:TM713 **文献标志码:**A **文章编号:**1001-2486(2021)04-031-07

Transient current calculation of rectifier generator under converter short circuit fault

HOU Changwu, ZHANG Xiaofeng, HUANG Jing, WU Benxiang

(College of Electrical Engineering, Naval University of Engineering, Wuhan 430033, China)

Abstract: Considering the short circuit fault at DC (direct-current) converter side, the rectifier generator with DC converter can be equivalent to the rectifier generator suddenly applied with RLC (resistance inductance capacitance) load, and its transient current calculation is directly related to DC fault diagnosis and protection. When the RLC load was equivalent from the DC side to the AC (alternating-current) side, the transient current was equivalent to the three-phase short circuit current under the condition of the synchronous generator in series of RLC. Through the expression of the transient current, the analytical expression of the transient current was obtained by calculating the initial value, final value and time constant with the method of analogizing the three-phase short-circuit current's calculating process of the synchronous generator, and the peak value and peak time of the current were given. Finally, the validity of the analytical expression is verified by simulation, which can be used for the improvement of the diagnosis and the determination of the protection way of DC faults.

Keywords: rectifier generator; DC short circuit; suddenly-applied RLC load; transient current compute

在舰船直流区域配电系统中,由于直流区域配电网的低惯性和弱阻尼特性,发生直流短路故障时会迅速传导,如果不对直流故障电流加以限制,会对直流区域配电网中的设备造成严重损害,甚至导致配电系统崩溃。因此,短路电流计算可以为舰船直流区域配电系统的主动限流控制、故障诊断和保护方法提供关键性的理论依据。在舰船直流区域配电系统中,直流变换器作为连接整流发电机和逆变器或负载的核心设备,当整流发电机后端的直流变换器发生短路故障时,整流发电机的暂态电流会通过直流变换器内部的变压器馈入短路点,尤其常见于模块化多电平换流器为主的直流变换器短路故障^[1-2],短路电流必须考虑整流发电机进行计算。此时整流发电机带直流

变换器运行可以等效为整流发电机突加 RLC 负载,容性负载的加入会导致数学模型的阶数升高,整流发电机突加 RLC 负载的暂态过程与突加 RL 负载的暂态过程有明显差异,因此本文将对整流发电机突加 RLC 负载的暂态过程进行分析。

文献[3]通过将直流侧负载折算到交流侧,分析了整流发电机突加阻性负载时对于直流侧电压的影响。文献[4]研究了整流发电机的时域数学模型和瞬时电磁特性,构建了整流器、同步发电机和负载模型统一的时域数学模型,但是都没有详细分析有容性负载时暂态特性。针对文献[5]中舰船电力推进系统的整流发电机—逆变器—感应电机的运行结构,整流发电机后端设备短路时等效为整流发电机突加 RL 负载,对此问题国内外学

* 收稿日期:2019-12-12

基金项目:国家自然科学基金资助项目(51377617)

作者简介:侯畅武(1992—),男,湖北鄂州人,博士研究生,E-mail:844504710@qq.com;

张晓锋(通信作者),男,教授,博士,博士生导师,E-mail:hcwfyh@outlook.com

者进行了广泛的研究^[6-8],而对于容性负载的结构研究较少。文献[9]分析了整流发电机带阻容性负载时静态稳定性,但是没有涉及动态稳定性。文献[10-11]针对整流发电机的独立电容充电电源系统,分析整流桥换相过程中存在的三种工作模式,得到了直流平均电流表达式,研究更侧重于整流器换流期间对于直流电压电流的影响。

本文在文献[3]的基础上,针对整流发电机后端直流变换器短路时,短路电流可以等效为整流发电机突加 RLC 负载的暂态电流。通过对 RLC 负载等效折算,运用电压和磁链方程得到了整流发电机突加 RLC 负载的数学方程,类比同步发电机短路电流计算,得到了突加 RLC 负载暂态电流近似解析表达式,且主要针对暂态电流的峰值和峰值时间,从而为主动限制直流故障电流和设计相应的继电保护方法提供依据。

1 整流发电机突加 RLC 负载等效电路

RLC 负载的基值定义为: $X_{RB} = U_B/I_B$ 、 $X_{LB} = U_B/I_B\omega_B$ 、 $X_{CB} = U_B\omega_B/I_B$,其中 U_B 、 I_B 、 ω_B 分别为交流电压电流及角速度基值。三相整流发电机突加 RLC 负载电路如图 1 左侧所示,图中 $X_L = L$ 、 $X_C = 1/C$ 。文献[12]通过能量守恒将直流侧 RLC 负载折算到交流侧进行分析,在三相整流桥中折算后,RLC 对应的阻值变化为 $x_{R,L,C} \approx 0.609x_{R,L,C}$,而在十二相整流桥中则为 $x_{R,L,C} \approx 2.432x_{R,L,C}$ 。其中, $x_{R,L,C}$ 代表等效到交流侧后 RLC 的大小,等效过程如图 1 所示。

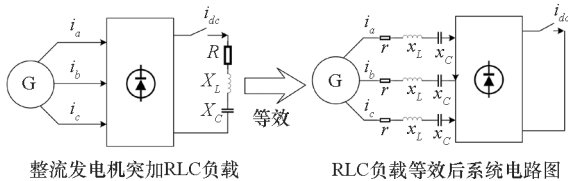


图 1 发电机整流系统突加 RLC 负载等效示意图

Fig. 1 Equivalent diagram of generator rectifier system with suddenly-applied RLC load

将 RLC 负载等效至交流侧后,忽略整流桥换相过程,整流发电机突加 RLC 负载可以等效为同步发电机各相串联 RLC 后三相突然短路^[13],对于突加 RLC 负载的暂态过程分析可以等效为三相短路的暂态过程分析。

2 整流发电机突加 RLC 负载的暂态电流表达式计算

根据图 1,基于同步发电机磁链、电压方程和电压基尔霍夫定律可以写出如下方程:

$$\begin{cases} u_a = p\phi_a - \left(r + px_L + \frac{x_C}{p} \right) i_a \\ u_b = p\phi_b - \left(r + px_L + \frac{x_C}{p} \right) i_b \\ u_c = p\phi_c - \left(r + px_L + \frac{x_C}{p} \right) i_c \end{cases} \quad (1)$$

其中: $p = d/dt$ 为微分算子; u_k 、 i_k 、 ϕ_k ($k = a, b, c$) 分别表示定子绕组各相电压、电流和磁链。对三相电压进行 park、clark 变换可得:

$$\begin{cases} u_d = \frac{2}{3} \left[u_a \cos\gamma + u_b \cos\left(\gamma - \frac{2}{3}\pi\right) + u_c \cos\left(\gamma + \frac{2}{3}\pi\right) \right] \\ u_q = -\frac{2}{3} \left[u_a \sin\gamma + u_b \sin\left(\gamma - \frac{2}{3}\pi\right) + u_c \sin\left(\gamma + \frac{2}{3}\pi\right) \right] \end{cases} \quad (2)$$

其中: γ 为电角度, $\gamma = \omega t + \theta$; ω 为电角速度; θ 为初相角。对式(2)两边同时微分并整理可以得到式(3)和式(4)如下:

$$\begin{aligned} pu_d - u_q\omega &= \frac{2}{3} \left[\cos\gamma p^2\phi_a + \cos\left(\gamma - \frac{2}{3}\pi\right) p^2\phi_b + \right. \\ &\left. \cos\left(\gamma + \frac{2}{3}\pi\right) p^2\phi_c \right] - \frac{2}{3} \left[\cos\gamma p^2i_a + \right. \\ &\left. \cos\left(\gamma - \frac{2}{3}\pi\right) p^2i_b + \cos\left(\gamma + \frac{2}{3}\pi\right) p^2i_c \right] x_L - \\ &\frac{2}{3} \left[\cos\gamma pi_a + \cos\left(\gamma - \frac{2}{3}\pi\right) pi_b + \right. \\ &\left. \cos\left(\gamma + \frac{2}{3}\pi\right) pi_c \right] r - \frac{2}{3} \left[\cos\gamma i_a + \right. \\ &\left. \cos\left(\gamma - \frac{2}{3}\pi\right) i_b + \cos\left(\gamma + \frac{2}{3}\pi\right) i_c \right] x_C \end{aligned} \quad (3)$$

$$\begin{aligned} pu_q + u_d\omega &= -\frac{2}{3} \left[\sin\gamma p^2\phi_a + \sin\left(\gamma - \frac{2}{3}\pi\right) p^2\phi_b + \right. \\ &\left. \sin\left(\gamma + \frac{2}{3}\pi\right) p^2\phi_c \right] + \frac{2}{3} \left[\sin\gamma p^2i_a + \right. \\ &\left. \sin\left(\gamma - \frac{2}{3}\pi\right) p^2i_b + \sin\left(\gamma + \frac{2}{3}\pi\right) p^2i_c \right] x_L + \\ &\frac{2}{3} \left[\sin\gamma pi_a + \sin\left(\gamma - \frac{2}{3}\pi\right) pi_b + \right. \\ &\left. \sin\left(\gamma + \frac{2}{3}\pi\right) pi_c \right] r + \frac{2}{3} \left[\sin\gamma i_a + \right. \\ &\left. \sin\left(\gamma - \frac{2}{3}\pi\right) i_b + \sin\left(\gamma + \frac{2}{3}\pi\right) i_c \right] x_C \end{aligned} \quad (4)$$

类比式(2),根据磁链表达式和三相交流电流的表达式可以得到 Φ_d 、 Φ_q 、 i_d 、 i_q 的表达式,微分后可以得到 $p\Phi_d$ 、 $p^2\Phi_d$ 、 $p\Phi_q$ 、 $p^2\Phi_q$ 、 pi_d 、 p^2i_d 、 pi_q 、 p^2i_q 的表达式,并且假定没有励磁电压调节作用,就短路部分引起的变化部分而言,励磁电压为 0。因此可以得到:

$$\begin{cases} \phi_d = -x_d(p)i_d \\ \phi_q = -x_q(p)i_q \end{cases} \quad (5)$$

式中, $x_d(p)$ 为 d 轴运算电抗^[14], $x_q(p)$ 为 q 轴运算电抗。又有 $\phi_q p\omega = 0$, $\phi_d p\omega = 0$, 将上述所有表达式代入式(3)和式(4)可以化简为以下形式:

$$\begin{cases} pu_d - u_q \omega = \{(\omega^2 - p^2)[x_d(p) + x_L] - \\ pr - x_C\} i_d + \omega \{2p[x_q(p) + x_L] + r\} i_q \\ pu_q + u_d \omega = -\omega \{2p[x_d(p) + x_L] + r\} i_d + \\ \{(\omega^2 - p^2)[x_q(p) + x_L] - pr - x_C\} i_q \end{cases} \quad (6)$$

由式(6)可知,感性负载直接加至直轴与交轴电抗上共同参与运算,这与整流发电机带阻感性负载的等效数学模型^[15]是一致的。对式(6)进行求解得到暂态电流的表达式如下:

$$\begin{cases} i_d = -\frac{1}{A(p)} \{[(p^2 + \omega^2)B_q(p) + px_C]u_d + \\ [(p^2 + \omega^2)\omega(x_q(p) + x_L) - \omega x_C]u_q\} \\ i_q = \frac{1}{A(p)} \{[(p^2 + \omega^2)\omega(x_d(p) + x_L) - \\ \omega x_C]u_d - [(p^2 + \omega^2)B_d(p) + px_C]u_q\} \end{cases} \quad (7)$$

其中

$$\begin{cases} A(p) = (p^2 + \omega^2) \{B_d(p)B_q(p) + \\ \omega^2[x_d(p) + x_L][x_q(p) + x_L]\} + \\ x_C \{pB_d(p) + pB_q(p) - \omega^2[x_d(p) + x_L] - \\ \omega^2[x_q(p) + x_L] + x_C\} \\ B_d(p) = p[x_d(p) + x_L] + r \\ B_q(p) = p[x_q(p) + x_L] + r \end{cases} \quad (8)$$

由于分母中方程表达式阶次过高,很难写出其解析表达式,类比同步发电机短路电流解析表达式的求解,可以通过确定暂态电流的初值、终值以及衰减时间常数来给出其近似解析表达式。

3 暂态电流解析表达式计算

由于存在感性负载,为便于计算,对同步发电机原有的交直轴运算电抗重新假定如下:

$$\begin{cases} x_{d0} = x_d(p) + x_L \\ x_{q0} = x_q(p) + x_L \\ x_{d1} = x'_d + x_L \\ x_{q1} = x'_q + x_L \\ x_{d2} = x_d + x_L \\ x_{q2} = x_q + x_L \end{cases} \quad (9)$$

其中, x'_d 为 d 轴瞬变电抗, x'_q 为 q 轴瞬变电抗, x_d 为 d 轴同步电抗, x_q 为 q 轴同步电抗。

3.1 暂态电流的初值与终值计算

由式(7)可知,交直轴电抗与感性负载串联,且一般感性负载远大于交直轴电抗,这相当于同步发电机有较大漏抗;根据同步发电机的交直轴超瞬态和瞬态等值电路^[14]可知,在漏抗较大时两者等值电路近似相等,因此可以按照无阻尼同步发电机模型进行运算。根据运算微积的初值定理,式(7)在 $p = \infty$ 时为该变量的起始值,此时 $x_{d0} = x_{d1}$, $x_{q0} = x_{q1}$ 。忽略定子与转子电阻后式(7)可以近似表示为:

$$\begin{cases} i_d \approx -\frac{p}{(p^2 + \omega^2)x_{d1} + x_C} u_d - \frac{\omega}{(p^2 + \omega^2)x_{d1} - x_C} u_q \\ i_q \approx \frac{\omega}{(p^2 + \omega^2)x_{q1} - x_C} u_d - \frac{p}{(p^2 + \omega^2)x_{q1} + x_C} u_q \end{cases} \quad (10)$$

运用 Heaviside 变换^[16]可以得到初值的解析表达式为:

$$\begin{cases} i_d = -\frac{u_d \sin \sqrt{\omega^2 + \frac{x_C}{x_{d1}}} t}{\sqrt{x_{d1}^2 \omega^2 + x_{d1} x_C}} - \\ \frac{u_q \omega}{x_{d1} \omega^2 - x_C} \left(1 - \cos \sqrt{\omega^2 - \frac{x_C}{x_{d1}}} t\right) \\ i_q = \frac{u_d \omega}{x_{q1} \omega^2 - x_C} \left(1 - \cos \sqrt{\omega^2 - \frac{x_C}{x_{q1}}} t\right) - \\ \frac{u_q \sin \sqrt{\omega^2 + \frac{x_C}{x_{q1}}} t}{\sqrt{x_{q1}^2 \omega^2 + x_{q1} x_C}} \end{cases} \quad (11)$$

从式(11)可以看出,在定子绕组电流中不仅含有非周期分量,还含有同步发电机基波频率和二阶电容电感谐振频率相加减得到频次的电流,一般同步发电机基波频率比谐振频率低,两者相减频次电流最终表现为衰减量,因此主要表现为两者相加频次的电流。

对于暂态电流的稳态值,根据运算微积的终值定理,运算公式在 $p = 0$ 时为该变量的终值,此时有 $x_{d0} = x_{d2}$, $x_{q0} = x_{q2}$ 。在忽略定子电阻时,暂态电流的稳态值为:

$$\begin{cases} i_d \approx \frac{-\omega u_q}{\omega^2 x_{d2} - x_C} \\ i_q \approx \frac{\omega u_d}{\omega^2 x_{q2} - x_C} \end{cases} \quad (12)$$

可以看到初值在不断衰减后与终值吻合。

3.2 暂态电流的衰减时间常数计算

定子绕组电流含有的非周期电流分量,对应

于转子绕组中基波频率和谐振频率共同作用的电流分量,在求该衰减时间常数时可以近似认为转子绕组的电阻为 0,则有

$$A(p) = (p^2 + \omega^2) [(px_{d1} + r)(px_{q1} + r) + \omega^2 x_{d1} x_{q1}] + x_c [(p^2 - \omega^2)(x_{d1} + x_{q1}) + 2pr + x_c] = 0 \quad (13)$$

该方程为一元四次方程,求解一元四次方程 $ax^4 + bx^3 + cx^2 + dx + e = 0$ 的解,可以近似得到定子非周期电流衰减的时间常数为:

$$T_a \approx \frac{4x_{d1} x_{q1}}{r(x_{d1} + x_{q1})} \quad (14)$$

同理,定子绕组中基波频率和谐振频率共同作用的电流分量对应于转子电流中的非周期电流分量,在求该衰减时间常数时可以近似认为定子绕组的电阻为 0,则有

$$A(p) = (p^2 + \omega^2)^2 x_{d1} x_{q1} + (p^2 - \omega^2) x_c (x_{d1} + x_{q1}) + x_c^2 = 0 \quad (15)$$

因此该衰减时间常数为:

$$T = \sqrt{\Delta - \frac{2c}{3a}} = \sqrt{\Delta - \frac{4\omega^2 x_{d1} x_{q1} + 2x_c (x_{d1} + x_{q1})}{3x_{d1} x_{q1}}} \quad (16)$$

考虑同步发电机空载时,利用叠加原理,三相突然短路相当于加上与空载电压相等、方向相反的电压,因此,将 $u_d = 0$ 、 $u_q = -E$ 代入式(11)~(12)后可以得到解析表达式为:

$$\begin{cases} i_d = \left[\left(\frac{1}{\omega^2 x'_d + \omega^2 x_L - x_c} - \frac{1}{\omega^2 x_d + \omega^2 x_L - x_c} \right) e^{-\frac{t}{T}} + \frac{1}{\omega^2 x_d + \omega^2 x_L - x_c} \right] \omega E - \frac{E \cos \sqrt{\omega^2 - \frac{x_c}{x'_d + x_L}} t}{\omega^2 x'_d + \omega^2 x_L - x_c} e^{-\frac{t}{T_a}} \\ i_q = \frac{E \sin \sqrt{\omega^2 + \frac{x_c}{x'_q + x_L}} t}{\sqrt{(x'_q + x_L)^2 \omega^2 + (x'_q + x_L) x_c}} e^{-\frac{t}{T_a}} \end{cases} \quad (17)$$

通过式(17)可以得到三相电流的表达式及暂态电流的峰值时间与峰值大小^[17]为:

$$T_{\text{peak}} = \frac{\pi}{2 \sqrt{\omega^2 + \frac{x_c}{x'_q + x_L}}} \quad (18)$$

$$i_{\varphi \text{max}} = \frac{\omega E}{x_c - (\omega^2 x'_d + \omega^2 x_L)} + \frac{E}{\sqrt{(x'_q + x_L)^2 \omega^2 + (x'_q + x_L) x_c}} e^{-\frac{t}{T_a}} \quad (19)$$

转换到直流侧以后,十二相整流发电机^[18]直流电流的峰值为:

$$i_{d \text{max}} \approx 3.831 i_{\varphi \text{max}} \quad (20)$$

由式(17)~(20)可知,同步发电机的运行状态此时主要取决于交直轴瞬变电抗和同步电抗,感性负载和容性负载匹配度对于直流电流的峰值和峰值时间都会产生较大影响。通过上述直流电流的峰值与峰值时间的表达式,对于确定直流变换器主动限流控制方法和系统继电保护方法是具有重要意义的。

4 仿真验证

采用十二相整流发电机在 PSCAD/EMTDC 环境中进行仿真试验验证,表 1 给出了其中单台三相同步发电机的参数。

表 1 同步发电机参数

Tab. 1 Synchronous generator parameters	
参数	数值
相电压有效值/V	408
相电流有效值/A	816
额定角速度/(rad/s)	628
电枢电阻/ Ω	0.001
直轴同步电抗	1.497 p. u.
交轴同步电抗	0.277 3 p. u.
直轴瞬变电抗	0.672 6 p. u.
交轴瞬变电抗	0.672 6 p. u.

表 1 中 p. u. 表示标幺值大小。十二相整流发电机在空载状态时,于 0.03 s 突加 RLC 串联负载;其中 $R = 0.001 \Omega$, $L = 1 \text{ mH}$, $C = 100 \mu\text{F}$, 直流电流仿真波形如图 2 所示。

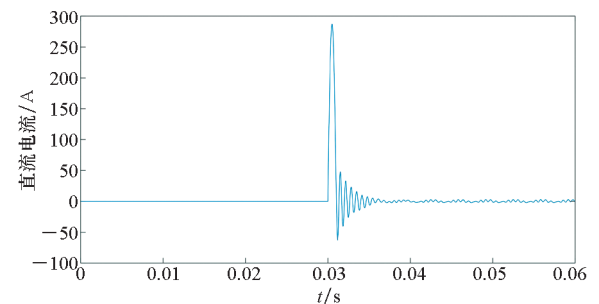


图 2 十二相整流发电机突加 RLC 负载电流波形

Fig. 2 Current waveform of 12-phase rectifier generator with suddenly-applied RLC load

从图 2 可以看到暂态电流为正弦衰减变化,与理论解析表达式的分析可以保持一致。

图 3 给出了负载在电容不同而 $R = 0.001 \Omega$, $L = 1 \text{ mH}$ 恒定时,直流电流峰值的理论值与仿真值变化图。图 4 同时给出了负载端在电感值不同

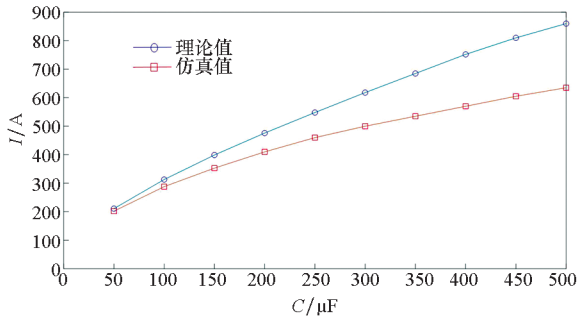


图3 直流电流峰值随电容变化的理论值与仿真值
Fig. 3 Theoretical and simulative value of direct current peak as the capacitance changes

而 $R = 0.001 \Omega$, $C = 100 \mu\text{F}$ 恒定时,直流电流峰值的理论值与仿真值变化图。

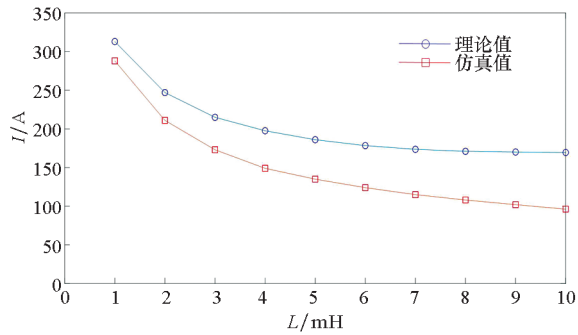


图4 直流电流峰值随电感变化的理论值与仿真值
Fig. 4 Theoretical and simulative value of direct current peak as the inductance changes

可以看到,在电容或电感逐渐变大后,直流电流峰值下降速度会逐渐变慢最终趋于一个稳定值,且随着电容或电感值的增大,直流电流峰值的理论值与仿真值偏差也越来越大。

分析可知,引起直流电流峰值理论值与仿真值产生误差的原因主要有两个方面:

1) 暂态电流达到峰值的时间并不是固定值,因此暂态电流峰值表达式中第一项会根据衰减时间常数 T 以及峰值时间 T_{peak} 出现不同程度的衰减,文中由于计算得到的时间常数 T 较为复杂,因此在暂态电流峰值表达式中并没有添加衰减系数,从而导致理论值大于仿真值。

2) 文中在计算暂态电流表达式中只使用了同步发电机交直轴瞬变电抗,而没有使用超瞬变电抗,主要是由于超瞬变衰减极快,衰减时间常数很难用公式表达,因此使用了同步发电机交直轴瞬变电抗进行计算会产生偏差。

从继电保护和实际工程应用的角度来看,暂态电流理论值计算偏大,系统保护的冗余量也会相对偏大,能够提高系统稳定性。

图5和图6给出了在不同电感值时直流电

流峰值随着电容变化的曲线图和在不同电容值时直流电流峰值随着电感变化的曲线图。

从式(19)中可以看到,随着电容的增大, x_c 相应变小,暂态电流峰值就会变大;电容固定而电感不断增大时,暂态电流峰值变化率会逐渐减小;这与图5中的变化趋势是一致的。随着电感的增大, x_L 相应变大,暂态电流峰值会变小,电感固定而电容不断增大时,暂态电流峰值表达式中后一项下降速率比前一项的增长速率逐渐加快,暂态电流峰值下降速率会越快,这与图6中变化趋势是一致的。

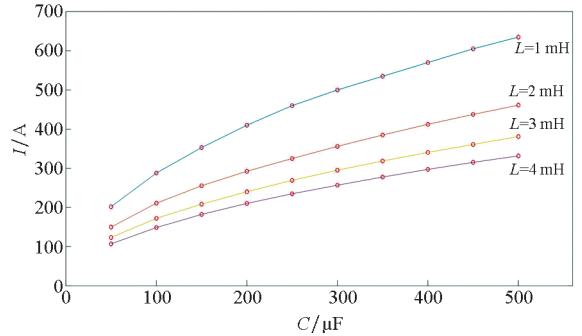


图5 不同电感下直流电流峰值随电容变化的曲线图
Fig. 5 The graph of direct current peak under different inductance as the capacitance changes

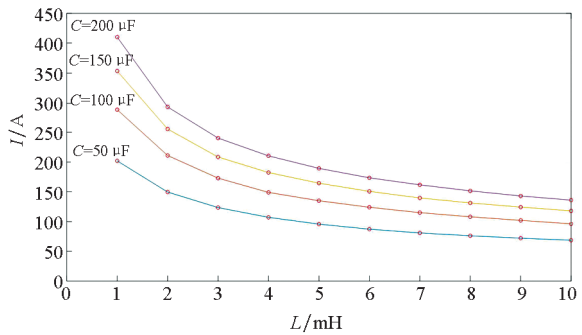


图6 不同电容下直流电流峰值随电感变化的曲线图
Fig. 6 The graph of direct current peak under different capacitance as the inductance changes

表2和表3分别给出了不同电容、电感情况下峰值时间的理论计算值与仿真实际值。

表2 不同电容值时峰值时间理论值与仿真值结果

Tab. 2 Theoretical and simulative result of direct current peak time under different capacity

电容值/ μF	电感值/mH	理论峰值时间/ms	仿真峰值时间/ms
50	1	0.38	0.35
100	1	0.53	0.50
200	1	0.74	0.71
500	1	1.10	1.10

表 3 不同电感值时峰值时间理论值与仿真值结果

Tab.3 Theoretical and simulative result of direct current peak time under different inductance

电容值/ μF	电感值/mH	理论峰值 时间/ms	仿真峰值 时间/ms
100	1	0.53	0.50
100	2	0.71	0.68
100	3	0.84	0.83
100	5	1.04	1.10

根据式(17)、式(18)可以看到,在电容值变大时,暂态电流的频率会变小,到达峰值时间会变长;而在电感值变大时,暂态电流的频率也会变小,到达峰值时间变长;理论值与仿真值存在误差主要是由于仿真步长等因素导致读取存在误差。从表 2 和表 3 中可以看到,随着电容或电感不断增大,峰值时间理论值和仿真值都逐渐增大,这与式(18)的理论分析是可以吻合的,因此暂态电流频率为同步发电机基波角频率与同步发电机交轴瞬态电感与突加电感之和以及突加电容的谐振频率组成,这两者的均方根为暂态电流频率。

5 结论

本文针对舰船直流区域配电系统中直流变换器侧短路故障时,整流发电机带直流变换器运行可以等效为整流发电机突加 RLC 负载。本文在对 RLC 负载进行了等效折算后建立了同步发电机电压和磁链方程,推导出了暂态电流表达式;参照同步发电机短路电流计算方法,得到了暂态电流的近似解析表达式。不同于整流发电机突加阻感性负载或容性负载,整流发电机突加 RLC 负载的暂态电流频率为同步发电机的基波角频率与电感、电容谐振频率的均方根,不再为固定值,且会随 RLC 负载的状态发生改变;暂态电流峰值会随电容增大而上升,随电感增大而下降。最后,针对直流变换器侧短路状态下整流发电机的短路电流,给出了电流峰值以及峰值时间并通过仿真验证了本文理论分析的有效性。但是由于衰减时间常数无法完整进行表述,本文中电流峰值计算没有考虑电流衰减,因此通过物理模型的等效回路来模拟得到暂态过程衰减时间常数是下一步的研究方向。

参考文献 (References)

[1] YANG J, FLETCHER J E, O'REILLY J, et al. Short-circuit and ground fault analyses and location in VSC-based DC

network cables [J]. IEEE Transaction on Industrial Electronics, 2012, 59(10): 3827-3837.

[2] 丁然, 梅军, 管州, 等. 适用于 MMC 型直流变压器的直流故障主动限流控制方法[J]. 电力系统自动化, 2018, 42(21): 131-138.

DING Ran, MEI Jun, GUAN Zhou, et al. Active current limiting control method for DC fault of MMC based DC transformer [J]. Automation of Electric Power Systems, 2018, 42(21): 131-138. (in Chinese)

[3] 肖晗, 叶志浩, 纪锋, 等. 突加负载对同步发电机整流系统直流侧电压的影响[J]. 海军工程大学学报, 2019, 31(1): 25-30.

XIAO Han, YE Zhihao, JI Feng, et al. Influence of suddenly-applied load on DC-side voltage of synchronous generator rectifier system[J]. Journal of Naval University of Engineering, 2019, 31(1): 25-30. (in Chinese)

[4] 谢莉, 雷银照. 同步发电机整流系统的时域模型与瞬态计算[J]. 电力系统及其自动化学报, 2010, 22(1): 26-30.

XIE Li, LEI Yinzao. Time-domain model and transient calculation of synchronous generator-rectifier system [J]. Proceedings of the Chinese Society of Universities, 2010, 22(1): 26-30. (in Chinese)

[5] 郭云珺, 王东, 刘德志, 等. 变频驱动三相感应电机系统稳定性的数学推导与分析[J]. 电工技术学报, 2010, 25(9): 47-55.

GUO Yunjun, WANG Dong, LIU Dezhi, et al. Mathematical deduction and stability analysis of inverter-fed three-phase induction motor drive system [J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2010, 25(9): 47-55. (in Chinese)

[6] REN Z A, YU K X, LOU Z X, et al. Parameters evaluation and optimization of CCPS based on homopolar inductor alternator[C]//Proceedings of International Conference on Electrical Machines and Systems, 2011: 1-4.

[7] JATSKEVICH J, PEKAREK S D, DAVOUDI A. Parametric average-value model of synchronous machine-rectifier systems[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2006, 21(1): 9-18.

[8] 吴大立, 徐正喜, 郑中祥, 等. 用等值解耦模型计算 12 相同步整流发电机短路电流[J]. 高电压技术, 2010, 36(4): 1050-1054.

WU Dali, XU Zhengxi, ZHENG Zhongxiang, et al. Short circuit current calculation of twelve-phase synchronous rectifier generator using equivalent and decoupling model[J]. High Voltage Engineering, 2010, 36(4): 1050-1054. (in Chinese)

[9] 魏克银, 徐俊霞, 韩辉, 等. 带阻容负载的独立发电机整流系统的静态稳定性研究[J]. 电工技术学报, 2012, 27(10): 228-234.

WEI Keyin, XU Junxia, HAN Hui, et al. The research on static stability of rectifier system of independent generator with resistance and capacitance load[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2012, 27(10): 228-234. (in Chinese)

- [10] 任章鳌,于克训,娄振袖,等.同极性感应子发电机整流容性负载特性的一种简化平均值分析方法[J].电工技术学报,2011,26(6):113-120,128.
REN Zhang'ao, YU Kexun, LOU Zhenxiu, et al. A simplified average-value analysis method on the characteristics of homopolar inductor alternator with rectified capacitive load[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2011, 26(6): 113-120, 128. (in Chinese)
- [11] 辛清明,于克训,袁满,等.感应子发电机带整流大容性负载的瞬态特性分析[J].中国电机工程学报,2014,34(24):4109-4117.
XIN Qingming, YU Kexun, YUAN Man, et al. Investigation of instantaneous characteristics for homopolar inductor alternators with rectified capacitive loads[J]. Proceedings of the CSEE, 2014, 34(24): 4109-4117. (in Chinese)
- [12] 陈新刚,冀路明,孙俊忠.考虑直流侧线路电阻时十二相发电机整流系统突然短路研究[J].中小型电机,2003,30(6):30-33.
CHEN Xingang, JI Luming, SUN Junzhong. The research on the sudden short circuit of the rectifier system of 12-phase generator considering the line resistance on the DC side[J]. Medium and Small Machine, 2003, 30(6): 30-33. (in Chinese)
- [13] 董海涛.带整流负载三相自激感应发电机系统的研究[D].青岛:青岛大学,2018.
DONG Haitao. The research on three-phase self-excited generator system with rectifier load[D]. Qingdao: Qingdao University, 2018. (in Chinese)
- [14] 高景德,王祥珩,李发海.交流电机及其系统的分析[M].北京:清华大学出版社,2004.
GAO Jingde, WANG Xiangheng, LI Fahai. Analysis of AC motor and system[M]. Beijing: Tsinghua University Press, 2004. (in Chinese)
- [15] 段建晋,徐正喜,姜波.多相同步发电机整流侧短路电流计算方法研究[J].中国舰船研究,2008,3(3):56-58.
DUAN Jianjin, XU Zhengxi, JIANG Bo. Research on the short circuit current calculation of multi-phase commutated synchronous generator's DC part[J]. Chinese Journal of Ship Research, 2008, 3(3): 56-58. (in Chinese)
- [16] ZHANG G F, MA W M. Transient analysis of synchronous machines[M]. Wuhan: Hubei Science and Technology Press, 1999.
- [17] 马伟明,胡安,袁立军.十二相同步发电机整流系统直流侧突然短路的研究[J].中国电机工程学报,1999,19(3):31-36.
MA Weiming, HU An, YUAN Lijun. Sudden DC-side short circuit of a 12-phase synchronous generator-rectifier system[J]. Proceeding of the CSEE, 1999, 19(3): 31-36. (in Chinese)
- [18] 郭云珺,王东,易新强.多相混联式整流发电机系统直流侧短路电流[J].电机与控制学报,2018,22(10):87-92.
GUO Yunjun, WANG Dong, YI Xinqiang. Currents of sudden DC-side short circuit of multiphase generator-rectifier system with series-parallel connection [J]. Journal of Electrical Machinery and Control, 2018, 22(10): 87-92. (in Chinese)