DOI: 10.11883/1001-1455(2017)05-0923-06

线圈脉冲电流对破甲弹金属射流箍缩特性的影响*

孟学平,雷 彬,向红军,吕庆敖,黄 旭
(军械工程学院弹药工程系,河北 石家庄 050003)

摘要: 为了研究线圈脉冲电流参数对破甲弹金属射流箍缩特性的影响,提出了均匀线圈中脉冲电流作用下不均匀粗细金属射流磁感应强度、感应电流密度及箍缩电磁力分布的理论模型,建立了线圈与金属射流作用的有限元模型,分析了励磁线圈中所施加脉冲电流参数对金属射流的影响规律。结果表明,随着励磁线圈中所施加脉冲电流幅值的增大,金属射流中的感应电流密度、磁感应强度及电磁力也随之增大,励磁线圈中所施加的脉冲电流幅值 $J_{max}\geqslant 1\times 10^{10}$ A/m^2,才能保证金属射流可靠变形;随着励磁线圈中所施加脉冲电流频率的增加,金属射流中的感应电流密度、磁感应强度及电磁力整体均呈现一定程度的趋肤效应,且在一定的频率范围内,趋肤层逐渐变薄,分析得知,当励磁线圈中脉冲电流的频率满足 50 kHz$\leqslant f\leqslant$100 kHz 时,就能够保证金属射流发生有效变形,进而延缓金属射流箍缩直至断裂的过程。

关键词: 箍缩特性;有限元;破甲弹金属射流;脉冲电流
中图分类号: O389;TJ99 **国标学科代码:** 13035 **文献标志码:** A

破甲弹是一种有效的反装甲弹药,其原理是利用一端带有空穴的装药方式,在炸药锥形凹槽内壁面镶衬一个金属药型罩。炸药爆炸压垮药型罩,产生长径比很大的金属射流,金属射流具有超高速(尾部速度为 2 km/s,头部速度可达 10 km/s)的特点和极强的侵彻穿孔能力[1]。2001 年,H. Karlsson[2]运用欧拉网格法对金属射流的形成、伸长及断裂过程进行了数值模拟。2007 年,I. Horsfall 等[3]研究了间隔复合装甲对金属射流侵彻效果的影响,结果表明,间隔复合装甲能够有效减弱金属射流对目标的侵彻效果,不同间隔复合装甲对金属射流侵彻效果影响不同。在面对应用新型防护技术的军事目标时,如何更加有效地增加破甲弹的侵彻穿深能力成为反装甲武器研究中的核心问题之一。

另一方面,磁场与金属射流间有强烈的相互作用,一些欧美专家对此进行了探究,研究情况在近几届国际弹道会议上有所体现。G. A. Shvetsov 等[4-6]建立了被动电磁装甲对金属射流侵彻效果影响的定性物理模型,通过数值计算和实验验证了被动电磁装甲对金属射流侵彻效果的减弱作用。S. V. Fedorov 等在 2007 年通过数值模拟和实验分析了在破甲弹药型罩内预置磁场对金属射流的影响,得到了金属射流在磁场作用下的变形,这种磁场环境降低了金属射流对目标的侵彻穿深能力[7];2010 年,他们又研究了金属射流拉伸过程中的磁场稳定性[8],建立了金属射流在外磁场作用下的拉伸物理模型,分析了线圈脉冲磁场对金属射流变形过程的影响,对金属射流在外磁场作用下的延长进行了预测,最后探讨了金属射流不同部位在外磁场作用下有效长度的增加程度;2013 年,S. V. Fedorov 等又分析了被动电磁装甲对金属射流侵彻效果的影响[9],证明了被动电磁装甲可对金属射流进行有效箍缩,加速金属射流断裂,进而减弱破甲弹的破甲作用效果。G. Fred 等采用在药型罩中加载脉冲电流产生脉冲磁场作用于金属射流的方法,研究了电磁能对金属射流的作用效果[10],验证了当脉冲电流峰值达到兆安级时,电磁能同样可以产生高质量金属射流。

由以上分析可知,磁场与金属射流间作用的研究主要集中在被动电磁装甲对金属射流的作用效果,以及运用电磁能产生金属射流上,而对如何增强金属射流作用效果,只有俄罗斯相关人员进行了初步探究,其分析重点主要是对金属射流中的磁场变化,并未对感应电流和电磁力做深入研究。本文中提出一

* **收稿日期:** 2016-03-17; **修回日期:** 2016-07-19
基金项目: 国家自然科学基金项目(51307182)
第一作者: 孟学平(1988—),男,博士研究生,mxp19880104@163.com。

种利用励磁线圈产生脉冲磁场的方法来延缓金属射流局部变细至断裂的发展趋势。基于外磁场对破甲弹金属射流的基本作用原理，通过理论分析和数值模拟，研究励磁线圈中脉冲电流参数对金属射流中感应电流密度、磁感应强度及电磁力分布的影响，分析使破甲弹金属射流发生有效变形时脉冲电流参数需要达到的条件。

1 轴向脉冲磁场对破甲弹金属射流作用的理论分析

1.1 作用原理分析

图 1 为线圈磁场对破甲弹金属射流的作用原理图。雷管起爆聚能装药，进而压垮药型罩，产生长径比很大、沿轴向高速飞行的金属射流，由于存在轴向速度梯度，金属射流在飞行过程中会发生局部变细至断裂，一旦发生断裂，其对装甲目标的侵彻穿深能力会大幅下降。在金属射流发生局部变细且尚未断裂的过程中，如果在金属射流外部通过线圈施加轴向脉冲磁场，轴向脉冲磁场能使金属射流凸起部分产生较大的磁压力，而这种磁压力能够使金属射流凸起部分产生有效箍缩形变，金属射流均匀拉伸时间增长，延缓破甲弹金属射流局部变细至断裂的过程，维持金属射流形成至着靶板过程中的整体性和连续性。

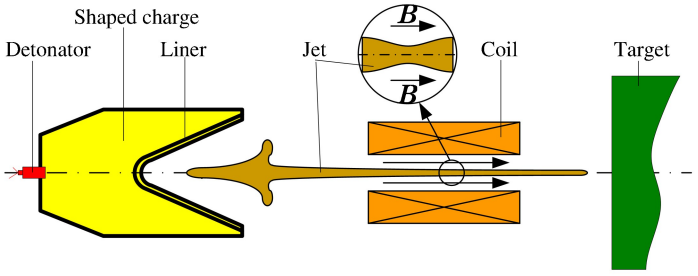

图 1 线圈磁场对破甲弹金属射流的作用原理

Fig. 1 Mechanism of the coil magnetic field's action on shaped charge jet of HEAT

1.2 理论模型分析

将图 1 中的金属射流部分放大，可得到如图 2 所示的金属射流二维模型。假设粗细不均匀金属射流某处外表面直径为 $2a$（a 可以表示为 $a=b\cos\omega_0 z+c$，其中 b、ω_0 和 c 均为表征金属射流外形的已知参量），脉冲电流的频率为 f（角频率为 $\omega=2\pi f$），H_{0r} 和 H_{0z} 分别为金属射流周围的线圈磁场强度大小。

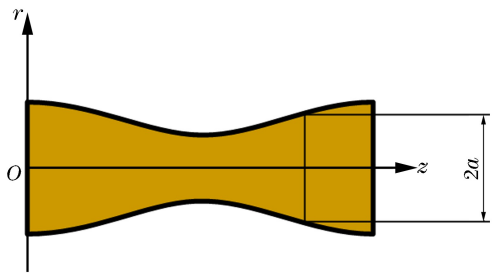

图 2 金属射流二维模型

Fig. 2 2D model of shaped charge jet

金属射流内磁场强度可以表示为

$$\boldsymbol{H}(r,z,\omega,t)=H(r)\mathrm{e}^{\mathrm{i}\omega t}\boldsymbol{e}_z+H(z)\mathrm{e}^{\mathrm{i}\omega t}\boldsymbol{e}_r \tag{1}$$

经推导得出，磁场强度可用贝塞尔函数来表示，结合麦克斯韦方程组、贝塞尔函数及其递推公式[11]，可得到金属射流中磁感应强度及感应电流密度分别为：

$$\boldsymbol{B}(r,z,\omega,t)=\int_0^{+\infty}\left(\mu H_{0r}\frac{\mathrm{J}_0(\mathrm{i}kr)}{\mathrm{J}_0(\mathrm{i}k(b\cos\omega_0 z+c))}\mathrm{e}^{\mathrm{i}\omega t}\boldsymbol{e}_z+\mu H_{0z}\frac{\mathrm{J}_0(\mathrm{i}kr)}{\mathrm{J}_0(\mathrm{i}k(b\cos\omega_0 z+c))}\mathrm{e}^{\mathrm{i}\omega t}\boldsymbol{e}_r\right)\mathrm{d}\omega \tag{2}$$

$$\boldsymbol{j}(r,z,\omega,t)=\int_0^{+\infty}\left((\mathrm{i}-1)H_{0r}\sqrt{\frac{\mu\sigma\omega}{2}}\frac{\mathrm{J}_1(\mathrm{i}kr)}{\mathrm{J}_0(\mathrm{i}k(b\cos\omega_0 z+c))}\mathrm{e}^{\mathrm{i}\omega t}\boldsymbol{e}_z+(\mathrm{i}-1)H_{0z}\sqrt{\frac{\mu\sigma\omega}{2}}\frac{\mathrm{J}_1(\mathrm{i}kr)}{\mathrm{J}_0(\mathrm{i}k(b\cos\omega_0 z+c))}\mathrm{e}^{\mathrm{i}\omega t}\boldsymbol{e}_r\right)\mathrm{d}\omega \tag{3}$$

式(2)～(3)中：μ、σ、ω 分别为相对磁导率、电导率及脉冲电流频率，J_0 和 J_1 分别为零阶和一阶第一类贝塞尔函数。

金属射流与线圈间的作用力为电磁力（安培力），可以表示为

$$\mathrm{d}\boldsymbol{F}=\boldsymbol{j}\times\boldsymbol{B}\mathrm{d}V \tag{4}$$

式(2～(4)即为粗细不均匀金属射流在均匀线圈脉冲电流作用下的理论模型。由式(2)～(3)分析可知，

在线圈加载电流频率一定的情况下，金属射流中磁场和感应电流的变化规律，与金属射流的半径和轴向位置等参数密切相关；当脉冲电流由多个频率成分组成时，磁场和感应电流的变化规律还与脉冲电流频率组成成分相关；由式(4)得出，金属射流所受电磁力由感应电流和射流中的磁感应强度决定；励磁线圈所施加的脉冲电流参数对金属射流箍缩特性有着很大影响。由于理论计算特别复杂，这里采用有限元法分析励磁线圈中脉冲电流参数对金属射流箍缩特性的影响。

2　数值模拟

2.1　模型及参数

这里采用 ANSYS 有限元软件，配合 APDL 参数化设计语言进行数值模拟，为研究均匀线圈轴向脉冲磁场对粗细不均匀金属射流的作用机理，假设金属射流为轴对称、无旋转的塑性连续体[12]，同时假定金属射流为无限长且处于劲缩状态，因此可以不考虑金属射流的轴向速度，取一个金属射流微元进行研究；设定线圈长度为 50 mm，线圈内径为 8 mm，外径为 16mm，金属射流长度为 20mm，金属射流凸起部分最大直径为 5 mm，凹陷部分最小直径为 2 mm，如图 3 所示；线圈和金属射流的材料均为紫铜，线圈电阻率为 1.7×10^{-8} Ω·m，金属射流电阻率为 8×10^{-8} Ω·m，线圈和金属射流的相对磁导率均为 1，线圈温度为 298 K，金属射流温度为 1 098 K。线圈部分的网格划分精度等级为 6，金属射流部分的网格划分精度等级为 4；在线圈外面建立空气区域，设定其体积为 4～5 倍线圈体积，以保证分析精度，同时设定电磁场边界条件[13]。线圈加载电流如图 4 所示，电流方向在图 3 中已标出。

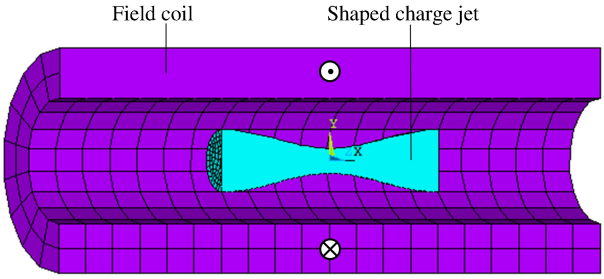

图 3　励磁线圈与金属射流三维剖面图

Fig. 3　3D cross-section model of coil and shaped charge jet

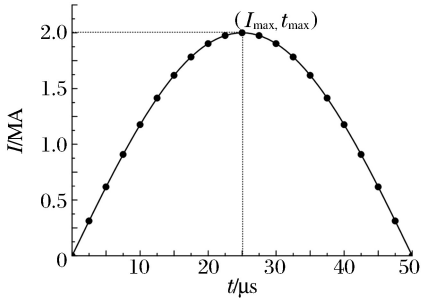

图 4　线圈加载电流曲线

Fig. 4　Current passing through the coil

2.2　模拟结果及分析

图 5 为金属射流凸起部分半径最大处节点感应电流在不同幅值线圈脉冲电流作用下随时间的变化规律。由图 5 可知，随着线圈脉冲电流幅值的增加，某时刻金属射流中的感应电流增大；金属射流中感应电流的方向与励磁线圈中脉冲电流的变化率相关，但感应电流周期大于励磁线圈中脉冲电流周期。

图 6 为金属射流半径最大处节点磁感应强度在不同幅值线圈脉冲电流作用下随时间的变化规律。由图 6 可知，随着线圈脉冲电流幅值的增加，某时刻金属射流中的磁感应强度也增大。分析原因可知，由于金属射流中的感应电流远小于励磁线圈中的脉冲电流(感应电流约为脉冲电流的 1.3‰)，金属射流中的磁场主要由励磁线圈中的脉冲电流来决定；根据磁压力的公式推测，要使金属射流发生变形，要求励磁线圈中的脉冲电流密度幅值 $J_{max}\geqslant1\times10^{10}$ A/m^2，进而达到延缓金属射流断裂过程的作用效果。

图 7 为金属射流半径最大处节点电磁力在不同幅值线圈脉冲电流作用下随时间的变化规律。由图 7 分析可知，随着线圈脉冲电流幅值的增加，某时刻金属射流中节点电磁力也随之增大；当励磁线圈中的脉冲电流幅值一定时，节点电磁力出现两个峰值。节点电磁力是引起金属射流发生有效变形的直接因素，金属射流所受节点电磁力越大，金属射流凸起部分和凹陷部分的电磁力差越大，该电磁力差可以使得金属射流更加均匀。

图 8 为不同频率线圈脉冲电流作用下金属射流半径最大处节点感应电流密度的径向分布。由图 8 可知，感应电流密度沿金属射流半径方向呈对称分布；当 $f=1$ kHz 时，感应电流密度沿金属射流半径

方向差距较小，感应电流密度扩散到金属射流内部；当 10 kHz≤f≤10 MHz 时，随着励磁线圈中脉冲电流频率的增加，金属射流中感应电流密度逐渐趋向于金属射流表层，感应电流密度逐渐增大；当 f=100 MHz 时，感应电流密度虽存在趋肤效应，但其值明显小于 f=10 MHz 时对应的感应电流密度值。

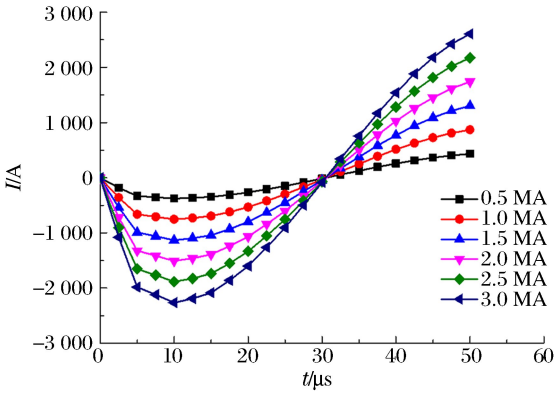

图 5 不同幅值脉冲电流下感应电流随时间的变化规律

Fig. 5 Variations of induced current with time in pulsed current of different amplitudes

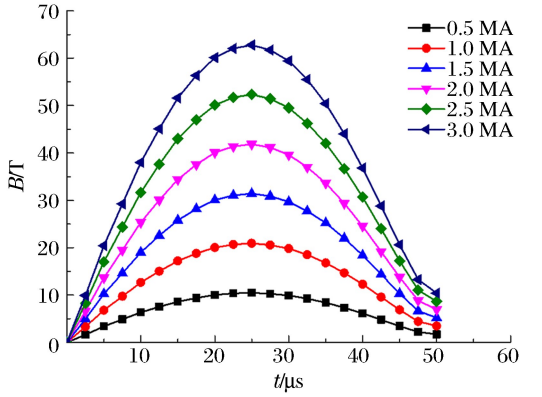

图 6 不同幅值脉冲电流下磁感应强度随时间的变化规律

Fig. 6 Variations of magnetic flux intensity with time in pulsed current of different amplitudes

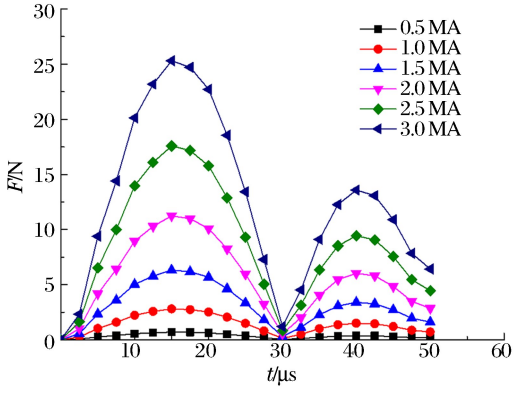

图 7 不同幅值脉冲电流下节点电磁力随时间的变化规律

Fig. 7 Variations of electromagnetic force with time in pulsed current of different amplitudes

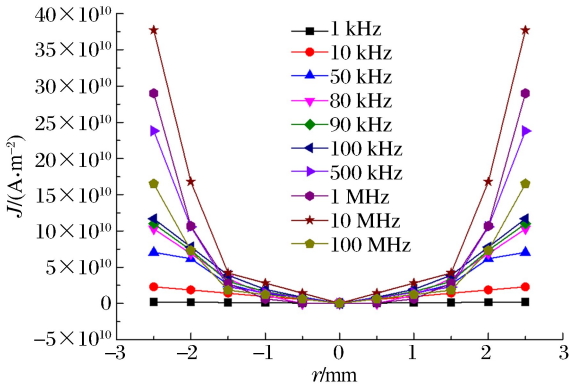

图 8 不同频率脉冲电流下节点感应电流密度的径向分布

Fig. 8 Distributions of induced current density along radial direction in pulsed current of different frequencies

图 9 为不同频率线圈脉冲电流作用下金属射流半径最大处节点磁感应强度的径向分布。由图 9 可知，金属射流中的磁感应强度沿其半径方向呈现基本对称分布；当励磁线圈中脉冲电流频率 f=1 kHz 时，金属射流表面和内部的磁感应强度差距较小，说明磁场已经扩散到金属射流内部；当 10 kHz≤f≤100 kHz 时，金属射流表面和内部的磁感应强度差距逐渐变大；当 500 kHz≤f≤100 MHz 时，金属射流表面和内部的磁感应强度差距虽然存在，但磁感应强度数值在逐渐减小。

图 10 为不同频率线圈脉冲电流作用下金属射流半径最大处节点电磁力的径向分布。由图 10 可知，节点电磁力的分布规律与金属射流感应电流密度及磁感应强度基本一致，沿金属射流半径方向对称分布。由前文分析可知，节点电磁力由感应电流密度和磁感应强度共同决定，当 f=1 kHz 时，对应的感应电流密度值几乎为 0，当 f=100 MHz 时，对应的磁感应强度值几乎为 0，故导致此两种频率下金属射流所受节点电磁力几乎为 0；当 f=10 kHz、10 MHz 时，金属射流所受节点电磁力整体较小，故凸起部分和凹陷部分节点电磁力差较小，不利于金属射流变形；当 f=500 kHz、1 MHz 时，虽然凸起部分最大处所受节点电磁力较大，但由于金属射流表面和内部电磁力梯度差太大，也不利于金属射流发生有效变形；当 50 kHz≤f≤100 kHz 时，金属射流所受节点电磁力呈现较明显的趋肤效应，凸起部分和凹陷部分能够形成较大的电磁力差，有利于金属射流的变形。

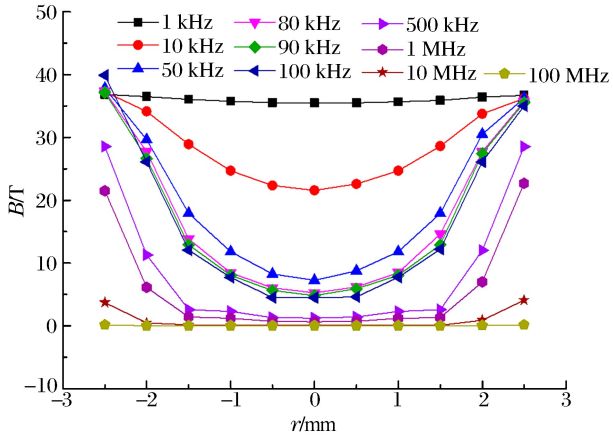

图 9　不同频率脉冲电流下节点磁感应强度的径向分布

Fig. 9　Distributions of magnetic flux intensity along radial direction in pulsed current of different frequencies

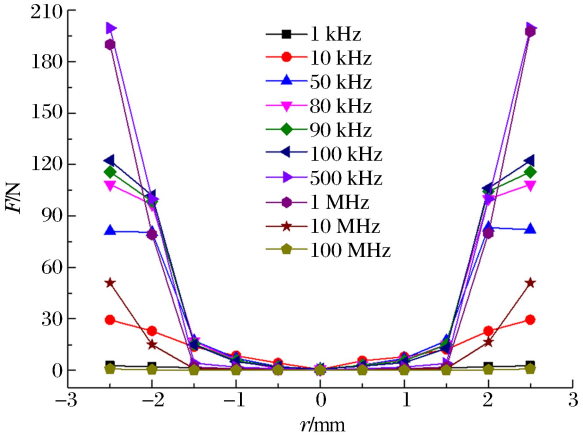

图 10　不同频率脉冲电流下节点电磁力的径向分布

Fig. 10　Distributions of electro-magnetic force along radial direction in pulsed current of different frequencies

为更直观地分析不同频率励磁线圈脉冲电流对金属射流变形的影响，可以通过金属射流凸起部分半径最大处和凹陷部分半径最大处所受的磁压力差 Δp_{mag} 进行说明。图 11 为不同频率线圈脉冲电流作用下金属射流凸起部分半径最大处和凹陷部分半径最大处所受的磁压力差 Δp_{mag} 的分布规律。由图 11 可知，当励磁线圈中脉冲电流的频率 50 kHz $\leqslant f \leqslant$ 100 kHz 时，磁压力差 229.6 MPa $\leqslant \Delta p_{\mathrm{mag}} \leqslant$ 243.0 MPa，而铜在 1 098 K 时对应的屈服强度 σ_{s1} = 220 MPa，由于金属射流是塑性体，其屈服强度 $\sigma_{s2} < \sigma_{s1}$，故磁压力差 $\Delta p_{\mathrm{mag}} > \sigma_{s2}$，足以引起金属射流变形，减小其表面扰动。$\Delta p_{\mathrm{mag}}$ 越大，越有利于减小由于金属射流轴向速度梯度引起的表面扰动。

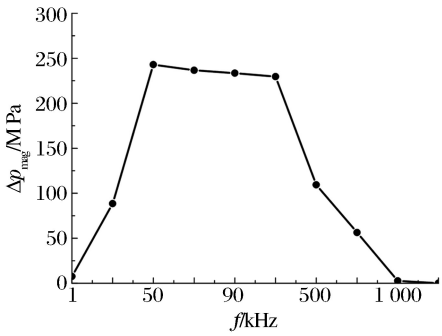

图 11　金属射流凸起部分和凹陷部分磁压力差随线圈脉冲电流频率的变化规律

Fig. 11　Variations of magnetic pressure difference between protuberance and pit with pulsed current frequency

3　结　论

(1)随着励磁线圈中所施加脉冲电流幅值的增大，金属射流中的感应电流密度、磁感应强度及电磁力也随之增大，对文中所给出的计算模型，励磁线圈中所施加脉冲电流密度幅值 $J_{\max} \geqslant 1 \times 10^{10}$ A/m^2，才能保证金属射流可靠变形，进而达到延缓金属射流箍缩至断裂过程的作用效果。

(2)随着励磁线圈中所施加脉冲电流频率的增加，金属射流中的感应电流密度、磁感应强度及电磁力整体均呈现一定程度的趋肤效应，且在一定的频率范围内，趋肤层逐渐变薄，分析得知，对文中所给出的计算模型，励磁线圈中脉冲电流的频率 50 kHz $\leqslant f \leqslant$ 100 kHz 时，能够保证金属射流发生有效变形，磁压力差越大，则越有利于减小由于金属射流轴向速度梯度引起的表面扰动，进而延缓金属射流箍缩直至断裂的过程。

参考文献：

[1]　陈闯，王晓鸣，李文彬，等. 爆轰波波形与药型罩结构匹配对杆式射流成形的影响[J]. 爆炸与冲击，2015，35(6)：812-819.
Chen Chuang, Wang Xiaoming, Li Wenbin, et al. Effect of matching of detonation waveform with liner configuration on the rod-like jet formation[J]. Explosion and Shock Waves, 2015, 35(6): 812-819.

[2]　Karlsson H E V. Computer simulation of shaped charge jet fragmentation[C]// The 19th International Symposium on Ballistics. Interlaken, Switzerland, 2001: 819-826.

[3] Horsfall I, Petrou E, Champion S M. Shaped charge attack of spaced and composite armour[C]// The 23th International Symposium on Ballistics. Tarragona, Spain, 2007:1281-1288.

[4] Shvetsov G A, Matrosov A D, Fedorov S V, et al. Electromagnetic control of the shaped-charge effect[C]// The 19th International Symposium of Ballistics. Interlaken, Switzerland, 2001:851-857.

[5] Shvetsov G A, Matrosov A D. Qualitative physical model for the disruption of shaped-charge jets by a current pulse [C]// The 20th International Symposium on Ballistics. Orlando, FL, 2002:613-619.

[6] Shvetsov G A, Matrosov A D, Fedorov S V, et al. Effect of external magnetic fields on shaped-charge operation [J]. International Journal of Impact Engineering, 2011,38(6):521-526.

[7] Fedorov S V, Babkin A V, Ladov S V, et al. Magnetic armor as a method of anti-terror protection of objects against shaped-charge action[C]// The 23th International Symposium on Ballistics. Tarragona, Spain, 2007:1091-1098.

[8] Fedorov S V. Magnetic stabilization of elongation of metal shaped charge jets[C]// The 25th International Symposium on Ballistics. Beijing, 2010:967-975.

[9] Fedorov S V, Ladov S V. Powerful electric discharge as method of anti-shaped-charge protection[C]// The 27th International Symposium on Ballistics. Freiburg, Germany, 2013:1723-1734.

[10] Grace F, Degnan J, Roth C, et al. Shaped charge jets driven by electromagnetic energy[C]// The 28th International Symposium on Ballistics. Atlanta, GA, 2014:15-26.

[11] 俎栋林. 电动力学[M]. 北京:清华大学出版社,2006:111-117.

[12] 孙承纬. 爆炸物理学[M]. 北京:科学出版社,2011:1048-1061.

[13] 金龙文,雷彬,李治源,等. 轨道炮刨削形成机理分析及数值模拟[J]. 爆炸与冲击,2013,33(5):537-543.
Jin Longwen, Lei Bin, Li Zhiyuan, et al. Formation mechanism analysis and numerical simulation of railgun gouging[J]. Explosion and Shock Waves, 2013,33(5):537-543.

Effect of pulsed current of coil on pinching characteristics of shaped charge jet

Meng Xueping, Lei Bin, Xiang Hongjun, Lü Qing'ao, Huang Xu
(*Department of Ammunition Engineering, Ordnance Engineering College, Shijiazhuang* 050003, *Hebei*, *CHina*)

Abstract: In the present study, to analyze how the parameters of the coil's pulsed current affect the pinching characteristics of the shaped charge jet (SCJ), theoretical models considering the induced current density, the magnetic flux intensity and the pinching electromagnetic force distribution of uneven SCJ in the coil's pulsed current were established, a finite element model of the SCJ and the coil was built, and the effect of the pulsed current parameters of the magnetic exciting coil on the SCJ was analyzed. The results show that as the pulsed current amplitude of the coil increases, so do the induced current density, the magnetic flux density and the pinching electromagnetic force of the SCJ, that the effective deformation of the SCJ occurs only when the pulsed current density amplitude through the coil is bigger than 1×10^{10} A/m^2, and that with the increase of the pulsed current frequency of the coil, the induced current density, the magnetic flux density and the pinching electromagnetic force of the SCJ show a certain degree of the skin effect, and the skin layer gradually becomes thinner within a certain frequency range. Analysis shows that it is when the pulsed current frequency of the coil is between 50 kHz and 100 kHz that the effective deformation of the SCJ can be ensured, thereby delaying its breakage process.

Keywords: pinching characteristics; finite element; SCJ; pulsed current

(责任编辑 曾月蓉)