

文章编号: 1001-1455(2009)04-0444-05

冲击载荷对火炮复进机性能的影响^{*}

王 成, 张培林, 傅建平

(机械工程学院火炮工程系, 河北 石家庄 050003)

摘要: 为了研究火炮后坐冲击载荷对复进机性能的影响作用, 采用分段处理多变指数方法, 将复进机整个瞬变工作过程分为 2 个压缩子过程和 2 个膨胀子过程, 分析了每个子过程中气体的实际特性。理论分析与实验结果均表明, 冲击载荷作用下, 火炮复进机内密闭高压气体在瞬变工作过程中的热力学特性不同于普通气动装置, 其气体多变指数取值并非始终局限于等温过程与绝热过程之间, 而这会对复进机性能产生明显影响。与以往处理方法相比, 综合考虑了内摩擦与传热作用, 使结果更加接近实际。

关键词: 流体力学; 多变指数; 冲击; 复进机; 高压气体

中图分类号: O354

国标学科代码: 130 · 2517

文献标志码: A

1 引 言

复进机是火炮的重要组成部分, 起着保证火炮后坐部分回复到正常待发位置的作用。常见的液体气压式复进机以气体为主要工作介质, 内部液体仅起传力和密封气体的作用^[1], 故复进机内部气体的动态特性对其工作性能起着至关重要的作用。

通常认为, 复进机工作过程中内部气体的过渡特性符合单一多变理论, 即其状态变化过程可由理想气体多变方程描述, 其中多变指数为某个介于等温过程与绝热过程之间的固定值。然而实验表明, 这种取值方法对于运动速度梯度不大的普通气动装置是适用的, 但对于射击过程中的火炮复进机来说, 由于未充分考虑后坐冲击载荷的影响作用, 会导致明显低估气体的实际压力, 无法正确反映复进机的真实性能。为揭示冲击载荷的影响作用, 需要对复进机工作原理及其内部气体的实际热力学特性进行分析。

2 复进机工作原理

复进机结构如图 1 所示, I 为内筒, II 为外筒, 外筒上部为气室, 充有高压氮气。火炮后坐时, 火药爆炸产生的瞬间冲击作用使复进机内筒中的活塞与活塞杆随火炮后坐部分快速向后运动, 将液体挤压到外筒, 并压缩气室内的密闭气体, 以蓄积复进所需能量。复进时, 复进机利用气体膨胀作功推动后坐部分回复到初始位置, 同时完成开闭、抽筒等动作, 射击前后, 复进机气室容积不变。

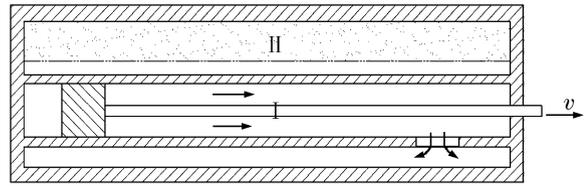


图 1 复进机结构原理图

Fig. 1 Principle diagram of counter-recoil

3 瞬变过程中气体摩尔热容与多变指数的关系

火炮反后坐系统工作过程中, 考虑到正常工作条件下氮气在制退液中的溶解度相当小, 制退液的饱和蒸汽压较低, 气室内蒸汽含量相对较少, 产生的相变潜热也较少, 故可忽略气体溶解引起的物质交换和汽液变化引起的物质交换以及相应的热交换, 将气室近似作为封闭系统。整个工作过程中, 复进机气室内满足温度不太低, 压力不太大, 因此该过程中的气体可近似按理想气体处理。

* 收稿日期: 2008-01-07; 修回日期: 2009-03-30

基金项目: 总装备部科研项目

作者简介: 王 成(1977—), 男, 博士。

对于封闭系统中的理想气体有^[2]

$$pV^n = p_0V_0^n \quad (1)$$

$$C_m = \frac{n-\gamma}{n-1}C_{V,m} \quad (2)$$

式中: C_m 为摩尔热容; $C_{V,m}$ 为摩尔定容热容,在气体温度变化范围不大的情况下,可认为 $C_{V,m}$ 近似不变; γ 为绝热指数,对于氮气 γ 取1.4; n 为多变指数,取值范围为 $(-\infty, \infty)$ 。式(1)为理想气体多变方程,它描述了某热力过程中,理想气体各状态参数之间的内在关系, n 取不同的值对应于不同的热力过程,例如对于氮气,当 n 取1.0、1.4、 ∞ 时,分别对应热力学中的等温过程、绝热过程和等容过程。根据式(2)可以得到多变指数与气体摩尔热容之间的关系,如图2所示,从图中可以看出, n 一定时, C_m 也将被相应确定^[3]。当 n 在1.0至1.4之间时,摩尔热容为负,而当 n 大于1.4时,虽然摩尔热容为正,但小于摩尔定容热容。

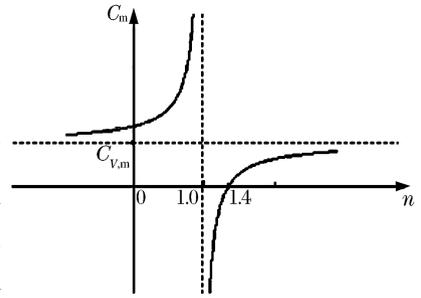


图2 气体摩尔热容与多变指数的关系
Fig. 2 Relationship of gas specific heat and polytropic exponent

通常认为,复进机气室内气体的多变指数取值介于等温过程与绝热过程之间,是由于考虑到在火炮后坐压缩过程中气室内气体体积被压缩会导致温度上升,同时向边界放出热量。忽略内摩擦作用,则该过程中封闭气体的摩尔热容为负,而在膨胀过程中,气体温度因体积膨胀而降低,近似认为气体温度很快下降低于边界温度,故该过程吸收热量,摩尔热容也为负。由此根据图2可知,整个工作过程的多变指数 n 介于1.0~1.4之间,同时由于整个后坐复进过程速度较快,气室内气体来不及与边界进行充分热交换,忽略所有热交换带来的能量损失,故一般可将两过程的多变指数取为统一值1.3,由此可见单一多变理论是一种粗糙的工程计算理论。实际测试发现,冲击载荷作用下复进机内高压气体的瞬变工作过程是一个存在多变指数大于绝热指数1.4情况的逆向热力循环过程,传统单一多变理论无法解释这一现象,因此无法正确反映复进机的实际工作性能。

4 复进机内气体实际特性的理论分析

文献[2]中指出:“实际过程较为复杂,譬如,柴油机气缸中空气的压缩过程就很复杂,过程中瞬时多变指数 n 约从1.6左右变化到1.2左右,对于多变指数是变化的实际过程,如 n 的变化范围不大,则可用一个不变的平均值代替实际变化的 n 值,如 n 的变化较大,则可将实际过程分成数段,每一段近似认为 n 值不变,各段的 n 值可各不相同。”同样,为分析复进机瞬态工作过程中内部气体的实际多变特性,可将其近似的循环过程看作由不同暂态过程连贯而成,虽然假设在每一暂态过程中摩尔热容为常数,但不同的暂态过程中摩尔热容可以不同,即 C_m 是变化的,相应 n 也是变化的。

火炮射击过程中,后坐部分的后坐和复进运动,会引起复进机内液面高度的变化,复进机内气液系统的力学平衡被打破,液体对封闭气体系统施加边界功,由此产生的液面高度变化过程类似余弦曲线。依据作功和传热方向的不同,可将一次完整射击过程中气体压力的变化分为4个子过程。

(1) 压缩子过程1。该子过程中火炮开始后坐,在爆炸产生的冲击载荷的作用下,火炮后坐速度在极短时间内上升到十几米/秒,高压气体被快速压缩,气室内出现较大速度梯度,气体各部分之间产生剧烈摩擦,粘滞力引起的能量耗散作用不能再被忽略,理论上此过程为不可逆过程。文献[2]中指出:“实际上工质在流动过程中存在内部摩擦,使一部分动能转化为热能而被气流所吸收。这样由动能转化成热能相当于工质做可逆流动时从外界吸收了热量。”故可将此过程近似看作可逆加热过程。与此同时,封闭气体系统体积被压缩,也使其内部气体内能增加,导致温度升高,与边界形成温度梯度。此过程中系统与边界尚没有进行充分的热交换。因此,该过程中封闭气体系统吸收热量且温度上升,摩尔热容大于0。如果气室内气体温度上升仅仅是通过加热引起的而不输入压缩功,即加热过程中封闭气室体积不变,系统的摩尔热容将等于摩尔定容热容。但压缩功的存在,导致在该子过程中产生的升温效果好于等容过程,也就是说,如果让复进机内气体升高同样的温度,采用压缩子过程1所需输入的热量必然会

小于采用等容过程所需输入的热量,其差值在数量上为外界对复进机内气体所作的压缩功,这表明在该子过程中摩尔热容应该小于摩尔定容热容。从图2中不难发现,此过程相应的 n 应该是大于1.4的,由此可见冲击载荷改变了气体的热力学特性,使多变指数出现了大于1.4的情况,气室内气体实际压力将大于传统单一多变理论计算值。该子过程结束时封闭气室内气体温度将高于边界。

(2) 压缩子过程2。该过程开始时火炮后坐速度明显下降,耗散作用变得很不明显,由于反后坐系统的力学平衡没有得到满足,气室内气体继续被压缩,封闭气体系统内能增加,温度升高,此时封闭气室内气体温度高于边界,系统向边界放出热量。该子过程综合效果反映为:封闭气体系统在该过程中放出热量,温度升高,摩尔热容小于0,相应的 n 小于1.4。

(3) 膨胀子过程3。此过程开始时封闭气体系统温度高于边界,故封闭气体系统会继续向边界传热,同时气室内气体膨胀对边界输出膨胀功,导致封闭气体系统内能减少温度降低,故气体放出热量温度降低,摩尔热容为正。此时复进机气体系统向外界输出了膨胀功,类似于压缩子过程1,此子过程中摩尔热容小于摩尔定容热容,相应的 n 也大于1.4。该子过程结束后,封闭气体系统与边界近似满足热平衡。对于普通气动装置,此子过程一般显得短暂而不明显,故常被忽略,但对于工作在冲击载荷作用下的复进机来说,由于子过程开始时温度远高于边界,因此该子过程会表现得显著的多,必须予以考虑。

(4) 膨胀子过程4。该过程中,由于反后坐系统力学平衡仍未满足,封闭气体系统继续膨胀对外做功,从而导致气体内能继续减少,温度降低,与边界重新形成了温度差,不同于压缩子过程2,在此子过程中,封闭气体系统的温度低于边界,即该子过程是吸收热量,但由于膨胀功较大,吸收热量温度反而会降低,摩尔热容为负,类似于压缩子过程2,该子过程的综合效果反映为摩尔热容小于0,相应的 n 小于1.4。该子过程结束后,火炮复进到位,整个反后坐系统恢复力学平衡。

传统单一多变理论实际上只考虑了压缩子过程2和膨胀子过程4,而忽略了冲击载荷对气体系统内摩擦及热传导过程的影响作用,故只适用于工程上对普通气动装置的分析,如果用于分析火炮射击过程中复进机的工作性能,则会导致明显误差。

5 实验分析

为验证上述理论分析,针对某型榴弹炮进行了反复射击实验测试。实验利用安装在复进机开闭器上的压力传感器和安装在摇架与炮尾之间的位移传感器,分别测量复进机气室内的绝对压力和火炮的后坐位移量。复进机内的驻退液可近似认为不可压缩,因此气体体积的变化可通过后坐位移量的变化直观反映,故选用该值与绝对压力作为参数来拟合多变指数 n (所得到的多变指数 n 与采用气体体积作为参数拟合的结果是一致的)。部分实验数据与拟合计算结果如图3~5所示。

图3为气体绝对压力随时间的变化曲线,其中计算曲线的多变指数 n 取1.3,可以看出后坐冲击作用确实会明显提高复进机的气室压力。图4为气体绝对压力随后坐位移量的变化曲线,曲线中的后坐部分与复进部分首尾相接形成一个循环,中间被围成一片空白区域,多次测试发现该循环中的后坐部分

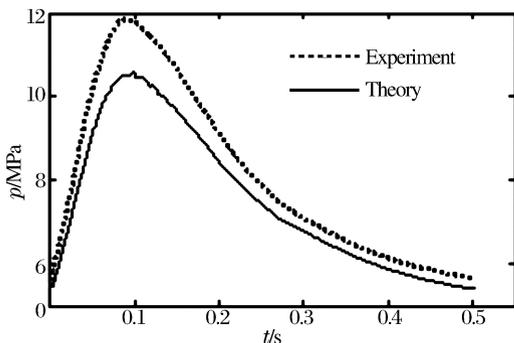


图3 气室压力
Fig. 3 Chamber pressures

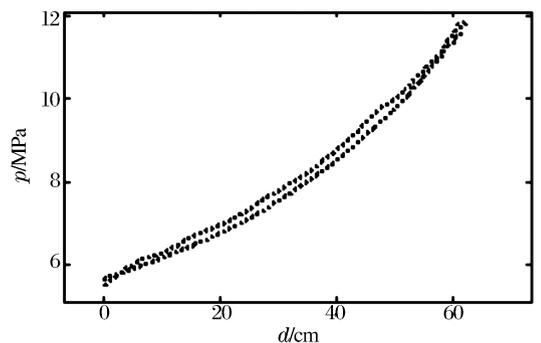


图4 实测气室压力
Fig. 4 Experimental chamber pressure

始终位于复进部分上方。说明此循环为一逆向热力循环过程,中间空白区域反映了复进机内气体在经历了一个热力学循环后所消耗的后坐能量,这也说明了复进机气室内气体多变指数在反后坐系统后坐复进过程中存在较为明显的变化,不是单一常数。

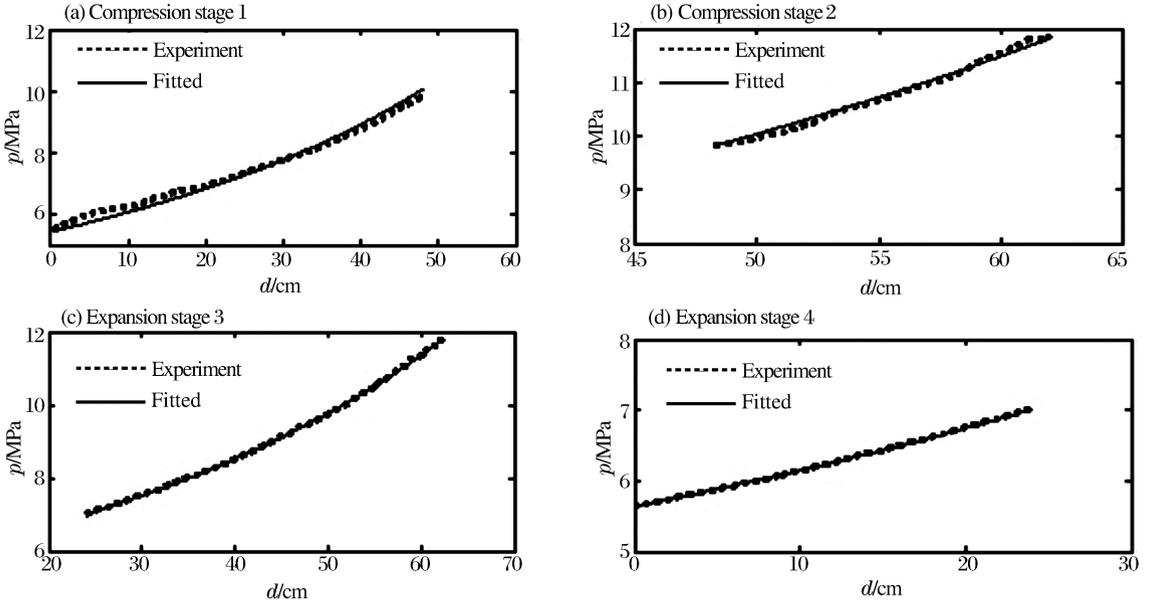


图 5 不同子过程中气室压力

Fig. 5 Chamber pressures in different stages

图 5 则是将图 4 按照本文中分析进行分段拟合的结果,拟合得到的多变指数 n 与曲线的相关系数 R 如表 1 所示。从表 1 可以看出,通过实测数据拟合得到的复进机气室多变指数与本文的定性理论分析结论较为相符,确实出现了多变指数 n 大于 1.4 的情况,其中压缩子过程 1 中得到的多变指数达到了 1.65 以上,膨胀子过程 3 的多变指数也达到了 1.5,所有相关系 R 均达到了 0.99 以上。

表 1 不同子过程中气体的多变指数与相关系数

Table 1 Polytropic exponents and correlation coefficients in different stages

子过程	n	R
1	1.654 1	0.999 0
2	1.329 0	0.997 9
3	1.500 0	0.999 8
4	1.289 2	0.999 9

6 冲击载荷对复进机性能的影响

从以上对复进机内气体热力学特性的理论分析与实验可知,通常认为复进机封闭气室内气体的瞬变特性介于绝热过程和等温过程之间,即 $n=1.0\sim 1.4$,是不准确的。而具体应用取 $n=1.3$ 在理论上未必正确,在冲击载荷的作用下, n 在压缩子过程 1 与膨胀子过程 3 中的综合取值都是可能大于 1.4 的,气室内实际压力值明显较非冲击条件下偏高。封士彩^[4]、黄中华等^[5]通过实验发现蓄能器在快速增压过程中多变指数的取值会大于 1.4,但未能从理论上解释其原因。通过本文分析可知,这应是蓄能器内气体在快速增压过程中吸收系统内摩擦产生的耗散能所引起的^[3]。

复进机气室压力增大,导致火炮后坐过程中受到较多来自复进机的阻力,由于复进机阻力相对于火炮后坐力来说较小,因此这种影响作用一般可以忽略。但在火炮复进过程中,复进机力是唯一动力,此时受冲击载荷作用影响,复进机气室会在复进初始阶段向火炮提供更多膨胀功,因此实际火炮射击过程中会获得较传统理论计算值更快的复进速度和更强的复进能力,这一点已得到实验验证。因此在后坐冲击载荷作用下,一方面保证了后坐部分即使在阻力异常的情况下依然能够完成开闩、抽筒等动作,并顺利复进到位。另一方面,也提高了后坐部分的复进到位速度,这在火炮设计时应予以充分考虑,防止因复进机力过大,出现复进过猛故障,造成机构损坏。

7 结 论

通过对冲击载荷作用下复进机气室内封闭气体瞬变工作过程的热力学分析,提出可将整个后坐复进过程分为4个子过程,在不同的子过程中气体的多变指数是不同的,在压缩子过程1与膨胀子过程3中多变指数 n 取值均大于1.4。通常认为复进机封闭气室内气体瞬变过程的特性介于绝热过程和等温过程之间,即 $n=1.0\sim 1.4$,是不准确的,而取经验值 $n=1.3$,则可能会低估复进机系统瞬变过程中所产生的气室压力,导致无法正确反映复进机的实际复进能力。因此,在复进机设计及故障诊断时,应用本文分析更能准确地把握实际物理过程。

参考文献:

- [1] 高树滋,陈运生,张月林,等. 火炮反后坐装置设计[M]. 北京:兵器工业出版社,1995:102-114.
- [2] 沈维道,郑佩之. 工程热力学[M]. 北京:高等教育出版社,1983:126-131;295-297.
- [3] Baehr H D. 工程热力学理论基础及工程应用[M]. 北京:科学出版社,1983:76-79.
- [4] 封士彩. 气囊式蓄能器气体多变指数理论值和实际值的确定[J]. 液压与气动,2002(5):3-5.
FENG Shi-cai. Determining the air polytropic exponent value both theoretical and practical for bladder accumulator [J]. Chinese Hydraulics & Pneumatics, 2002(5):3-5.
- [5] 黄中华,金波,刘少军,等. 气囊式蓄能器快速增压过程[J]. 中南大学学报(自然科学版),2006,37(2):306-310.
HUANG Zhong-hua, JIN Bo, LIU Shao-jun, et al. Quick plenum process of bladder accumulator[J]. Journal of Central South University (Science and Technology), 2006,37(2):306-310.

Effects of impulsive load on performance of artillery counter-recoil mechanisms

WANG Cheng*, ZHANG Pei-lin, FU Jian-ping

(Department of Artillery Engineering, Ordnance Engineering College,
Shijiazhuang 050003, Hebei, China)

Abstract: By the method of piecewise ploytropic exponent, the whole recoil process was divided into four different stages and the actual thermodynamic characters of the gas in each stage were analyzed. Theoretical analysis and experiments indicate that there are some differences between the gas thermodynamic characters in counter-recoil mechanisms and those in ordinary pneumatic mechanisms. The characters of the gas in counter-recoil mechanisms are not always between the isothermal process and the adiabatic process. These can affect the performance of counter-recoil mechanisms. The calculation, considering internal friction and heat transfer, is more approximate to the facts than the known methods.

Key words: fluid mechanics; ploytropic exponent; impulsive load; counter-recoil mechanism; high-pressure gas

* Corresponding author: WANG Cheng
Telephone: 86-311-87994125

E-mail address: wchqcn@sohu.com

(责任编辑 丁 峰)