

PTS 装置 Z 箍缩负载设计分析^{*}

丁 宁[†] 张 扬 宁 成 束小建 肖德龙

(北京应用物理与计算数学研究所, 北京 100088)

(2007 年 8 月 25 日收到, 2007 年 9 月 13 日收到修改稿)

介绍了 PTS 装置丝阵负载设计思路, 用简化的薄壳模型(零维)和辐射磁流体力学模型(一维)数值模拟了丝阵 Z 箍缩内爆过程, 给出了 PTS 丝阵负载设计参数, 分析了初步优化结果, 确定了优化选择的箍缩常数. 经脉冲功率驱动器与负载优化匹配设计, PTS 实验平台能够获得 100TW 量级的 X 射线功率, 最佳插头能量转换效率 10%. 预计 PTS 实验平台的 X 射线输出能力基本达到 Saturn 装置长脉冲模式放电的水平. 结果将为 PTS 开展 Z 箍缩研究提供有价值的参考.

关键词: PTS 装置, Z 箍缩丝阵负载, 零维薄壳模型, 一维辐射磁流体力学数值模拟

PACC: 5230, 5225P, 5255E

1. 引 言

目前, 国际上从事 Z 箍缩技术研究的最大的装置是美国 Sandia 实验室的 ZR(26MA), 它是 Z 装置的改造升级. 在过去四十年 Sandia 实验室的 Z 箍缩

装置驱动能力有显著提高(参见表 1)^[1], 每一代装置都已获得或将获得标志性成果^[2-5]. 我国 Z 箍缩技术研究起步较晚, 国内第一台大型 Z 箍缩装置是中国工程物理研究院正在建造中的初级实验平台——PTS(primary test station), 预计 2010 年开始运行.

表 1 Sandia 实验室 Z 箍缩装置一览

装置名称	建造年代	最大电流/MA	电流脉冲/ns	电压/MV	储能/MJ
Proto II	1977	4	70	1.5	1
Saturn	1989	8	70	1.5	7
Z	1997	18	100	3.0	11
ZR	2007	26	130	5.0	22

我们提出建造中物院 Z 箍缩初级实验平台 PTS 的目标是, X 射线辐射功率达到 10^1-10^2 TW 量级, 插头能量转换效率达到 5%—15%; 为判断是否可以采用 Z 箍缩技术路线实现点火开展实验研究提供条件. 本文介绍了 PTS 实验平台 Z 箍缩丝阵负载设计思路, 使用 Zork 电路模型将负载参数同驱动电参数相关联, 讨论了利用简化的薄壳模型(ZP-0D 程序)和辐射磁流体力学模型(MARED-1D 程序)数值模拟丝阵 Z 箍缩内爆过程的合理性和可靠性, 给出了 PTS 丝阵负载设计参数, 分析了初步优化结果, 对 PTS 的驱动能力进行了预估. 按照脉冲功率驱动器

和负载的优化匹配设计, 以输出端电压峰值约 3.2 MV、等效电感 15 nH、等效电阻 $1/6 \Omega$ 计算, PTS 实验平台能够获得 100 TW 量级的 X 射线功率, X 射线辐射能量最高达到 700 kJ, 负载电流 7—12 MA, 电流上升时间 60—90 ns, 预计最佳插头能量转换效率 10%. 本文的研究分析结果将为 PTS 开展 Z 箍缩研究提供有价值的参考.

2. PTS 实验平台负载设计模型

PTS 脉冲功率驱动器是包括 Marx 发生器、水传

^{*} 国家自然科学基金(批准号:10575014, 10635050, 10775021)和国防基础科研项目(批准号:A1520070074)资助的课题.

[†] E-mail: ding_ning@iapcm.ac.cn

输线、绝缘堆、内外磁绝缘传输线等部件的复杂系统. 本文不对涉及每个单元的整个脉冲功率驱动器的电路进行描述. 采用简化方法——Zork 模型^[6]将这一复杂系统用输出端电压 V_0 、等效电感 L_p 和等效电阻 Z_0 进行等效电路模拟. PTS 脉冲功率驱动器驱动 Z 箍缩丝阵负载的等效电路和负载区构形如图 1(a) 和 (b) 所示. 输出端电压是指无负载时阴阳极间提供的电压, 其波形前沿和脉宽分别与驱动器开关性能和脉冲形成线特征量有关, 等效电感是指除负载外系统全部电感的总和, 包括了绝缘堆、内外磁绝缘传输线等, 等效电阻是 PTS 平台多组模块并联后的阻抗. 总之, 电压波形 $V_0(t)$ 、等效电感 L_p 和等效电阻 Z_0 是由脉冲功率驱动器性能决定的参数. 根据 PTS 脉冲功率驱动器全电路模拟和性能参数优化, PTS 平台输出端电压如图 1(c) 所示, PTS 平台 24 个模块并联后的阻抗为 $Z_0 = 0.167 \Omega$, 真空区传输部分(包括绝缘堆、内外磁绝缘传输线)的电感约为 $L_p = 15 \text{ nH}$. 根据等效电路图 1(a), 给出 PTS 平台驱动 Z 箍缩丝阵负载内爆的电路方程如下:

$$Z_0 I + (L_p + L) \frac{dI}{dt} + \frac{dL}{dt} I = V_0(t), \quad (1)$$

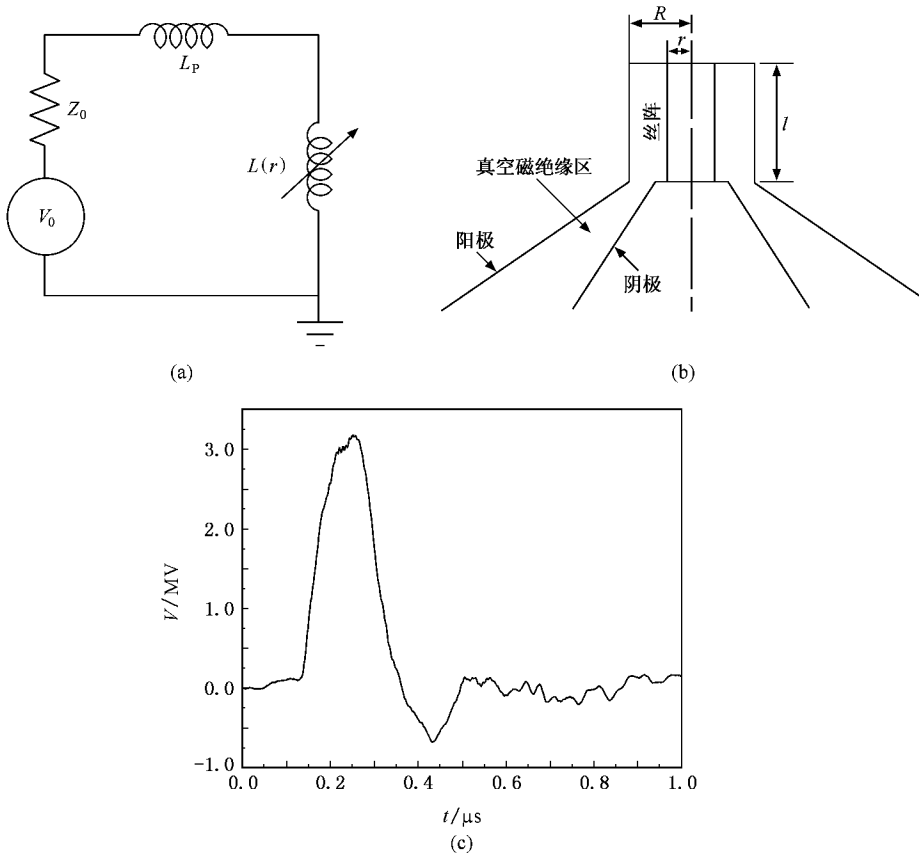


图 1 (a) 传输线驱动丝阵负载的等效电路 (b) 真空负载区基本构形 (c) 为真空提供的电压波形

其中 L 是丝阵负载电感,

$$L(t) = \frac{\mu_0 l (N-1)}{2\pi N} \ln\left(\frac{r_i}{r(t)}\right), \quad (2)$$

式中 l 是丝阵的高, N 是丝阵的丝根数, r_i 和 $r(t)$ 分别是丝阵初始半径和 t 时刻的箍缩半径, 可见 $L(t)$ 与丝阵运动状态有关, 所以, 也称为动态电感.

我们将方程 (1) 式分别与 Z 箍缩的薄壳模型^[7]的运动方程及辐射磁流体力学模型的 MHD 方程组联立, 利用自行研制的 ZP-0D 程序和 MARED 程序进行零维 (0D) 及一维 (1D) 模拟. 这两种不同的理论分析都可以给出在一定驱动器条件下, 负载参数与负载电流、内爆时间、内爆动能以及内爆等离子体动力学状态和辐射功率的关系, 并估算驱动器能量转换效率.

薄壳模型是将丝阵内爆等离子体假定为无限薄的柱对称壳体, 其径向位置是时间的函数, 单位长度上的质量保持不变, 在流经此壳的轴向电流产生的角向磁场压力作用下内爆. Z 箍缩内爆的整体动力学性质用零维近似, 即不考虑丝阵负载或内爆等离子体的热运动, 将所有质量集中在一个质点上, 描述磁场压力对代表丝阵负载的质点的作用, 由此获得

整体动力学特征,如内爆时间、内爆动能等.这种 Z 箍缩内爆的零维模拟是一种简化的、物理图像直观的描述方法,已被广泛采用,它能够定性反映 Z 箍缩内爆电磁能转换为动能的物理规律,是 Z 箍缩负载设计的快速有效的工具.我们曾经采用这种方法评估过在一定电流条件下,丝阵负载的最佳参数^[8],得到的主要 Z 箍缩动力学特性与实验基本符合.Z 箍缩等离子体动力学特征是在角向磁场引起压力作用下使等离子体内爆加速,若将等离子体和磁场分别看成是“重流体”和“无质量流体”,在 Z 箍缩等离子体位形中就不可避免地会发生类似于流体力学重力场中轻重流体两层之间可能发生的一种宏观不稳定性——瑞利-泰勒(RT)不稳定性,由于是磁压驱动,常称为磁瑞利-泰勒(MRT)不稳定性.最近,我们根据 Haines^[9]的理论模型,将金属丝阵负载 Z 箍缩内爆等离子体 MRT 不稳定性发展的全过程划分为四个阶段加以描述^[10],在原有的 ZP-0D 程序中加入分析丝阵参数和驱动器条件对不稳定性的影响,使我们的零维模拟功能更强、更有意义,并应用到本文 PTS 设计中.

将 Z 箍缩等离子体近似为零维“冷”等离子体处理固然能够给出主要动力学量,但重要的实际问题是我们要知道内爆 Z 箍缩在什么条件下能达到所需要的辐射产额、X 射线功率、以及峰值温度和密度,或在一定条件下内爆 Z 箍缩能获得多少辐射产额和 X 射线功率等,这就需要描述 Z 箍缩等离子体的输运过程,给出热力学宏观量,如密度、速度、压力、温度、辐射场等,我们基于辐射磁流体学物理模型^[11]编制了 MARED 程序,用于研究 Z 箍缩内爆等离子体产生 X 射线辐射过程.经实践证明 Z 箍缩内爆的 MARED 程序一维模拟是比零维近似更好的描述方法,不仅能够反映 Z 箍缩 X 射线内爆物理规律,而且能够定量描述内爆过程,给出 Z 箍缩等离子体内爆动力学状态、X 射线辐射功率谱等重要宏观量,可与实验测量值进行比较.我们不仅用 MARED 程序模拟了 Saturn 装置、Angara-5-1 装置不同材料(钨、铝)的丝阵内爆实验,还模拟了国内“强光一号”装置^[12]各种负载 Z 箍缩内爆实验,均得到了合理的能与实验比较的结果^[13-16],一系列计算分析表明 MARED 程序一维模拟有一定的合理性和可靠性.本文将用 MARED 程序模拟 PTS 钨丝阵负载 Z 箍缩内爆过程,给出最佳负载参数范围,判断 PTS 实验平台 X 射线驱动源的能力.

3. PTS 实验平台负载参数分析

所谓脉冲功率驱动器与 Z 箍缩负载的最佳匹配是指达到最大的 X 射线功率输出和最高的能量转换效率.本节以获得最大 Z 箍缩负载动能、X 射线最大辐射总能量和功率为目标,采用上一节介绍的 Zork 模型和 0D,1D 模拟工具,分析负载参数变化,即丝阵线质量、初始半径和高度的变化对 X 射线辐射输出的影响,考虑脉冲功率驱动器参数变化,即等效电感和等效电阻的变化对丝阵负载 Z 箍缩内爆品质的影响.

我们首先考虑如何改变丝阵线质量,讨论丝阵线质量、初始半径变化对负载等离子体动能和 X 射线辐射功率影响.丝阵线质量 $m = \pi(\phi/2)^2 \rho_0 N$, ρ_0 是丝材料常温常压下的质量密度,显然对材料一定的丝阵而言,丝阵线质量的大小就由丝的直径 ϕ 和丝阵的丝根数 N 这两个参数决定.大量的 Z 箍缩实验已证明钨丝阵负载的 X 射线功率产额明显高于过去常用的铝丝阵,因此,本文为 PTS 平台设计的丝阵负载采用钨丝.目前国内制备的最细钨丝是 $3 \mu\text{m}$,可以为实验提供的钨丝是 $4.0\text{--}4.5 \mu\text{m}$ 的,考虑钨丝制备技术丝直径偏差控制量,我们在理论设计中选用钨丝直径的下限为 $4.5 \mu\text{m}$.决定丝阵线质量的另一个参数是丝根数 N ,在丝阵半径 r_i 一定时,丝根数 N 的大小决定了丝间隙,最小丝间隙受负载定位片加工工艺的限制,例如,按照目前国内采用的线切割技术,若用直径 ϕ_0 的金属线切割,放电产生的间隙为 d_0 ,于是缝宽 $d = \phi_0 + d_0$ ($\sim 100 \mu\text{m}$),另外,由于加工能力的限制,在定位片上最多能加工 N_0 个缝,对应的缝与缝之间的间隙是 G_0 ,所以,在一定丝阵半径 r_i 条件下,最小丝间隙 $G_{\min} = 2\pi r_i / N_{\max} = G_0 + d$,对一定的加工技术而言, G_0 和 d 是已知的,于是丝阵的最大丝根数 N_{\max} 为

$$N_{\max} = \frac{2\pi r_i}{G_0 + d}, \quad (3)$$

这里 N_{\max} 就只与丝阵半径 r_i 有关了.另外,我们还要考虑最小的丝根数,实验和理论都已证明, X 射线功率随丝间隙变化存在一个丝间隙阈值,若丝根数太少,丝间隙大于这个阈值,丝阵等离子体无法形成壳结构,单丝个体行为占优, MHD 不稳定性发展剧烈, X 射线功率明显降低;若丝间隙小于这个阈值,丝阵等离子体在理论上能够形成壳结构,初始的稳

定性和均匀性都好于丝间隙大的情况^[3]. 所以, 我们在设计中考虑丝根数最少要保证理论上有壳结构形成的条件, Haines 在描述丝阵负载 Z 箍缩内爆等离子体 MRT 不稳定性发展全过程的一个理论模型中^[9] 给出了临界丝根数 N_{crit} 为

$$N_{\text{crit}} = \frac{\pi r_i}{v_0 t_p}, \quad (4)$$

其中 v_0 是丝周围产生的等离子体晕的膨胀速度. 根据实验测量发现^[17], 负载采用的材料不同, 膨胀速度也不同, 但对一定材料 v_0 近似为常数. t_p 是丝等离子体融合成壳以后发生明显箍缩的时刻, 由 OD 薄壳模型下的 ZP-0D 程序^[10] 计算可以确定 t_p . 我们

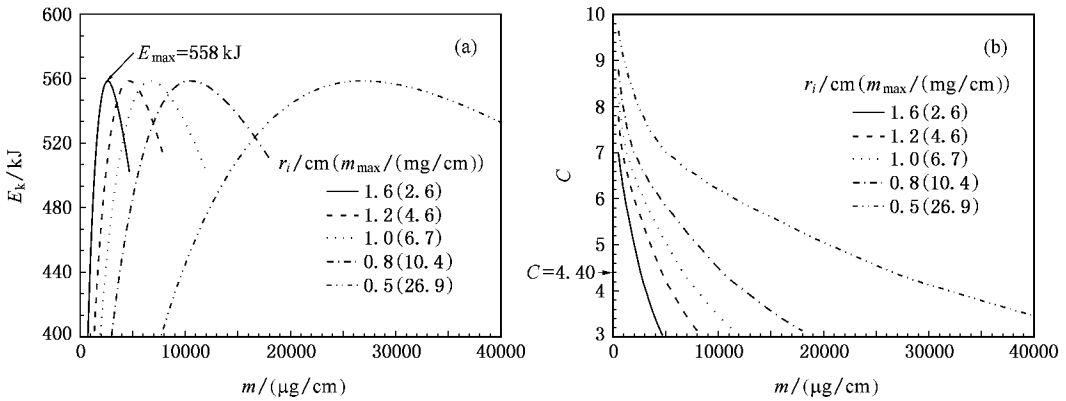


图2 ZP-0D 计算的(a) 丝阵内爆动能 E_k 和(b) 箍缩常数 C 随丝阵线质量的变化(不同曲线表示取不同的丝阵半径, 括号内的数据是曲线峰值对应的线质量, 丝阵高度不变 $l = 20$ mm)

在同样的 PTS 驱动器条件 ($V_0 = 3.18$ MV, $L_p = 15$ nH, $Z_0 = 1/6 \Omega$) 下, 我们还给出了只改变丝阵半径(丝阵线质量 m 和高 l 一定)的 ZP-0D 计算结果和 MARED-1D 模拟结果, 分别见图 4 和图 5.

分析图 2 和图 4 我们发现, ZP-0D 模拟 Z 箍缩等离子体内爆动能 E_k 随丝阵线质量 m 或丝阵半径 r_i 的变化规律一致, 都存在一个基本不变的能量极大值, 计算证明对应这个极值的电流波形(电流峰值 I_{max} 和上升时间 t_{up}) 相同, 箍缩常数 C 基本不变, 但是, 由于不同负载的丝阵线质量 m 和半径 r_i 完全不同, 得到的内爆速度 v_{max} 差异较大, 丝阵质量轻半径大的负载, 内爆速度明显大于丝阵质量重半径小的负载, 我们在前面已经讨论过, 如果丝阵半径大丝根数少, 就会遇到临界丝根数的限制, 反之, 对丝阵质量重半径小的丝阵负载, 我们必须考虑加工工艺对最大丝根数的限制. 表 2 是对 PTS 平台钨丝阵负载零维模拟的优化(动能最大)结果, 丝阵线质量在

有理由将临界丝根数 N_{crit} 作为设计中可用的最小丝根数 N_{min} , 即

$$N_{\text{min}} = N_{\text{crit}} = \frac{\pi r_i}{v_0 t_p}. \quad (5)$$

由此可见, PTS 实验平台丝阵负载的丝根数最大值 N_{max} 由定位片加工技术水平决定, 最小值 N_{min} 用理论上判断丝阵等离子体壳形成的临界丝根数确定.

选择 PTS 驱动器条件: 电压波形见图 1(c), 输出电压峰值 $V_0 = 3.18$ MV, 等效电感 $L_p = 15$ nH, 等效电阻 $Z_0 = 1/6 \Omega$. 取一定的钨丝阵半径 r_i 和高 l , 只改变丝阵线质量, 我们给出 ZP-0D 计算结果和 MARED-1D 模拟结果, 分别见图 2 和图 3.

0.76—6.69 mg/cm 范围, 对应丝阵半径 1.0—3.0 cm, 在给定驱动器条件下 ($V_0 = 3.18$ MV, $L_p = 15$ nH, $Z_0 = 1/6 \Omega$), ZP-0D 程序计算得到负载电流峰值 I_{max} 至少 11 MA, 电流上升时间(电流峰值的 10% 到 90%) t_{up} 约 90 ns, 最大内爆速度 $v_{\text{max}} = 2.9—8.6 \times 10^7$ cm/s, 内爆动能 E_k 达到 558 kJ, 电磁能转换动能的效率 $\eta \approx 18\%$, 箍缩常数 C 为 4.4.

箍缩常数 C 决定了丝阵内爆的优化选择, 即丝阵线质量和半径与电流波形的联系. 关于箍缩常数 C 在文献 [8, 13] 有详细讨论, 其定义也可以表示成

$$C = 10^{-2} \frac{I_{\text{max}}^2 t_{\text{up}}^2}{m r_i^2}, \quad (6)$$

式中的丝阵线质量 m 以 $\mu\text{g}/\text{cm}$ 为单位, 丝阵初始半径 r_i 以 cm 为单位, 负载电流峰值 I_{max} 以 MA 为单位, 电流上升时间 t_{up} 用 ns 作单位. 显然在相同电流波形条件下, 不同负载参数 (m, r_i), 只要箍缩常数 C 相同 ($m r_i^2$ 保持不变), 内爆等离子体动能就基本

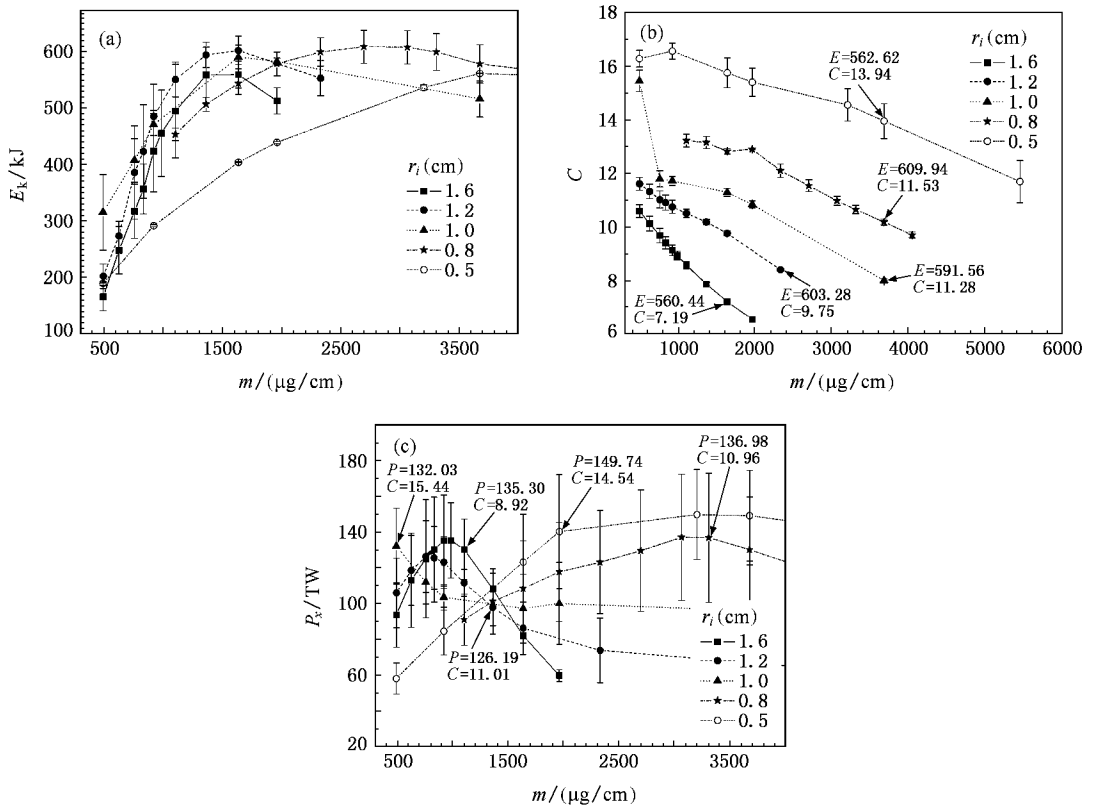


图 3 MARED-1D 模拟的 (a) 丝阵内爆辐射总能量 E_x (b) 箍缩常数 C 和 (c) X 射线功率 P_x 随丝阵线质量的变化 (不同曲线表示取不同的丝阵半径, 丝阵高度不变 $l = 20$ mm.) (b) 和 (c) 所标数据分别是能量和功率曲线峰值及其对应的箍缩常数)

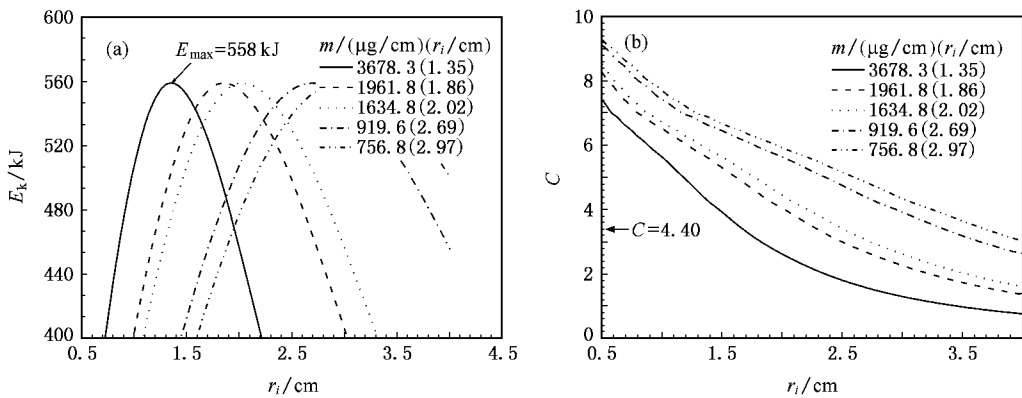


图 4 ZP-0D 计算的 (a) 丝阵内爆动能 E_k 和 (b) 箍缩常数 C 随丝阵半径的变化 (不同曲线表示取不同的丝阵质量, 括号内的数据是曲线峰值对应的丝阵半径, 丝阵高度不变 $l = 20$ mm)

相同.对一定的脉冲功率驱动器,箍缩常数具有一定取值范围.所以,对 PTS 实验平台,如果我们已知 C 的数值范围,就可以选择负载参数与驱动器之间合理匹配,获得优化负载参数.

为了进一步作定量分析,我们进行了辐射磁流体学数值模拟,在 MARED 程序的一维计算中,虽然也采用唯象处理(人为黏性系数、等离子体热传导

修正系数和电阻率修正系数可调)^[18],但我们仅改变电阻率修正系数.在图 3 和图 5 中我们标出了每一组负载参数 (m, r_i) 下,收缩比达到 20—30 左右的 X 射线辐射能量 E_x (见图 3(a) 及 (a)), 箍缩常数 C (见图 3(b) 及 (b)) 和辐射功率 P_x (见图 3(c) 及 (c)). 计算还可以给出等离子体内爆轨迹、速度、密度、温度等其他物理量. MARED-1D 计算结果表明,当 PTS

驱动器参数一定时, X 射线辐射能量 E_x 随负载质量 m 或丝阵初始半径 r_i 的变化都存在一个最大值(见图 3(a)和图 5(a)),与零维(ZP-0D)模拟得到的规律一致(见图 2(a)和 4(a)).我们发现对重负载,线质量比较大,设计半径比较小的丝阵才能获得较高的 X 射线辐射能量;而对轻负载要获得同样大的 X 射线辐射能量,也许要适当增加丝阵半径.另外,箍缩常数 C 随 m 或 r_i 的变化(见图 3(b)和图 5(b))也和

ZP-0D 计算得到的规律一致(见图 2(b)和 4(b)).但与零维模拟结果明显不同的是, MARED 计算的能量曲线 E_x-m (或 E_x-r_i) 峰值对应的箍缩常数 C 不是固定常数 4.4,而是有一定范围,即在 $m = 492 \mu\text{g}/\text{cm} \sim 5.45 \text{ mg}/\text{cm}$, $r_i = 0.3 \sim 2.5 \text{ cm}$ 的负载参数范围,图 3(b)和图 5(b)给出 PTS 能够获得最大 X 射线辐射总能量 $E_x = 410 \sim 610 \text{ kJ}$,对应的箍缩常数 $C \approx 10.6 \pm 3.4$.

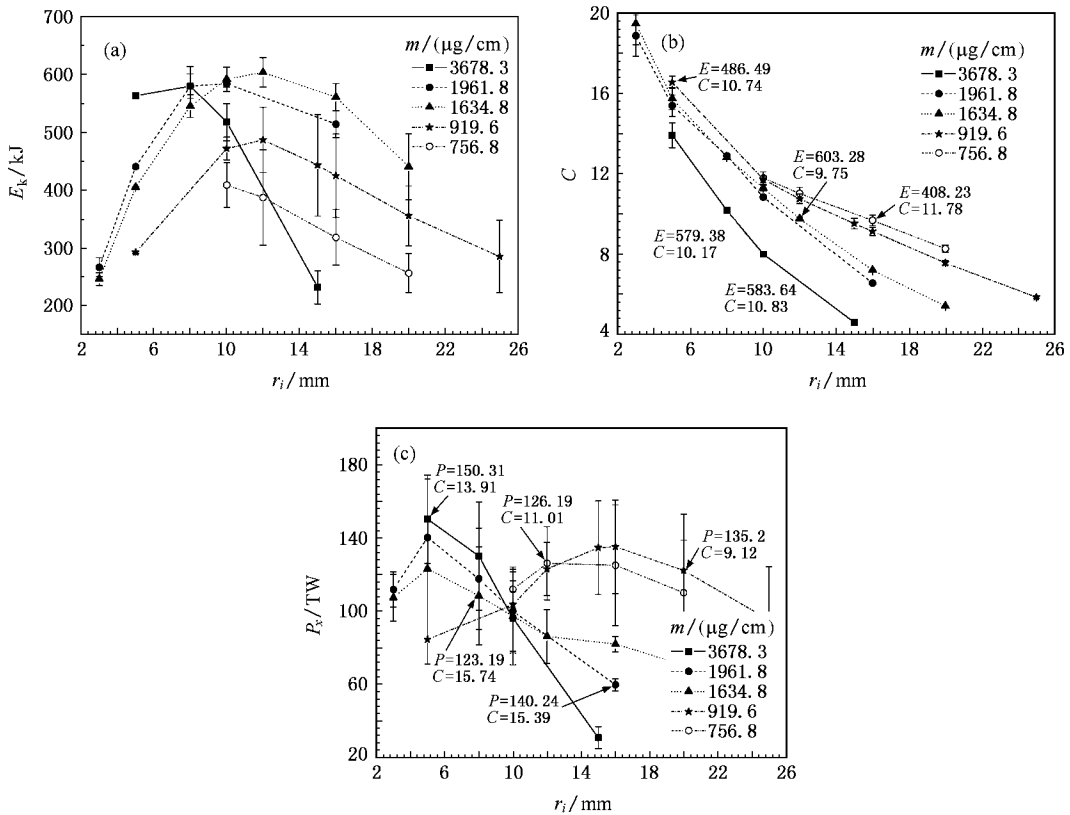


图 5 MARED-1D 模拟的(a) 丝阵内爆辐射总能量 E_x (b) 箍缩常数 C 和 (c) X 射线功率 P_x 随丝阵半径的变化(不同曲线表示取不同的丝阵线质量,丝阵高度不变 $l = 20 \text{ mm}$.(b)和(c)所标数据分别是能量和功率曲线峰值及其对应的箍缩常数)

表 2 一定驱动器条件下,同时改变丝阵线质量 m 和半径 r_i 的 Z 箍缩内爆 ZP-0D 计算结果

$m/(\mu\text{g}/\text{cm})$	$\phi/\mu\text{m}$	N	r_i/cm	I_{max}/MA	t_{up}/ns	$v_{\text{max}}/(10^7 \text{ cm/s})$	E_k/kJ	$\eta/\%$	C
757	5	200	3.00	11.46	89.7	8.58	557.58	18.08	4.35
920	4.5	300	2.71	11.45	89.7	7.79	558.57	18.16	4.37
1211	5	320	2.37	11.46	89.7	6.79	558.52	18.13	4.35
1634	6	300	2.02	11.43	89.6	5.84	558.51	18.22	4.40
2027	9	300	1.75	11.45	89.6	5.03	557.32	18.11	4.37
3203	11.5	160	1.44	11.43	89.5	4.17	556.63	18.17	4.41
3678	9	300	1.37	11.48	89.9	3.90	558.50	18.05	4.32
5449	15	160	1.10	11.42	89.5	3.20	556.84	18.21	4.43
6686	11.5	334	1.00	11.43	89.6	2.89	558.85	18.22	4.39
平均值				11.45	89.6		557.92	18.15	4.38

MARED-1D 计算还给出,当 PTS 驱动器参数一定时,X 射线辐射功率 P_x 随负载线质量 m 或丝阵初始半径 r_i 的变化也都存在一个最大值(见图 3(c)和图 3(c)),这是零维模拟无法给出的结果,有趣的是轻质量 $m < 1 \text{ mg/cm}$ 负载最大 X 射线功率对应的丝阵半径比较大, $r_i > 1.0 \text{ cm}$;而重负载 $m > 1.5 \text{ mg/cm}$,丝阵半径比较小 $r_i < 1.0 \text{ cm}$ 时才有可能获得最大 X 射线功率.在我们所考虑的负载参数范围,可以获得的最大 X 射线辐射功率为 120—150 TW.我们计算的辐射能量是辐射能流的空间时间积分量,它的大小依赖时间积分限,存在某种近似程度,所以,我们认为用功率曲线 P_x-m 或 P_x-r_i 确定

负载优化参数更合适.

其次,我们讨论了丝阵高度变化对负载等离子体动能和 X 射线辐射功率的影响.从(2)式明显可见,增加丝阵高度,丝阵等离子体动态电感明显增加,负载电流相应减小.但由于丝阵负载的总质量增加,ZP-0D 计算结果(见表 3)显示等离子体的内爆动能依然增加.而通过 MARED-1D 模拟(见表 4),我们发现在 PTS 驱动器参数不变,MARED 模拟参数也不变,仅仅只改变丝阵高度的条件下,由于增加负载高度,负载等离子体电感增加、电流减小,内爆速度明显降低,收缩比也减小,所以,X 射线辐射能量和功率都相应减小.

表 3 一定驱动器条件下,丝阵线质量和半径不变,改变丝阵高度的 Z 箍缩内爆 ZP-0D 计算结果

l/cm	$m/(\text{mg/cm})$	r_i/cm	I_{max}/MA	t_{up}/ns	t_{imp}/ns	$v_{\text{max}}/(10^7 \text{ cm/s})$	E_k/kJ
0.8	5.9	1.0	12.02	93.0	173.2	3.53	294.89
1.0	5.9	1.0	11.86	92.0	173.6	3.44	349.35
1.5	5.9	1.0	11.53	89.9	174.7	3.24	463.93
2.0	5.9	1.0	11.23	88.2	175.7	3.07	555.57
2.5	5.9	1.0	11.01	86.8	176.7	2.92	630.59
3.0	5.9	1.0	10.79	85.3	177.7	2.80	693.04

表 4 两种不同丝阵高度负载 Z 箍缩内爆的 MARED-1D 计算结果

l/cm	$m/(\mu\text{g/cm})$	r_i/cm	I_{max}/MA	t_{up}/ns	r_i/r_{min}	t_{imp}/ns	$v_{\text{max}}/(10^7 \text{ cm/s})$	P_x/TW	τ/ns	E_x/kJ
1.0	757	1.0	9.1	71.1	21.6	129.8	6.65	86.7	2.2	744
2.0	757	1.0	8.5	69.2	11.6	133.7	5.87	56.7	4.1	545

最后,我们固定一组负载参数,输入电压波形不变,固定等效电阻 $Z_0 = 1/6 \Omega$,改变等效电感 $L_p = 10\text{—}40 \text{ nH}$,或固定等效电感 $L_p = 15 \text{ nH}$,改变等效电阻,取 $Z_0 = 1/8, 1/6, 1/4, 1/2, 2/3 \Omega$,结果发现,增加等效电感或等效电阻,负载电流明显减小,内爆速度明显下降,丝阵等离子体动能和 X 射线辐射能量以及 X 射线功率也明显减少.所以,对一定丝阵负载,为了获得更强的 X 射线辐射源,我们希望减小 PTS 包括绝缘堆、内外磁绝缘传输线等单元的等效电感,降低 PTS 平台多组模块并联后的阻抗.

4. PTS 实验平台丝阵负载优化参数讨论

根据上述分析研究,我们对 PTS 装置 Z 箍缩实验可用丝阵负载与驱动器参数的匹配条件有了一定的了解.首先,当 PTS 驱动器开关性能和脉冲形成线特征基本确定,输出端电压(波形前沿和脉宽)一定时,为了保证达到一定的负载电流和输出电功率,要

尽可能减小传输线驱动丝阵负载等效电路(图 1(a))中的等效电感 L_p 和等效电阻 Z_0 ,经计算我们认为最好能够达到 $L_p \leq 20 \text{ nH}$, $Z_0 \leq 1/4 \Omega$ 的技术水平.其次,如果 PTS 驱动器参数基本不变,在输出端电压峰值 3.18 MV、等效电感和等效电阻分别为 15 nH 和 $1/6 \Omega$ 的条件下,若先不考虑丝阵高 l 的影响,取 $l = 2.0 \text{ cm}$,采用零维薄壳模型设计丝阵负载(见表 2),箍缩常数为 4.4,优化负载能达到的电流峰值约 11.5 MA,电流上升时间 90 ns,最大丝阵等离子体内爆动能 558 kJ,其丝阵优化参数满足 $mr_i^2 = 6674 \mu\text{g}\cdot\text{cm}$.丝阵线质量 m 、半径 r_i 以及丝根数 N 是相互制约的,需要考虑细丝制作水平、丝阵负载定位片制备技术、丝阵的单丝个体行为发展到丝阵等离子体过程的 MHD 不稳定性特征等综合因素.用辐射磁流体力学模型模拟 PTS 丝阵负载 Z 箍缩内爆过程,得到驱动器与负载优化匹配的箍缩常数为 9—15,在负载参数丝阵半径分别取 0.5 cm, 0.8 cm, 1.0 cm, 1.2 cm 和 1.6 cm,线质量 0.5—5.5 mg/cm 的

范围, 获得的最大 X 射线功率 126—150 TW, 辐射总能量 560—610 kJ; 在线质量分别取 0.757 mg/cm, 0.920 mg/cm, 1.635 mg/cm, 1.962 mg/cm 和 3.678 mg/cm, 丝阵半径 0.3—2.5 cm 的范围, 获得的最大 X 射线功率 123—150 TW, 辐射总能量 408—603 kJ. 对应以上负载设计得到的负载电流峰值 7.5—10.6 MA, 电流上升时间 63—86 ns. 若以 PTS 总储能 7.2 MJ^[19] X 射线总能量为 610 kJ 计算, 插头能量转换效率则为 8.5%, 可以作一个比较对比, Sandia 实验室的 Z 装置, 它的最大软 X 射线总能量达到 1.8 MJ^[4], 装置储能 11.5 MJ, 于是插头能量转

换效率(efficiency of conversion from the wall-plug)^[20] 高达 15%.

这里我们给出两个与实验对比的计算实例, 图 6 是利用 MARED 程序根据文献 21 提供的参数, 输入电压波形模拟 Saturn 装置钨丝阵内爆过程, 计算得到的负载电流波形和 X 射线功率波形, 主要结果与文献基本一致(见表 5). 图 7 是输入 Angara-5-1 装置钨丝阵负载 Z 箍缩实验 4408 炮电压波形模拟负载电流和 X 射线功率谱与实验测量波形的比较, 计算结果与实验值的对比也见表 5.

表 5 中 Saturn 装置 Z 箍缩实验丝阵负载采用

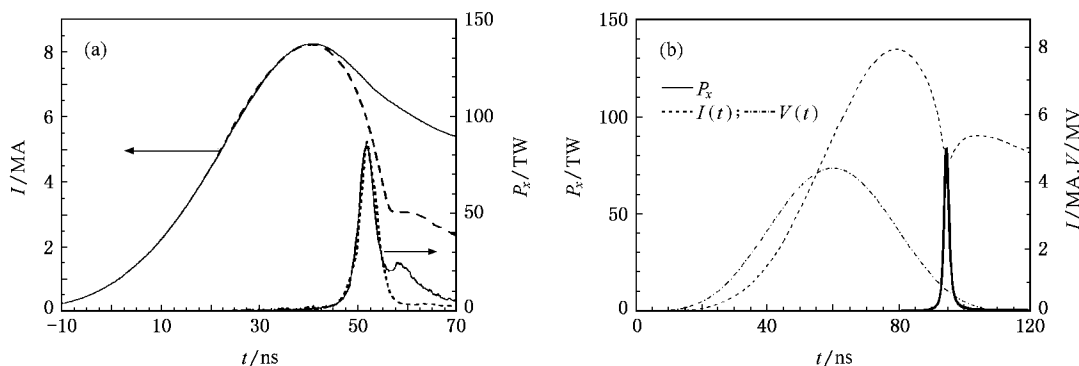


图 6 Saturn 装置的钨丝阵内爆负载电流波形和 X 射线功率谱 (a) 实验测量结果 (b) MARED-1D 模拟结果

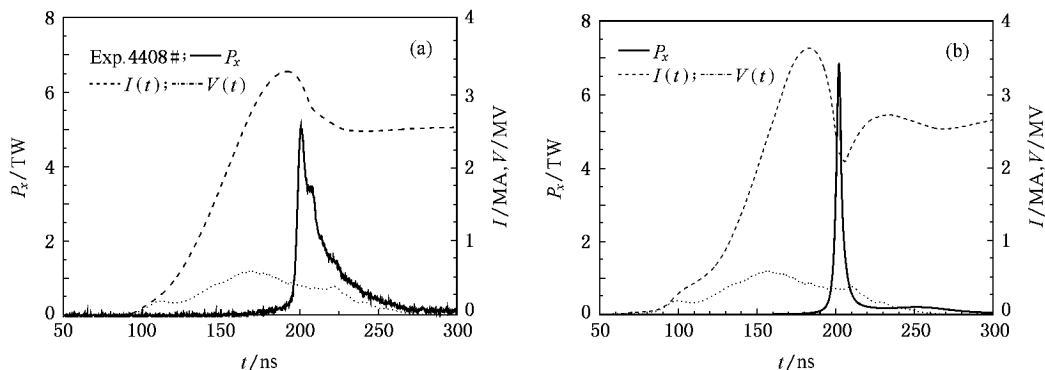


图 7 Angara-5-1 装置的钨丝阵内爆负载电流波形和 X 射线功率谱 (a) 4408 炮实验测量结果 (b) MARED-1D 模拟结果

表 5 MARED-1D 模拟结果与实验值的比较

		I_{max}/MA	t_{up}/ns	r_i/r_{min}	$v_{max}/(10^7 \text{ cm/s})$	t_{imp}/ns	P_x/TW	τ/ns	E_x/kJ	Δt
Saturn	实验值	8.25	34.3	19.0		87.5	80.0	4.0	530.0	12.5
	理论值	8.06	33.9	16.4	7.55	94.5	83.1	1.6	199.5	15.3
Angara-5-1 4408 #	实验值	3.29	59.86				5.32 ± 1.1	12.3	74.1	8.8
	理论值	3.63	65.15	8.4	3.90	152.0	6.83	3.8	52.0	19.1

120 根直径 5 μm 的钨丝构成, 丝阵线质量 $m = 454.1 \mu g/cm$, 丝阵半径 $r_i = 8.75 \text{ mm}$, 高 $l = 20 \text{ mm}$. Angara-5-1 实验 4408 炮的负载用 90 根直径 5 μm 的

钨丝组成, $m = 340.6 \mu g/cm$, $r_i = 6.0 \text{ mm}$, $l = 15 \text{ mm}$. 表中 r_i/r_{min} 是丝阵初始半径与内爆到芯最小半径的比值, 称为“收缩比”; v_{max} 是丝阵等离子体最大内爆

速度 v_{imp} 是 X 射线峰出现的时刻, 定义为内爆时间; P_x 是 X 射线功率最大值, τ 是 X 射线功率谱的半高宽, E_x 是 Z 箍缩内爆过程辐射总能量, Δt 是电流峰值时间与 X 射线峰时刻的差, 简称“峰位差”。从计算实例可以看到, 无论是电流波形前沿和峰值, 还是内爆时间、收缩比、X 射线功率以及辐射总能量等, MARED 程序都给出了可以和实验值较好符合的计算结果, 一方面表明了 MARED 程序的有效性, 另一方面也显示了一定的合理性。

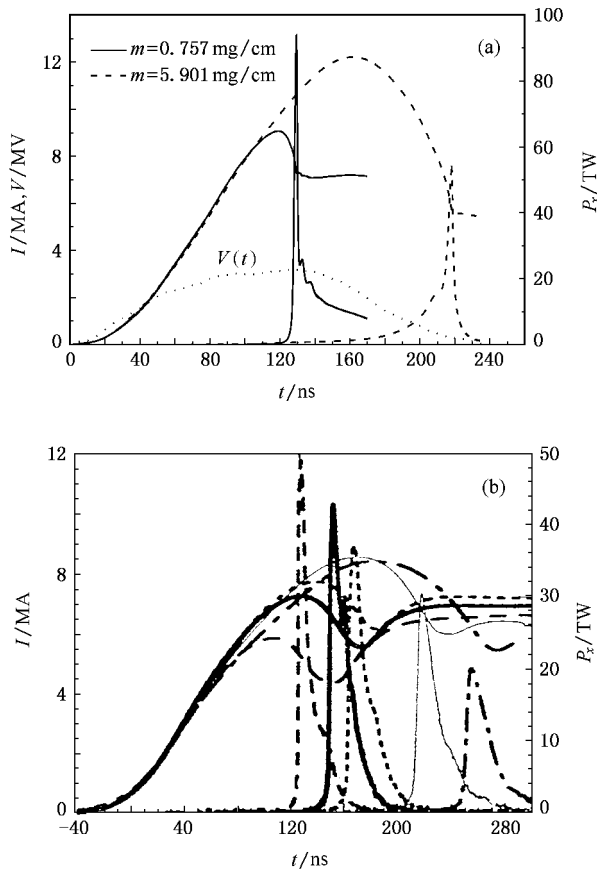


图 8 (a)MARED-1D 模拟不同质量(实线: $m = 0.757$ mg/cm; 虚线: $m = 5.9$ mg/cm)钨丝阵内爆的 X 射线功率和负载电流 (b) Saturn 装置钨丝阵内爆实验测量的负载电流和 X 射线功率, 随着丝阵线质量增加, 依次取 0.71 mg/cm, 1.53 mg/cm, 2.16 mg/cm, 4.61 mg/cm, 6.14 mg/cm, 负载电流峰值增加, 但 X 射线功率明显下降

考虑到 MARED 程序的一维计算无法模拟内爆等离子体的不稳定性, 以及描述 Z 箍缩等离子体输运过程采用了一定程度的近似, PTS 设计中计算得到的功率值可能偏高, 功率谱脉宽比实际情况小得多, X 射线总能量偏低, 所以, 预计 PTS 最大的辐射

总能量能够达到 700 kJ, 乐观的估计插头能量转换效率可以达到 10%。

为了比较负载质量的差异, 取丝阵半径和高均为 1.0 cm, 固定 MARED-1D 模拟参数: 电阻率修正系数 240, 热传导修正系数 10, 人为黏性系数 10. 选择 PTS 驱动器参数: $V_0 = 3.18$ MV, $L_p = 15$ nH, $Z_0 = 1/6 \Omega$. 用特重负载 $m = 5.9$ mg/cm 和特轻负载 $m = 0.757$ mg/cm 作比较, 图 8(a) 给出了 MARED-1D 模拟结果, 其中, 重负载的电流峰值达到 12.2 MA, 电流上升时间 98 ns, 收缩比 23.7, 最大内爆速度 2.9×10^7 cm/s, X 射线功率 54 TW, 功率谱脉宽 4 ns, X 射线辐射能量 637 kJ. 轻负载的电流峰值虽然只有 9 MA, 电流上升时间也缩短到 71 ns, 收缩比为 22.7, 与重负载的相当, 但是, 由于负载质量明显下降, 最大内爆速度明显增加, 达到 6.7×10^7 cm/s, X 射线功率提高到 94 TW, 即使功率谱脉宽减小到 2 ns, X 射线辐射总能量还是略有增加, 达到 740 kJ. 另外, 计算得到重负载的 X 射线功率峰值时刻与电流峰时刻的差是 56.5 ns, 而轻负载的峰位差只有 10.3. 大量实验证明, 对脉冲功率驱动器和负载的最佳耦合而言, 内爆时间靠近电流达到峰值的时间, 换句话说, 就是脉冲功率驱动器与负载最佳耦合时, 我们所定义的峰位差不会太大. 计算还得到, 前者的箍缩常数是 6.6, 后者为 15.4. 所以, 在我们给定的上述条件下, 显然重负载的参数 ($m = 5.9$ mg/cm, $l = 1.0$ cm, $r_i = 1.0$ cm) 不是优化参数, 轻负载 ($m = 0.757$ μ g/cm, $l = 1.0$ cm, $r_i = 1.0$ cm) 基本接近优化. 这一结果也再次证明重负载驱动可以获得比较大的负载电流, 但是, 并不一定能获得最佳的 X 射线功率和辐射总能量. 图 8(b) 是 Saturn 装置钨丝阵 Z 箍缩长脉冲 (内爆时间小于 100 ns 的 Z 箍缩称为短脉冲, 内爆时间 100 ns 量级的 Z 箍缩为长脉冲^[22, 23]) 内爆实验测量结果^[24], 给出了钨丝阵线质量为 0.71 mg/cm, 1.53 mg/cm, 2.1 mg/cm, 4.61 mg/cm 和 6.14 mg/cm 的负载电流和 X 射线辐射功率谱, 这五种负载的丝阵半径都取 1.25 cm, 丝根数都是 180, 仅仅通过改变钨丝的粗细改变丝阵线质量, 实验证明轻负载的电流最小, 但 X 射线功率最大, 功率谱的脉宽也比较窄, 峰位差比较小. 随着丝阵线质量增加, 负载电流增加, X 射线功率明显下降, 功率谱脉宽加宽, 峰位差变大. 可见实验上在相同驱动条件下, 通过增加丝阵线质量, 使得负载太重, 只能获得比较大的负载电流, 对 X 射线功率的提高并不利. 上述分析证明, 我

们的模拟结果和 Saturn 装置钨丝阵实验测量结果^[24](见图 8(b))得到的结论完全一致.另外,Saturn 装置 Z 箍缩长脉冲模式放电的钨丝阵内爆获得的 X 射线辐射总能量达到 750 kJ,插头能量转换效率接近 10.7%^[24,25].由此可见,我们的 PTS 实验平台 X 射线驱动能力接近 Saturn 装置的长脉冲模式.

5. 结 论

本文将 PTS 装置驱动 Z 箍缩负载的复杂电路进行简化处理,利用 Z 箍缩研究中常用的 Zork 电路模型,在零维薄壳模型和一维 MHD 模型基础上,结合脉冲功率驱动器条件和负载加工技术水平,采用 ZP-0D 程序和 MARED 程序对 PTS 驱动丝阵负载进行了设计分析,获得了 PTS 所能达到的负载电流、X 射线辐射功率、辐射总能量等初步结果.

从 ZP-0D 模拟获得了定性结果和规律性认识,分析一定驱动器条件下,内爆动能(速度)与丝阵质量、半径、高度的关系,以及一定负载条件下,内爆动能(速度)与电压幅值、电感、电阻的关系,得到最佳负载参数.MARED-1D 模拟计算不仅得到了与 0D 定性一致的规律,而且给出了最大 X 射线功率和 X 射线辐射能量,以及其他内爆参数.确定了 PTS 装置 Z 箍缩内爆负载优化选择的箍缩常数 12 ± 3 .通过大量的分析计算表明,PTS 实验平台的 Z 箍缩负载可取参数:丝阵线质量 $m = 0.7\text{—}6.0 \text{ mg/cm}$,丝阵半径 $r_i = 0.5\text{—}2.5 \text{ cm}$,丝阵高度 $l = 0.8\text{—}2.0 \text{ cm}$.按照脉

冲功率驱动器的输出端电压峰值约 3.2 MV、等效电感 15 nH、等效电阻 $1/6 \Omega$ 计算,负载电流 7—12 MA,电流上升时间 60—90 ns,PTS 平台能够获得 100 TW 量级的 X 射线功率,X 射线辐射能量最高达到 700 kJ,预计最佳插头能量转换效率 10%.

我们对 PTS 的 Z 箍缩钨丝阵负载设计分析,不仅零维模拟和一维 MHD 模拟所反映的规律相同,得到的结论一致,而且,关于改变丝阵线质量得到的重要结论也是合理的,已有 Sandia 实验室的 Saturn 装置实验证明.总之,预计 PTS 实验平台的 X 射线驱动能力基本达到美国上世纪 90 年代 Saturn 装置长脉冲模式放电的水平.本文的分析将对 PTS 装置的 Z 箍缩实验提供重要参考.

目前,大量的 Z 箍缩实验已经证明双层丝阵负载能够有效提高 X 射线功率,虽然对双层丝阵内爆的物理机制并不十分清楚,但 Sandia 实验室还是将双层丝阵结构成功地应用于 Z 箍缩驱动点火靶构型中.于是,分析双层丝阵运行模式以及研究黑腔物理问题,提出最佳模式是今后 PTS 实验平台的负载设计工作的重点.我们对双层丝阵运行模式已有初步认识^[26,27],PTS 实验平台双层丝阵负载设计工作正在进行之中,有望针对获得更高的 X 射线功率输出提出最佳双层丝阵参数.另外,对 PTS 静态黑腔辐射场进行了分析计算,研究表明在 PTS 上采用静态黑腔开展点火研究十分困难,但仍然可以从事辐射输运、不稳定性、状态方程等一系列物理实验研究,今后我们将致力于研究适合 PTS 装置的动力学黑腔.

- [1] Johnson D L 2007 *IEEE Conference Record-Abstracts* p456 (IEEE Pulsed Power and Plasma Conference 2007 6.17—22, Albuquerque, USA)
- [2] Spielman R B, Hsing W W, Hanson D L 1988 *Rev. Sci. Instrum.* **59** 1804
- [3] Sanford T W L, Allhouse G O, Marder B M, Nash T J, Mock R C, Spielman R B, Seamen J F, McGurn J S, Jobe D, Gilliland T L, Vargas M, Struve K W, Stygar W A, Douglas M R, Matzen M K 1996 *Phys. Rev. Lett.* **77** 5063
- [4] Deeney C, Douglas M R, Spielman R B, Nash T J, Peterson D L, Eplattener P, Chandler G A, Seamen J F, Struve K W 1998 *Phys. Rev. Lett.* **81** 4883
- [5] Weinbrecht E A, Bloomquist D D, McDaniel D H, McKee G R, Donovan G L, Weed J W, Faturos T V, Tabor D A, Moncayo C 2007 *IEEE Conference Record-Abstracts* p441 (IEEE Pulsed Power and Plasma Conference 2007 6.17-22, Albuquerque, USA)
- [6] Sanford T W L, Mock R C, Spielman R B, Peterson D L, Mosher D, Roderick N F 1998 *Phys. Plasmas* **5** 3737
- [7] Liberman M A, Groot J S De, Toor A, Spielman R B 1999 *Physics of High-Density Z-pinch Plasmas* (Springer-Verlag New York, Inc.) p45
- [8] Ding N, Yang Z H, Ning C 2004 *Acta Phys. Sci.* **53** 808 (in Chinese)[丁宁、杨震华、宁成 2004 物理学报 **53** 808]
- [9] Haines M G 1998 *IEEE Trans. Plasma Sci.* **26** 1275
- [10] Ding N, Zhang Y, Liu Q 2008 *Nuclear Fusion and Plasma Physics* **28** 102 (in Chinese)[丁宁、张扬、刘全 2008 核聚变与等离子体物理 **28** 102]
- [11] Peterson D L, Bowers R L, Brownell J H, Greene A E, McLenithan K D, Oliphant T A, Roderick N F, Scannapieco A J 1996 *Phys. Plasmas* **3** 368
- [12] Kuai B, Cong P T, Zeng Z Z, Qiu A C, Qiu M T, Chen H, Liang T X, He W L, Wang L P, Zhang Z 2002 *Plasma Science & Technology* **4**

- 1329
- [13] Ding N , Yang Z H , Ning C , Wu J M , Liu Q , Fan W B 2004 *Proceedings of the 15th international Conference on High-Power Particle Beams* (7.18-23 ,2004 ,Saint Petersburg Russia) p7025
- [14] Ding N , Yang Z H , Wu J M , Fu S W , Ning C , Liu Q , Fan W B 2004 *Proceedings of the 1th Symposium on Sino-Russia joint Z-pinch Experiment* (August 2004 ,CAEP) p89
- [15] Xu R K , Li Z H , Yang J L , Xu Z P , Ding N , Guo C , Jiang S L , Ning J M , Xia G X , Li L B , Song F J , Chen J C 2005 *Chin . Phys .* **14** 1613
- [16] Ding N , Yang Z H , Ning C , Wu J M , Liu Q 2005 *Proceedings of the 6th International Conference on Dense Z-pinch* (7.25-28 ,2005 , Oxford UK) p49
- [17] Beg F N , Dangor A E , Lee P , Tatarakis M , Nifikeer S L , Haines M G 1997 *Plasma Phys . Control . Fusion* **39** 1
- [18] Thornhill J W , Whitney K G , Deeney C , LePell P D 1994 *Phys . Plasmas* **1** 321
- [19] Deng J J , Xie W P , Feng S P , Li H T , Song S Y , Wang M , Gu Y C , Xia M H , Guan Y C , Cao W B , Tian Q 2007 *IEEE Conference Record-Abstracts* p671 (IEEE Pulsed Power and Plasma Conference , 2007 6.17-22 ,Albuquerque ,USA)
- [20] Haines M G , Sanford T W L , Smirnov V P 2005 *Plasma Phys . Control . Fusion* **47** B1
- [21] Deeney C , Nash T J , Spielman R B , Seaman J F , Chandler G C , Struve K W , Porter J L , Stygar W A , McGum J S , Jobe D O , Gilliland T L , Torres J A , Vargas M F , Ruggles L E , Breeze S , Mock R C , Douglas M R , Fehl D L , McDaniel D H , Matzen M K , Peterson D L , Matuska W , Roderick N F , MacFarlane J J 1997 *Phys . Rev . E* **56** 5945
- [22] Coverdale C A , Deeney C , Douglas M R , Apruzese J P , Whitney K G , Thornhill J W , Davis J 2002 *Phys . Rev . Lett .* **88** 65001
- [23] Deeney C , Coverdale C A , Douglas M R 2001 *Laser and Particle Beams* **19** 497
- [24] Deeney C , Coverdale C A , Douglas M R , Struve K W , Spielman RB , Stygar W A , Peterson D L , Roderick N F , Haines M G , Beg F N , Ruiz-Camacho J 1999 *Phys . Plasmas* **6** 3576
- [25] Rudakov L I , Velikovich A L , Davis J , Thornhill J W , Giuliani Jr J L , Deeney C 2000 *Phys . Rev . Lett .* **84** 3326
- [26] Ning C , Ding N , Liu Q , Yang Z H , 2006 *Acta Phys . Sci .* **55** 3488 (in Chinese) [宁 成、丁 宁、刘 全、杨震华、2006 物理学报 **55** 3488]
- [27] Ding N , Yang Z H , Wu J M , Ning C , Liu Q , Zhang Y 2006 *Proceedings of the 2nd Symposium on Sino-Russia joint Z-pinch Experiment* (October 2006 ,CAEP) p111

Design and analysis of the Z-pinch loads on the PTS facility^{*}

Ding Ning[†] Zhang Yang Ning Cheng Shu Xiao-Jian Xiao De-Long

(Institute of Applied Physics and Computational Mathematics , Beijing 100088 , China)

(Received 25 August 2007 ; revised manuscript received 13 September 2007)

Abstract

In this paper , a method for designing and optimizing the wire-array loads used on the PTS facility is presented . Both ZP-0D code (shell model) and MARED-1D code (MHD model) are used for the simulation . By comparing results from each code , the characteristics of the Z-pinch implosion plasma driven by the PTS facility are investigated , and the load parameters are optimized . It is found that , a 15 nH concentrator inductance is efficient for PTS facility to work at load currents up to 10 MA . And an optimized tungsten wire-array load is able to produce an X-ray radiation with peak power up to 100 TW and a highest efficiency of conversion for the wall-plug power of about 10% . By further investigation and comparison with experimental data , we suppose that the PTS facility will have similar X-ray radiation productivity as the Saturn facility operating in the long-pulse mode .

Keywords : PTS facility , Z-pinch wire-array load , shell model , MHD simulation

PACC : 5230 , 5225P , 5255E

^{*} Project supported by the National Natural Science Foundation of China (Grant Nos. 10575014 , 10635050 , 10775021) and the Basic Research Project of National Defence (Grant No. A1520070074) .

[†] E-mail : ding_ning@iapcm.ac.cn