

铜激光放电管内气体温度径向分布的研究

姚志欣 钱育军 潘伯良

(浙江大学物理系, 杭州 310027)

摘要 给出了铜蒸气激光器放电管内气体温度径向分布的解析表达式, 明确了温度分布与输入电功率以及缓冲气体热传导的关系。实验结果与理论模型的一致进一步表明控制输入电功率的意义。

关键词 铜蒸气激光器, 径向温度分布

1 引言

铜蒸气激光器利用铜原子蒸气作为激活材料, 通常采用将金属颗粒铺设于放电管内壁, 通过纵向放电自加热方式, 使管壁达到高温, 铜颗粒熔化并蒸发, 提供必要的铜原子蒸气密度。在稳态运转条件下, 放电管轴区温度还要高, 而且随着口径增大更甚^[1,2]。轴区温度过高不仅使放电管内气体的光学效应等效于负透镜, 造成激光束发散, 影响激光束质量^[3], 而且造成激光束出现“黑心”^[1], 限制了激光功率和效率的提高。

轴区温度究竟高到什么程度? 设计中应如何考虑气体温度径向分布的影响是工程中迫切希望解决的问题。我们进行了深入的研究, 得出富有启发性的结果。

2 理论模型分析

铜蒸气激光器在高温下运转, 为保证适当的铜原子蒸气密度, 放置铜粒的管壁温度约为 1450 °C^[1,2], 这也就是接近管壁处的气体温度。由于每次脉冲放电引起温度变化量远低于温度本身^[2], 因此可以作为稳态处理。又因为放电管径远小于电极间距(激活区长度), 所以又可作柱面一维处理。其热流耗散遵循泊松方程

$$\begin{cases} \nabla \cdot (k \nabla T) = -q_0 [1 - (r/R)^n] \\ T(R) = T_w \\ \nabla T(r)|_{r=0} = 0 \end{cases} \quad (1)$$

其中 R 是放电管半径, k 是管内气体的热传导系数, $q_0 [1 - (r/R)^n]$ 是管内半径 r 处单位体积的输入电功率, 指数 n 代表不同的分布形式, $n \rightarrow \infty$ 对应均匀分布, $n = 1$ 对应线性分布。有必要指出, $k = k(T)$ 是管内气体温度的变量^[4]。考虑一般形式

$$k = k_0 \cdot T^m \quad (2)$$

式中 k_0 是与气体种类有关的常数。就可以直接求得方程(1)的解

$$T(r)^{m+1} = T_w^{m+1} + \frac{(m+1) \cdot q_0 R^2}{4k_0(n+2)^2} \{ (n+2)^2(1-r^2/R^2) - 4[1-(r/R)^{n+2}] \} \quad (3)$$

单位长度上的输入功率

$$P = \int_{V=\pi R^2 \cdot l} q_0 [1 - (r/R)^n] \cdot dV = q_0 \pi R^2 \frac{n}{n+2} \quad (4)$$

定义

$$q = \frac{P}{\pi R^2} = q_0 \frac{n}{n+2} \quad (5)$$

为输入电功率平均密度。

管内气体的主要成分是充作缓冲气体的氖或氦惰性气体,在所工作的条件下,都可作为理想气体近似,选取 $m = 0.5$ 是恰当的^[2]。

从上面几个式子可以看出,在柱形一维热平衡状态下,如果提供铜原子蒸气确定密度的管壁温度 T_w 恒定,那么影响管内气体温度径向分布的主要因素将是管径 R ,管内气体种类有关常数 k_0 ,输入电功率平均密度 q 以及与输入电功率分布有关的因子 n 。不同作者提供多种不同的试验条件,最佳管壁温度 T_w 几乎都是 1450°C (1723 K)^[1,2],本文也不考虑它的变化。

图 1 给出了管径 $R = 1.75\text{ cm}$,氖缓冲气体,输入电功率均匀分布时,不同输入功率密度时的温度分布。计算表明,当 q 分别等于 $1, 2$ 和 4 W/cm^3 时,其轴线温度将分别达到 2325 K , 2857 K 和 3796 K 。

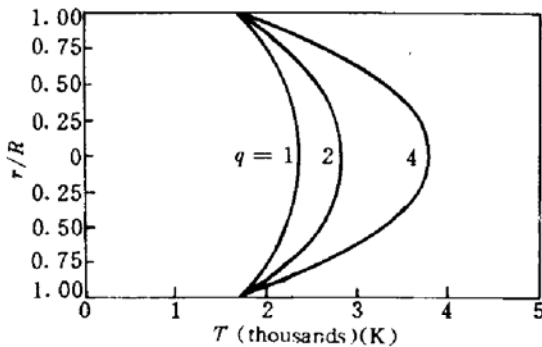


Fig. 1 Dependence of radial gas temperature at $q = 1, 2$ and 4 W/cm^3 . $T_w = 1723\text{ K}$, $R = 1.75\text{ cm}$, $n \rightarrow \infty$ and Ne buffer gas. Where q is the average input electric power density, R is the radius of the laser tube, r is the locations from the conteral line of the tube

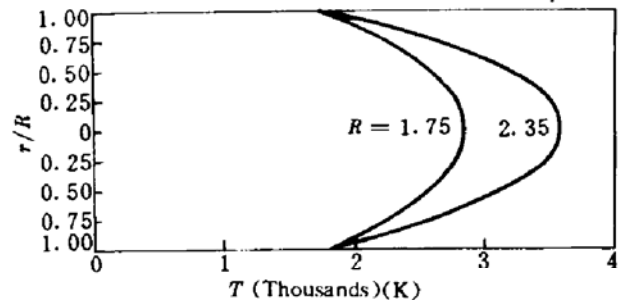


Fig. 2 Dependence of radial gas temperature at $R = 1.75$ and 2.35 cm . $T_w = 1723\text{ K}$, $q = 2\text{ W/cm}^3$, $n \rightarrow \infty$ and Ne buffer gas

图 2 给出的是氖缓冲气体,输入电功率密度 $q = 2\text{ W/cm}^3$ 均匀分布时,放电管内径 R 分别为 1.75 cm 和 2.35 cm 时的温度分布。计算表明,轴线温度由 2857 K 升至 3621 K 。

图 3 是在管径 $R = 1.75\text{ cm}$,输入电功率密度 $q = 2\text{ W/cm}^3$ 均匀分布条件下,分别采用氖或氦作为缓冲气体时的温度分布,常数 k_0 分别等于 2.829×10^{-5} 和 $8.718 \times 10^{-5}\text{ W/cm}^3(\text{K})^{1.5}$ ^[5]。轴线上气体温度由氖缓冲气体时的 2857 K 下降到氦缓冲气体时的 2123 K 。

图 4 是在管径 $R = 1.75\text{ cm}$,氖缓冲气体,输入电功率密度 $q = 2\text{ W/cm}^3$ 时,设想输入电功率在放电管径向以不同方式沉积时的径向温度分布。轴线温度由均匀分布时的 2857 K 上升到线性分布时的 3497 K 。

以上结果表明,铜蒸气激光器在稳态运转时,其放电管内气体温度是很不均匀的,轴区温

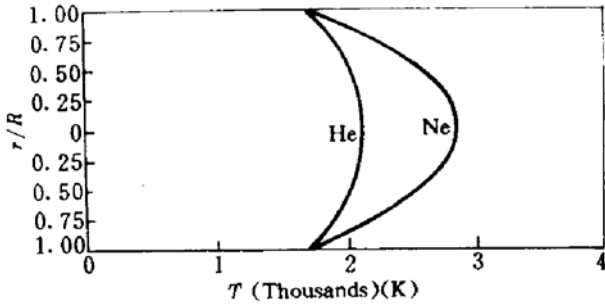


Fig. 3 Dependence of radial gas temperature in Ne and He buffer gas. $T_w = 1723$ K, $R = 1.75$ cm, $q = 2$ W/cm³ and $n \rightarrow \infty$

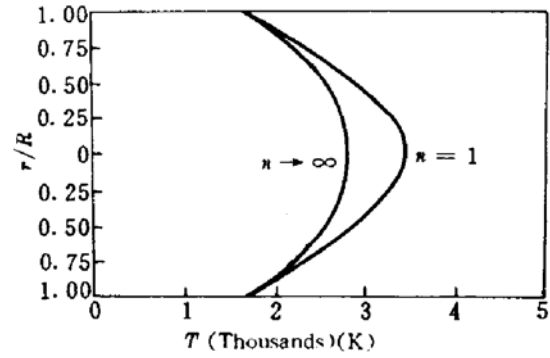


Fig. 4 Dependence of radial gas temperature at $n \rightarrow \infty$ and $n = 1$, $T_w = 1723$ K, $R = 1.75$ cm, $q = 2$ W/cm³, and Ne buffer gas

度明显高于管壁处温度。以标准模型为例,取 $R = 1.75$ cm, 氖缓冲气体, 输入电功率均匀分布 $q = 2$ W/cm³, 当管壁温度 $T_w = 1723$ K 时, 轴线上气体温度高达 2857 K。按理想气体状态方程估算, 轴线上铜原子密度将只有管壁处的 60%, 而更大的差异将是铜原子蒸气中由于热布居引起的亚稳态铜原子相对基态铜原子的比值, 根据玻尔兹曼分布律估计, 前者反倒是后者的 80 倍。铜原子密度径向分布的不均匀以及悬殊的亚稳态比例, 是造成大口径铜蒸气激光器激光束径向强度不均匀, 甚至形成“黑心”的主要原因。

如果确认管壁温度 1450 °C 对于提供必要的铜蒸气密度是恰当的, 那么就有必要在维持壁温的前提下尽可能减少输入电功率, 以降低输入电功率平均密度 q 。由于处于稳态运转, 在柱面一维近似下输入电功率必然等于侧壁热耗散, 这就要求选用更好的保温绝热材料作为激光放电管的热屏蔽。先前的计算同样表明, 影响保温效果的主要因素不在于保温层的厚薄而取决于保温材料热传导系数的高低^[6]。不过, 随着管径 R 的增大, 无论选用如何优良的保温材料, 其轴区气体温度仍将更高于管壁温度, 导致轴区铜原子密度更低于管壁附近的值, 再加上严重的亚稳态热布居倒置, 因此, 大口径铜蒸气激光器更要注意克服轴区温度过度。理论和实践表明, 如果进一步扩大口径到 $\phi 60$ mm 以上, 考虑到电磁波在柱形等离子体中传播的趋肤效应, 径向温度分布不均匀性和由此引起的径向铜原子密度分布不均匀性反倒有可能得到实质性改善^[1,2], 还需要在理论和实践方面进行深入的探讨。

另外还可以看到, 用氦代替氖作缓冲气体, 在相同的温度下, 由于前者的热传导系数是后者的 3 倍多, 所以轴区温度过高现象明显改善。根据我们的经验, 在通常电路布置下, 以氦为缓冲气体的脉冲放电远不如氖气时的稳定, 有作者认为, 这是因为氦的加入将使电流脉冲上升平缓, 幅度降低, 不利于铜原子的激励, 起因于氦的高电离电位^[7]。也有人在氖缓冲气体中添加少量热传导系数更高而电离电位却低得多的氢, 获得好的结果^[8]。这些都是值得进一步试验并在试验基础上深入探讨的。

3 实验结果分析

实验采用光束偏转法, 测量装置完全同文献^[9]。由于气体热透镜效应, 平行于放电管轴线但离开一定距离 r 的探测激光束将发生偏折, 只要准确测定了管壁温度 T_w , 就可以根据气体热透镜等效焦距 F 确定管内离轴线不同 r 处的气体温度 $T(r)$ ^[3]

$$T(r) = \frac{T_w}{1 - k(R^2 - r^2)T_w/2FCLP} \quad (6)$$

其中 C 是与缓冲气体种类有关的常数,当用氩缓冲气体时, $C = 2.6 \times 10^{-30} \text{ m}^3$ ^[9], L 是放电管活性区长度, P 为气体压强, k 为玻尔兹曼常数。

铜蒸气激光器运转时放电管内气体温度的实际测定并与理论模型拟和是相当困难的,至今尚未见到完整的文献报道。据我们分析,原因主要有三方面:

(1) 激光放电管的热透镜效应不仅来源于放电管内的气体,而且来自于构成放电管二端窗口的玻璃片。根据文献[9]的分析,后者的效应远大于前者。

(2) 根据前述公式(3)和(5),放电管内气体温度径向分布在很大程度上取决于输入的电功率平均密度。而在实际的脉冲放电情况下,电功率是从高压整流电源,经由储能电容器过渡,通过大功率氢闸流管,并借助于峰化电容器再作用于激光放电管的。到底有多少电功率馈入放电管,实验上无法准确测定。早就有作者指出,当整流功率大于 3 kW 时,闸流管损耗大致是消耗于激光管功率的一半^[10]。下面的分析将表明,实际馈入放电管的电功率占据整流电源功率的比例可能还要小得多。

(3) 输入电功率的径向分布形式也在很大程度上影响了气体温度的径向分布,但输入电功率径向分布究竟什么形式,目前尚无定论。尽管多数报道认为,均匀分布是合适的^[2,3,11],但也有作者明确指出,由于温度梯度形成的轴区较低的粒子密度将造就较大的电离速率和较高的电流密度,因此电功率沉积形式肯定比均匀分布要陡峭^[12]。文献[1]建议在 $q < 60 \text{ mm}$ 小口径铜蒸气激光器时采用线性分布,虽然顾及到了轴区电功率沉积高于管壁附近,但按这种形式,管壁处的功率沉积将等于零。考虑到铜颗粒是在管壁处被加热液化并蒸发成铜原子蒸气的,所以完全排除了管壁处电功率沉积的线性分布显得也不够合理。下面实际结果与理论模型的拟合表明,综合起来考虑,输入电功率均匀分布较之线性分布可能适当一些。

根据文献[9]的测量和分析,在采用干涉法仔细消除了窗口热透镜影响之后,计算得到放电管内气体热透镜焦距 $F = -400 \text{ m}$,由相应测量点 $r = 0.913 \text{ cm}$, $T_w = 1500 \text{ }^\circ\text{C}$, $C = 2.6 \times 10^{-30} \text{ m}^3$, $L = 0.89 \text{ m}$, $P = 10 \text{ kPa}$, $R = 1.75 \text{ cm}$,根据公式(6),不难计算得到该处的气体温度

$$T(r = 0.913 \text{ cm}) = 2513 \text{ K}$$

倒过来与理论模型拟合,管径 $R = 1.75 \text{ cm}$,管壁温度 $T_w = 1500 \text{ }^\circ\text{C}$,氩缓冲气体条件下,根据公式(3),如果输入电功率均匀分布 $n \rightarrow \infty$,则要求输入电功率密度 $q = 1.74 \text{ W/cm}^3$,如果输入电功率呈径向线性分布 $n = 1$,则要求输入电功率平均密度 $q = 1.22 \text{ W/cm}^3$,两者分别占整流电源直流高压与平均电流乘积标志的输入电功率除以放电管体积所得电功率平均密度 4.39 W/cm^3 的 40%和 28%,考虑到前面述及到的大功率充氢闸流管和峰化放电回路可能的电功率损耗,比较起来,输入电功率在放电管内均匀沉积方式较接近实际情况。只有不到一半的整流电源功率被送入激活区这一事实进一步提醒我们如何将电功率更有效地馈入放电管是改善铜蒸气激光器性能、提高其效率的关键所在,当放电管口径进一步扩大,其放电等效电阻抗进一步减小时,矛盾将更为突出。

致谢 感谢中国科学院上海光机所梁培辉研究员提供的实验数据和深入有益的探讨。

参 考 文 献

- 1 梁宝根, 陶永祥, 尹宪华 等. $\phi 60$ mm 以下大口径铜蒸气激光器光束“黑心”问题的研究. 中国激光, 《激光器件专集》, 1990, 12: 38
- 2 M. J. Kushner, B. E. Warner. Large-bore copper-vapor lasers; Kinetics and scaling issues. *J. Appl. Phys.*, 1983, 54(6): 2970
- 3 V. M. Zharikov, V. V. Zubov, M. A. Lesnci *et al.*. Thermal gas lens in a copper vapor laser. *Sov. J. Quant. Electr.*, 1984, 14(5): 623
- 4 沈琪敏, 梁培辉. 自加热式铜蒸气激光器的热气体透镜研究. 光学学报, 1987, 25: 112
- 5 饭田修一, 大野和郎, 神前熙 等. 物理学常用数表. 北京: 科学出版社, 1979. 91
- 6 夏铁君, 汪永江, 施淑毅. 金属蒸气激光管中温度径向分布的计算. 浙江大学学报, 1991, 25: 137
- 7 Lesnol. Influence of the gas mixture composition and cathode on the output power of a CVL. *Sov. J. Quant. Electr.*, 1984, 14(1): 142
- 8 Z. G. Huang, K. Namba, F. Shimizu. Influence of molecular gases on the output characteristics of a CVL. *Jap. Appl. Phys.*, 1986, 25(11): 1677
- 9 华仁忠, 梁培辉, 叶 韧 等. 铜蒸气激光器热透镜特性的分析与测量. 中国激光, 1994, A21(3): 172
- 10 V. A. Burmakin, A. N. Evtyunin, M. A. Lesnoi *et al.*. A sealed-off copper vapour laser with long service life. *Sov. J. Quant. Electr.*, 1978, 8(5): 574
- 12 L. M. Bukshpun, E. L. Latushk, M. F. Sem. Influence of the temperature of the active medium. *Sov. J. Quant. Electr.*, 1988, QE-18(9): 1098
- 13 H. M. Pask, J. A. Piper. Average-power scaling of the pulsed barium vapour laser. *SPIE*, 1990, 1225: 248

Analyses and Measurements of Radial Temperature Distribution in a Copper Vapor Laser

Yao Zhixin Qian Yujun Pan Boliang

(Department of Physics, Zhejiang University, Hangzhou 310027)

Abstract An analytical expression was given of radial temperature distribution in a gas discharge tube of a copper vapor laser. The relation between radial temperature distribution and input electrical power or thermal conductivity of the buffer gas has been described. The agreement between theoretical analyses and experimental results shows the importance of controlling the input electrical power.

Key words copper vapor laser, radial temperature distribution