

УДК 621.373.826.038.823

## ЭФФЕКТИВНЫЕ СПОСОБЫ ОХЛАЖДЕНИЯ ЭЛЕКТРОРАЗРЯДНОГО СО ЛАЗЕРА

*И. Б. Ковш, Е. И. Микулин, В. Н. Потапов*

Исследована термодинамика газового потока в контуре замкнутой прокачки электроразрядного СО лазера при следующих способах охлаждения теплообменника в этом контуре: 1) залив жидкого азота; 2) подача гелия, охлаждаемого в одно- или двухступенчатом детандерном рефрижераторном цикле; 3) использование парокompрессионного фреонового холодильного цикла в одно- или двухступенчатом исполнении. Показано, что наибольший технический КПД такого лазера (9—11 %) достигается при использовании фреоновых холодильных машин, обеспечивающих рабочую температуру активной среды  $\sim 200$  К. Для электроионизационного СО лазера со средней мощностью излучения 10 кВт рассчитаны оптимальные режимы работы указанных циклов и параметры требуемых детандеров и компрессоров.

Электроионизационные (ЭИ) СО лазеры являются одной из наиболее перспективных лазерных систем для целого ряда применений. Возможность работы с большой средней мощностью и высоким КПД как в непрерывном, так и в импульсно-периодическом режиме в сочетании с удобной для термического воздействия на материалы формой импульса излучения при свободной генерации делает ЭИ СО лазер основным конкурентом мощных твердотельных и  $\text{CO}_2$  лазеров, применяемых в технологических установках для обработки металлов [1]. Богатый спектр генерации в диапазонах 5—6 мкм (основные частоты) и 2.7—3.3 мкм (обертон) позволяет эффективно использовать импульсно-периодические ЭИ СО лазеры для селективного возбуждения молекул, например в целях разделения изотопов [2]. Расчеты свидетельствуют и о возможности создания на основе ЭИ СО лазера мощного генератора наносекундных импульсов с КПД 5—10 % [3].

В настоящее время работы по ЭИ СО лазерам практически вышли на этап создания лазерных установок для решения конкретных прикладных задач [1, 4]. В связи с этим особую актуальность приобретает исследование, направленные на отыскание технически оптимальных схем и конструкций таких установок и в первую очередь схем охлаждения активной среды, поскольку глубокое охлаждение является необходимым условием получения высокого КПД СО лазера.

В экспериментах, которые продемонстрировали возможность достижения в электроионизационных СО лазерах КПД на уровне  $\eta_{\text{со}} = 40$  %, активная среда охлаждалась до температур  $T \leq 60$  К либо с помощью жидкого азота, либо за счет расширения в сверхзвуковом сопле [1]. Эти способы, по-видимому, не являются оптимальными для непрерывно работающих установок с высокой (5—10 кВт) мощностью излучения, так как энергозатраты на охлаждение газа жидким азотом весьма высоки [5], а создание сверхзвуковых потоков в замкнутом контуре прокачки активной среды является достаточно сложной технической проблемой и также требует больших энергозатрат [6]. Технический КПД лазера, определяемый, согласно

$$\eta_{\text{техн}} = \frac{W_{\text{вкл}}}{W_{\text{нак}} + W_{\text{пр}} + W_{\text{хол}}} \quad (1)$$

( $W_{изл}$  — средняя мощность излучения лазера;  $W_{нак}$  — мощность питания электрического разряда;  $W_{пр}$  — мощность привода средства прокатки активной среды;  $W_{хол}$  — энергозатраты на охлаждение активной среды), вряд ли может быть высоким при использовании этих способов охлаждения. Как показали расчеты,  $W_{хол}$  возрастает с понижением температуры охлаждения и при  $T \leq 100$  К многократно превышает энергозатраты на накачку и прокатку активной среды.

Поиск наилучшего способа охлаждения для мощного непрерывно работающего СО лазера осложняется тем обстоятельством, что, вообще говоря, оптимальная рабочая температура активной среды такого лазера  $T_p$  неизвестна. С одной стороны, электрооптический КПД лазера растет с понижением температуры активной среды  $T_p$ . Характер изменения  $\eta_{эо}^{макс}$  в зависимости от  $T_p$  для электроразрядных СО лазеров можно приближенно описать зависимостью

$$\eta_{эо} \approx 1.1 \cdot 10^4 / (T_p + 70)^2, \quad (2)$$

полученной на основе обработки имеющихся экспериментальных данных в диапазоне температур  $T_p = 80 \div 300$  К [1]. С другой стороны, энергозатраты на охлаждение активной среды с понижением  $T_p$  возрастают еще быстрее — по

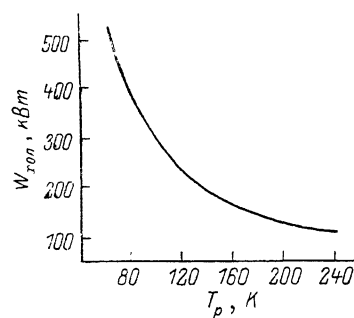


Рис. 1. Изменение энергозатрат одноступенчатого рефрижераторного цикла, используемого для охлаждения лазера.

экспоненциальному закону [7]. Для примера на рис. 1 показано изменение  $W_{хол}$  одноступенчатого детандерного цикла, рассчитанного для охлаждения активной среды лазера с мощностью излучения  $W_{изл} = 10$  кВт. Поэтому максимальный технический КПД СО лазера должен достигаться при некоторой промежуточной температуре  $T_p = T_{опт}$ , величина которой зависит от энергетической эффективности используемой системы охлаждения. Определение оптимальной по техническому КПД величины  $T_p$  и схемы охлаждения ЭИ СО лазера возможно, таким образом, только на основе термодинамического анализа газового потока в контуре прокатки лазера при различных способах охлаждения активной среды. Проведение такого анализа и выявление  $T_{опт}$  явилось целью настоящей работы.

Известно, что охлаждение газа до заданной температуры  $T_p$  в потоке, движущемся с дозвуковой скоростью, выполняется либо непосредственно в теплообменнике нагрузки жидким хладагентом, имеющим нужную температуру  $T_x \leq T_p$ , либо с помощью различных рефрижераторных циклов, в которых полезная тепловая нагрузка отводится на более высоком температурном уровне — от  $T_p$  до  $T \approx 300$  К [7]. Для лазера возможны два способа охлаждения с помощью рефрижераторных циклов: «развязанный цикл», когда охлаждаемая активная среда и хладагент находятся в различных контурах, встречаясь в общем теплообменнике нагрузки, и «совмещенный цикл», когда активная среда лазера является одновременно рабочим телом холодильной машины. Совмещенный цикл, впервые рассмотренный в применении к криогенному лазеру в работах [8, 9], представляется менее удобным, так как он не допускает независимых изменений «генерационных» и «холодильных» параметров газового потока (например, мощности возбуждения и скорости прокатки) и тем самым затрудняет любую перестройку режима работы лазера. Кроме того, этот вариант менее надежен, так как отклонение от заданных условий в активной области лазера должно приводить к расстройке работы холодильного цикла, и наоборот.

Поэтому в настоящей работе был рассмотрен только «развязанный» цикл охлаждения газового контура лазера в следующих вариантах: 1) подача в теплообменник жидкого азота, поступающего из внешнего (по отношению к лазерной установке) резервуара; 2) подача жидкого азота из работающей в составе ла-

верной установки криогенной газовой машины, 3) использование одно- и двух-ступенчатого детандерных гелиевых рефрижераторных циклов, 4) использование парокомпрессионного фреонового холодильного цикла в одно- и двухступенчатом исполнении.

Конкретные расчеты проводились для ЭИ СО лазера со средней мощностью излучения 10 кВт и КПД, описываемым приведенной выше зависимостью (2). В качестве основного параметра, по которому проводилось сравнение различных систем охлаждения газа в лазере, использовался технический КПД лазерной установки, определяемый по зависимости (1).

Массовый расход рабочего газа при  $W_{\text{наз}}=10$  кВт должен изменяться от  $\sim 50$  г/с для 80 К до  $\sim 250$  г/с при  $250$  К [1], энергозатраты на его прокачку с типичной скоростью 30—60 м/с при этом оказываются существенно ниже затрат на охлаждение. Поэтому в расчетах принималось

$$\eta_{\text{тех}} \approx W_{\text{наз}} / (W_{\text{нак}} + W_{\text{ход}}).$$

Если для охлаждения активной среды СО лазера использовать открытую испарительную систему с кипящим жидким азотом при атмосферном давлении при  $T_x=77.36$  К, то для отвода выделяющихся при работе такого лазера 40 кВт тепла ( $\eta_{\text{зо}}=40\%$ ,  $V_{\text{акт}}=0.7 V_{\text{разр}}$ ) необходимо расходовать 750 л/ч жидкого азота. С учетом того что энергозатраты на получение 1 л жидкого азота составляют в среднем 1.3 кВт·ч, технический КПД такого лазера, посчитанный по зависимости (1), составляет около 1.1%. Неизбежные потери жидкого азота при транспортировке от места получения к месту использования и при заливке в систему охлаждения еще более снижают возможный уровень технического КПД ЭИ СО лазера с такой системой охлаждения, хотя необходимо признать, что она наиболее проста в конструктивном исполнении по сравнению с рассмотренными далее системами охлаждения.

Технически более выгодной является схема лазера с криогенной газовой машиной (КГМ), так как потери хладагента на транспортировку при этом практически исключаются и, кроме того, появляется возможность варьировать температуру активной среды на выходе из теплообменника нагрузки, где происходит ее охлаждение. Однако переход к использованию КГМ не позволяет существенно увеличить технический КПД ЭИ СО лазера, поскольку эффективность самих КГМ невысока. Например, полезная холодопроизводительность типовой серийной КГМ ЗИФ-1000 составляет  $\sim 1$  кВт при энергетической эффективности производства холода 14%. Для охлаждения 10 кВт-лазера на СО требуется 40 одновременно работающих КГМ ЗИФ-1000, технический КПД такой лазерной установки должен составить  $\sim 1.6\%$ . Учитывая еще и громоздкость лазера с большим числом КГМ, приходится признать, что и эта система охлаждения не является эффективной для мощных ЭИ СО лазеров.

Существенно более высоким КПД должна обладать система охлаждения на основе одноступенчатого детандерного рефрижераторного цикла [7] (рис. 2). В ней рабочий газ — гелий — сжимается до давления  $P_2$  и, охлаждаемый в концевого холодильнике (точка 2), подается в теплообменник  $T$ , где предварительно охлаждается обратным потоком (точка 3) и поступает в турбодетандер  $D$ . Расширяясь в детандере до давления  $P_1$ , гелий охлаждается до температуры  $T_x$  (точка 4) и поступает в теплообменник нагрузки  $T_n$ , где к гелию подводится тепловая нагрузка  $Q_0$  от активной среды лазера. Охлаждая активную среду лазера в теплообменнике нагрузки, гелий нагревается до температуры  $T_5 < T_3$  и противотоком через теплообменник  $T$  направляется на всасывание в компрес-

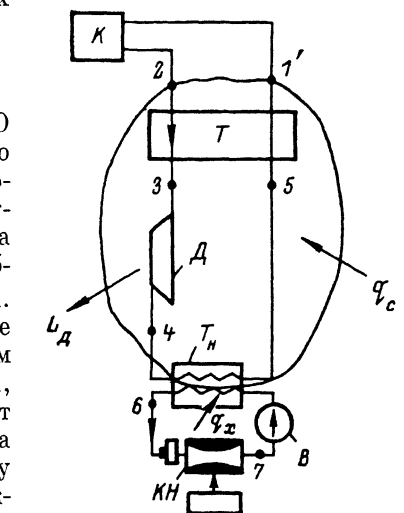


Рис. 2. Схема установки с одноступенчатым рефрижераторным циклом, используемым для охлаждения активной среды СО лазера.

пор  $K$ , охлаждаемая при этом поток гелия высокого давления. Таким образом, криогенный цикл охлаждения замыкается. Активная среда лазера, охлажденная в теплообменнике нагрузки  $T_n$  до температуры  $T_6 \geq T_x$ , подается в камеру накачки  $KH$ . В результате перехода в тепло части энергии накачки, не преобразованной в лазерное излучение, активная среда нагревается до температуры  $T_7$ . Например, в 10 кВт-лазере на СО с температурой активной среды на входе в  $KH \sim 80$  К в результате возбуждения и генерации активная среда нагревается на  $140^\circ$ . Далее она с помощью вентилятора  $B$  подается в теплообменник нагрузки, и цикл газодинамического контура замыкается.

Использование газового рефрижераторного цикла позволяет в широком диапазоне изменять температуру газа на входе в теплообменник нагрузки и как следствие этого, температуру активной среды лазера перед накачкой. Количество тепла, отведенное от активной среды в теплообменнике нагрузки, определяется из теплового баланса ступени охлаждения (на рис. 2 ограничена контуром)

$$Q_0 = G [h_s \eta_s - \Delta i_{T_1} - (c_p \Delta t + q_c)], \quad (3)$$

где  $G$  — расход гелия в рефрижераторном цикле охлаждения;  $h_s \eta_s$  — действительный перепад энтальпии в детандере;  $\Delta i_{T_1}$  — изотермический эффект дросселирования на уровне температуры  $T_1$ ;  $c_p \Delta t$  — потеря холода от недорекуперации в теплообменнике  $T$ ;  $q_c$  — теплоприток из окружающей среды к системе охлаждения.

Работа гелиевого компрессора, определяющая энергозатраты рефрижераторного цикла на получение холода, рассчитывается следующим образом [7]:

$$W_{x_{01}} = L_k = G \frac{RT_0}{\eta_{из}} \ln \frac{P_2}{P_1}, \quad (4)$$

где  $R$  — универсальная газовая постоянная,  $T_0$  — температура окружающей среды,  $\eta_{из}$  — изотермический КПД компрессора.

Термодинамический расчет и анализ цикла, проведенный по зависимостям (3),

(4), позволили определить оптимальное, с точки зрения максимального термодинамического КПД цикла, значение давления гелия на входе в детандер  $P_2 = 0.6$  МПа. Технический КПД такой установки, рассчитанный по зависимости (1), имеет максимальное значение  $\eta_{тех} = 5.2\%$  при  $T_p = 200$  К (рис. 3). Расход газообразного гелия в рефрижераторном цикле в режиме работы, соответствующем  $\eta_{тех} = 5.2\%$ , составляет  $G = 125$  г/с, а энергозатраты на покрытие тепловой нагрузки  $Q_0 = 40$  кВт на температурном уровне  $T_p = 200$  К не превышают  $W_{x_{01}} = 183$  кВт.

Несмотря на относительно высокое значение  $\eta_{тех}$  установки с одноступенчатым детандерным циклом охлаждения, следует подчеркнуть, что все тепло, выделяемое при накачке активной среды, отводится в этой схеме на нижнем температурном уровне при  $T_p = T_x$ , что само по себе термодинамически не выгодно.

Для уменьшения энергозатрат на охлаждение активной среды мощного ЭИ СО лазера и повышения энергетической эффективности лазерной установки можно осуществлять предварительное охлаждение активной среды до промежуточной температуры, снимая при этом часть полезной тепловой нагрузки, выделяемой при накачке, и только после этого охладить ее при заданной температуре  $T_p$ , отводя оставшуюся часть полезной тепловой нагрузки. Такой процесс может быть реализован в газовом рефрижераторном цикле с отводом полезной тепловой нагрузки на двух температурных уровнях (рис. 4).

Рабочий газ — гелий, — сжатый в компрессоре  $K$  до давления  $P_2$ , охладившись предварительно в концевом и основном теплообменниках (точка 3), рас-

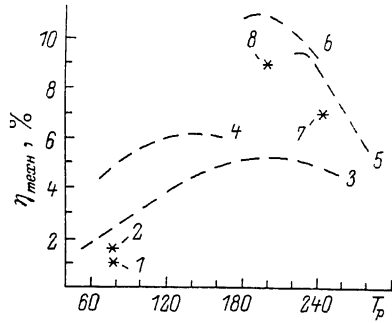


Рис. 3. Изменение технического КПД лазера в зависимости от температуры и способа охлаждения активной среды: жидким азотом (1), КГМ на уровне температур 80 К (2), одноступенчатым рефрижераторным циклом (3), с отводом тепла на двух температурных уровнях (4), одноступенчатой ХМ (5), двухступенчатой ХМ (6), серийной одноступенчатой ХМ МКТ-60-2-3 (7), серийной двухступенчатой ХМ ФДС-20М (8).

ширятся в первом детандере  $D_1$  до промежуточного давления  $P_{пр}$ , охлаждающаяся при этом до температуры  $T_4$ . В этом состоянии (точка 4) холодный гелий поступает в первый теплообменник нагрузки  $T_{н1}$ , куда противотоком подается активная среда лазера, нагретая в камере  $КН$  при излучении. Охладив частично активную среду (точка 12), подогретый при этом гелий (точка 5), снова предварительно охлаждаясь в теплообменнике  $T_2$  (точка 6), поступает во второй детандер  $D_2$ . Расширяясь в детандере  $D_2$  с промежуточного давления  $P_{пр}$  до давления  $P_1=0.12$  МПа, гелий охлаждается до температуры  $T_7 \leq T_p$  и поступает во второй теплообменник нагрузки  $T_{н2}$ , куда подается активная среда лазера, предварительно охлажденная в первом теплообменнике нагрузки  $T_{н1}$ . В  $T_{н2}$  происходит окончательно охлаждение активной среды до рабочей температуры  $T_p=T_{10}$ , при которой она идет в камеру накачки.

В этом цикле полезная холодопроизводительность первого детандера  $D_1$  расходуется на покрытие необратимых потерь первой ступени криогенного цикла (на рис. 4 ограничена контуром  $I$ ) и части полезной тепловой нагрузки  $Q_{x1}$ , отводимой на промежуточном температурном уровне  $T_{пр}=T_4$ , более высоком, чем температура окончательного охлаждения  $T_p$ .

Полезная холодопроизводительность второго детандера  $D_2$  также расходуется на покрытие необратимых потерь второй ступени цикла (на рис. 4 ограничена контуром  $II$ ) и оставшейся части полезной тепловой нагрузки  $Q_{x2}=Q_0-Q_{x1}$ , отводимой на нижнем температурном уровне  $T_p$ .

Полезная тепловая нагрузка, отводимая на первой и второй ступенях рефрижераторного цикла  $Q_{x1}$  и  $Q_{x2}$ , определяется из уравнений тепловых балансов соответствующих ступеней цикла

$$Q_{x1}^t = Gh_{s1}\eta_{s1} - G[(\Delta i_{T_1} - \Delta i_{T_1}) + C_p(\Delta t_1 - \Delta t_2) + q_c], \quad (5)$$

$$Q_{x2} = G[h_{s2}\eta_{s2} + \Delta i_{T_2} - (c_p\Delta t_2 + q_c)], \quad (6)$$

где  $h_{s1}\eta_{s1}$ ,  $h_{s2}\eta_{s2}$  — действительный перепад энтальпии в детандерах  $D_1$  и  $D_2$  соответственно;  $\Delta i_{T_1}$ ,  $\Delta i_{T_2}$  — изотермические эффекты дросселирования на уровнях температур  $T_1$  и  $T_3$ ;  $c_p\Delta t_1$ ,  $c_p\Delta t_2$  — потеря холода от недорекуперации в теплообменниках  $T_1$  и  $T_2$ ;  $q_c$  — теплопритоки из окружающей среды.

Проведенный по зависимостям (5), (6) термодинамический расчет цикла позволил оптимизировать его основные рабочие характеристики: давление гелия после компрессора  $P_2=0.8$  МПа; давление гелия на входе во второй детандер  $P_{пр}=0.2$  МПа; температура газа на входе в первый детандер  $T_3=190$  К; недорекуперация на первом теплообменнике  $\Delta t_1=5$  град, на втором  $\Delta t_2=3$  град.

На рис. 3 приведены значения технического КПД 10 кВт-лазера на СО в зависимости от системы охлаждения и температуры активной среды лазера на входе в камеру накачки. Максимальный технический КПД лазерной установки с двухступенчатым циклом охлаждения и промежуточным отводом тепла  $\eta_{тех} = 6.2\%$  достигается при  $T_p=150$  К. Энергозатраты системы охлаждения, обеспечивающей этот тепловой режим, составляют  $W_{хо} \approx 130$  кВт, а расход гелия в системе охлаждения  $G \approx 60$  г/с.

Следует отметить, что при более высокой эффективности рассматриваемый криогенный цикл охлаждения сложнее в техническом исполнении, чем простой

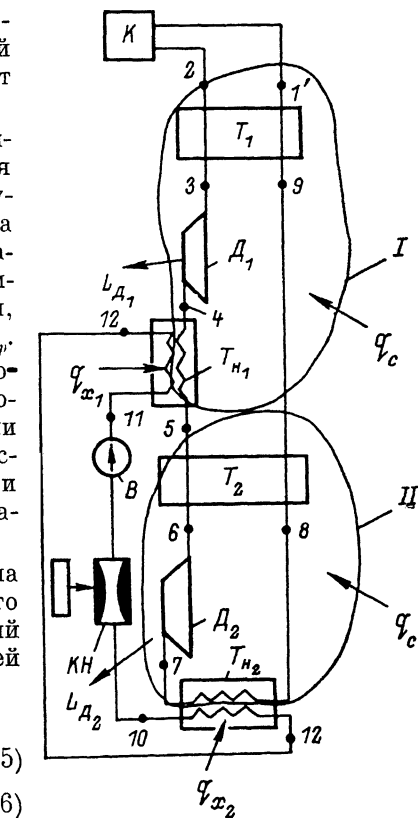


Рис. 4. Схема установки с отводом тепла от активной среды лазера на двух температурных уровнях.

рефрижераторный цикл, так как в нем необходимо использовать два детандера и нестандартную конструкцию теплообменника нагрузки, в котором активная среда лазера должна охлаждаться на двух температурных уровнях.

Расчеты показывают, что эффективность технологической установки может быть еще большей, если для охлаждения активной среды мощных ЭИ СО лазеров применять одно- или двухступенчатые фреоновые холодильные машины. Схемы холодильных циклов этих машин подробно описаны в работах [10, 11].

В качестве хладагента при расчете одноступенчатой парокомпрессионной холодильной машины использовался фреон  $R\ 22$ . На рис. 3 показано изменение  $\eta_{\text{тех}}$  установки при охлаждении активной среды одноступенчатой ХМ. Температура конденсации хладагента принималась равной  $T_{\text{конд}} = 25^\circ\text{C}$ . Для охлаждения СО лазера с мощностью излучения 10 кВт можно использовать, например, выпускаемые серийно одноступенчатые холодильные машины МКТ 60-2-3 с полезной холодопроизводительностью  $Q_{\text{х}} = 48$  кВт и температурой кипения фреона  $R\ 22$   $T_p = 243$  К. Технический КПД лазерной установки, охлаждаемой этой машиной, составляет  $\eta_{\text{тех}} = 7\%$  (рис. 3).

При расчете режима работы двухступенчатой фреоновой холодильной машины, предназначенной для охлаждения активной среды мощных ЭИ СО лазеров, в качестве наиболее рационального низкотемпературного хладагента был выбран фреон  $R\ 13\text{В}1$  с температурой кипения  $T_x = 183$  К (двухступенчатые холодильные машины на фреоне  $R\ 13\text{В}1$  с холодопроизводительностью до 20 кВт уже выпускаются серийно). Термодинамический расчет холодильного цикла позволил определить его основные рабочие характеристики: давление конденсации паров фреона  $P_{\text{конд}} = 1.81$  МПа, промежуточное давление  $P_{\text{пр}} = 0.233$  МПа, давление кипения фреона  $P_0 = 0.03$  МПа, мощность привода компрессора  $W_{\text{хот}} = 31$  кВт.

Технологическая лазерная установка на СО с мощностью излучения 10 кВт, охлаждаемая такой двухступенчатой холодильной машиной, может иметь технический КПД  $\eta_{\text{тех}} = 11\%$  (рис. 3), что на порядок выше, чем при охлаждении жидким азотом. Аналогичные расчеты были проведены и для серийно выпускаемой двухступенчатой фреоновой холодильной машины ФДС-20М, работающей на фреоне  $R\ 22$ . Ее полезная холодопроизводительность 37.2 кВт, температура кипения фреона  $T_p = 200$  К, мощность привода компрессора  $W_{\text{хот}} = 54$  кВт, СО лазер с мощностью излучения  $W_{\text{ввл}} = 10$  кВт, охлаждаемый этой машиной, может иметь технический КПД  $\sim 9\%$ .

Способ охлаждения активной среды ЭИ СО лазера	Температура охлаждения $T_p$ , К	Максимальный КПД $\eta_{\text{тех}}$ , %	Энергозатраты на охлаждение $W_{\text{хот}}$ , кВт
Открытая испарительная система с жидким азотом	77.4	1.1	980
Криогенная газовая машина	77.4	1.6	580
Одноступенчатый детандерный гелиевый рефрижераторный цикл	200	5.2	180
Двухступенчатый детандерный гелиевый рефрижераторный цикл с промежуточным охлаждением	150	6.2	130
Оптимизированная одноступенчатая фреоновая холодильная машина (на фреоне $R\ 22$ )	225	9.4	26
Оптимизированная двухступенчатая фреоновая холодильная машина (на фреоне $R\ 13\text{В}1$ )	195	11	31
Серийная одноступенчатая фреоновая холодильная машина МКТ-60-2-3	243	7	45
Серийная двухступенчатая фреоновая холодильная машина ФДС-20М	200	8.9	54

В таблице приведены основные результаты термодинамического расчета и анализа различных схем и способов охлаждения активной среды СО лазера с мощностью излучения  $W_{\text{ввл}} = 10$  кВт.

Таким образом, оптимальным на сегодняшний день представляется использование для охлаждения активной среды мощного непрерывно работающего ЭИ СО лазера (например, в технологической установке) фреоновых холодиль-

ных машин. Повышение  $T_p$  хотя и приводит к снижению  $\eta_{\text{ао}}$ , но дает возможность обеспечить более высокий технический КПД лазерной установки в целом за счет снижения энергозатрат на охлаждение активной среды. Немаловажен и тот факт, что при температурах активной среды, близких к комнатной, существенно облегчается изготовление и эксплуатация системы прокачки газа в лазере по сравнению со случаем, когда  $T_p = 80 \div 100$  К. Некоторое смещение спектра лазерного излучения в длинноволновую сторону с увеличением  $T_p$  [1] для технологического СО лазера несущественно.

Возможность перехода к  $T_p = 150 \div 200$  К рассматривалась ранее в [12] применительно к газоразрядному СО лазеру с мощностью излучения до 1 кВт. Даже при малых уровнях  $W_{\text{изл}}$  технический КПД лазерной установки с охлаждением активной среды на более высоком температурном уровне оказывается выше, чем в случае  $T_p = 80 \div 100$  К.

Отметим, что охлаждение с помощью фреоновой холодильной машины активной среды мощных технологических  $\text{CO}_2$  лазеров, по-видимому, позволит заметно увеличить и их технический КПД по сравнению с уровнем, достигнутым сейчас при использовании водяного охлаждения.

### Литература

- [1] *Ионин А. А., Ковш И. Б., Соболев В. А., Урин Б. М.* Итоги науки и техники. Радиотехника, 1984, т. 32. 301 с.
- [2] *Абзианидзе Т. Г., Баранов В. Ю., Бахтадзе А. Б.* и др. Квант. электр., 1986, т. 13, № 1, с. 206—207.
- [3] *Дунчиц Я. Г., Урин Б. М.* Квант. электр., 1986, т. 12, № 2, с. 331—338.
- [4] *Басов Н. Г., Ковш И. Б.* Изв. АН СССР. Физика, 1984, т. 48, № 12, с. 2290—2298.
- [5] *Микулин Е. И.* Криогенная техника. М.: Машиностроение, 1969.
- [6] *Клепач Г. М., Копах В. Т., Солдатов В. А.* Квант. электр., 1979, т. 6, № 6, с. 1171—1175.
- [7] *Архаров А. М., Марфенина И. В., Микулин Е. И.* Теория и расчет криогенных систем. М.: Машиностроение, 1978.
- [8] *Vayly P. K., Smith R. C.* Closed cycle electric discharge laser design investigation. NASA-CR-135408, Final Report N 78-25467 (Hughes Aircraft Corp.), 1978.
- [9] *Александров В. И., Басов Н. Г., Глотов Е. И.* и др. Письма в ЖТФ, 1980, т. 6, № 2, с. 449—452.
- [10] Холодильные компрессоры. Справочник / Под ред. Быкова А. В. М., 1981.
- [11] Холодильные машины. Справочник / Под ред. Быкова А. В. М., 1982.
- [12] Technical Digest of Symposium on Gas-Flow Lasers and chemical Lasers. Faculty of Science and Technology. Keio University, Yokohama. Japan, November 1982, p. 12.

Московское высшее техническое  
училище им. Н. Э. Баумана

Поступило в Редакцию  
19 июня 1986 г.

В окончательной редакции  
11 ноября 1986 г.