

К. т. н. Ю. Е. НИКОЛАЕНКО, к. т. н. С. К. ЖУК,
к. т. н. В. М. БАТУРКИН, Д. Н. ОЛЕФИРЕНКО

Украина, г. Киев, Госкомитет промышленной политики Украины,
НТУУ “Киевский политехнический институт”

Дата поступления в редакцию
16.10–04.12 2000 г.
Оппонент к. т. н. В. Е. ТРОФИМОВ

МОДЕЛИРОВАНИЕ И ВЫБОР СИСТЕМ ОБЕСПЕЧЕНИЯ ТЕПЛОВОГО РЕЖИМА ЛАЗЕРНЫХ МОДУЛЕЙ

На основе моделирования температурного поля в лазерном модуле предложены схемы СОТР для отдельного модуля и для группы модулей.

Разработка новых компьютерных и информационных систем имеет ярко выраженную тенденцию к миниатюризации составляющих их элементов. Использование новой элементной базы (микропроцессоров, лазерных микромодулей, других микроэлектронных устройств) сопровождается ощутимым увеличением удельных тепловых мощностей, что делает необходимым и актуальным моделирование температурных полей конструкций тепловыделяющих элементов, усовершенствование существующих и разработку новых систем обеспечения теплового режима таких элементов.

Для отвода теплоты от электронных элементов, поддержания и стабилизации их температурных режимов традиционно используются воздушные и жидкостные (включая испарительные) системы охлаждения [1–5], позволяющие отводить тепловые потоки с плотностью от 10...30 до 100...200 кВт/м², соответственно, а также их сочетание с термоэлектрическими модулями. Выбор рациональных методов и средств обеспечения тепловых режимов микроэлектронных устройств в каждом конкретном случае требует тщательного анализа их эффективности, технологичности, конструктивной сопрягаемости, удобства монтажа и ремонта, а также экономической целесообразности.

К числу электронных элементов, функционирующих в условиях жестких ограничений по тепловым режимам, относятся микролазерные устройства для оптоволоконных информационных систем. Так, предполагается, что лазерный модуль (ЛМ), в котором установлен полупроводниковый микролазер (МЛ) (лазерный диод – ЛД), должен работать в диапазоне температур окружающей газовой среды от –40 до +60°С. При этом выделяемая в *p–n*-переходе кристалла размерами 0,5×0,3 мм тепловая мощность может изменяться в пределах от 0,04 до 0,2 Вт, а плотность теплового потока в области тепловыделения может достигать 1330 кВт/м². Согласно [6, с. 12], значения максимально допустимых темпе-

ратур в микроэлектронных устройствах находятся в пределах 110...190°С.

Учитывая малые размеры полупроводникового кристалла, воспользоваться какими-либо измерительными приборами для достаточно точного непосредственного определения распределения температурного поля в кристалле и конструктивных элементах, связанных с ним, не представляется возможным. В связи с этим для анализа температурного состояния микроэлектронных узлов широкое применение нашли различные методы моделирования температурных полей [6, с. 80, 85, 96; 7, с. 47].

Для моделирования температурного поля и предварительной оценки теплового состояния ЛМ, функционирующего в этих условиях, выбрана масштабная схема одной из конструкций модуля, изображенная на **рис. 1**. Перечень материалов, из которых состоят его элементы, и их свойства [8, с. 37, 56, 116, 143] указаны в **таблице**. В качестве математической базы, используемой для определения температурного поля, применяется уравнение теплопроводности Лапласа – Фурье [9, 10]

$$\frac{dt}{d\tau} = a\nabla^2 t, \quad (1)$$

где *t* – искомая температура как функция координат и времени, °С;

τ – время изменения температуры, с;

a – коэффициент температуропроводности, м²/с, который связывает теплофизические свойства материалов (теплопроводность *λ*, плотность *ρ*, теплоемкость *C_p*);

∇^2 – оператор Лапласа ($d^2/dx^2 + d^2/dy^2 + d^2/dz^2$) в декартовой системе координат.

На начальном этапе разработки модельного подхода для условий стационарного теплообмена при изменении температуры и теплового потока в одном и двух направлениях выражение (1) упрощалось до известных уравнений

$$\frac{d^2 t}{dy^2} = 0; \quad \frac{d^2 t}{dx^2} + \frac{d^2 t}{dy^2} = 0. \quad (2)$$

Это позволяло уточнять данные моделирования расчетами и, в то же время, обеспечивало иллюстра-

ОБЕСПЕЧЕНИЕ ТЕПЛОВЫХ РЕЖИМОВ АППАРАТУРЫ

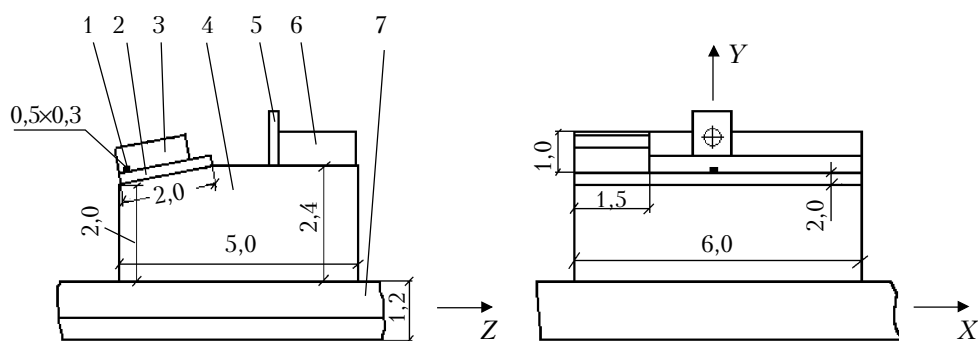


Рис. 1. Схема лазерного модуля:
 1 – ЛД (GaAs); 2 – подложка (Mo); 3, 6 – клеммовые колодки; 4 – пьедестал (Cu);
 5 – зеркало; 7 – основание ЛМ (Co)

Теплофизические и механические свойства материалов элементов лазерного модуля и диода

Материал	ρ , кг/м ³	C_p , Дж/(кг·К)	λ , Вт/(м·К)	ТКЛР ($\bar{\alpha}$), 10 ⁶ К ⁻¹		Коэффициент пропорциональности (σ_t), 10 ⁻⁷ Н/м ²	Толщина слоя, мм	Примечание
				при температуре, °С				
GaAs	5400	≈106	46	-233 -218 -195...+17 18...287 288...407	-0,5 0,0 3,64 5,74 7,4	—	0,003	Источником теплового потока принимается контактная грань ЛД площадью 0,25·10 ⁻⁶ м ² , Q=0,04...0,2 Вт, плотность потока q≈160...800 кВт/м ²
Mo	9100	255	138	-100...0 0...100 100...300	4,8 5,19 5,39	29,4	0,2	—
Cu	8900	386	398	-183 -117 -100 +400	9,38 14,06 16,01 19,0	6,85	2	—
FeNiCo (ковар)	8300	При t=0...300°С от 400 до 500	19,25	+25...300	5,4	—	1,2	—
Al	2700	902	236	-100...+20 20...100 200...300	19,5 23,6 25,5	6,0	2	Альтернатива Cu
AlMg (AMr5)	2700	1150	160	+20	23,9	19,6	0,2	Альтернатива Mo
ПОС-61	—	—	50,2	—	—	—	—	—
ПОСК 50-18	—	—	54,4	—	—	—	—	—

тивность распределения температур в плоскости упрощенной схемы ЛМ. Однако учитывая сложность и разнообразие конструктивных решений ЛМ, а также реальность условий их функционирования (пусковые режимы, нестационарность тепловых режимов), перспектива разработки тепловой модели ЛМ на основе нестационарного уравнения Фурье представляется вполне оправданной.

Геометрическое и теплофизическое моделирование лазерного модуля и численное решение уравнения Лапласа осуществлялось методом конечных элементов с помощью прикладного программного продукта «Тепло-90».

Модуль представлен тремя подобластями с суммарным количеством треугольных элементов 913. В качестве источника теплоты принимается основное кристалла GaAs, соединенного хорошим тепловым контактом с опорным элементом. Все тепловые и механические контакты между элементами ЛМ осуществлялись пайкой припоями ПОС и ПОСК с толщиной слоя ≤ 100 мкм. Значения термических сопротивлений этих контактов с учетом коэффициентов теплопроводности припоев (приведены в таблице) значительно ниже термосопротивлений материалов отдельных элементов ЛМ, что, без заметной погрешности, допускает их идеализацию. Кроме этого, при моделировании тепловых режимов не учитывалась лучистая составляющая теплообмена с внешней средой и элементов ЛМ друг с другом. Плотность теплового потока, выделяемого в $p-n$ переходе при тепловой мощности 0,2 Вт, отнесена к площади основания кристалла лазерного диода.

Конечно, эти и другие допущения вносят погрешности в значения температур, особенно на теплоотдающей грани ЛД, однако для анализа и оценки перепадов температур в сечении $X-Y$ ЛМ влияние этих допущений, по нашему мнению, незначительно.

На **рис. 2** (см. 4-ю стр. обложки) приведено ~~среднее~~ $X-Y$ модуля при плотности теплового потока на основании кристалла $q=800$ кВт/м² и постоянной температуре на внешней поверхности основания ЛМ $+50^\circ\text{C}$ (условие первого рода).

Распределение и температурный уровень полей ЛМ изображается на рисунке различной интенсивностью цвета. Для количественной оценки температур справа приведена идентификационная таблица. Согласно полученным на модели распределениям температур, величина температурного перепада от источника тепла до нижней грани ЛМ для выбранных условий составляет $22,9^\circ\text{C}$. При этом до границы соединения медного пьедестала и верхней грани основания ЛМ величина перепада такая же, как и по сечению основания, что объясняется существенным различием теплопроводности составляющих материалов. Полученная в результате моделирования максимальная величина температурного перепада показывает, что организация отбора тепла (охлаждения) может осуществляться в любой зоне рассматриваемого сечения ЛМ. В качестве примера допустима комбинация (сопряжение) ЛМ с термоэлектрической батареей, которая присоединена “хо-

лодной“ поверхностью к нижней грани основания модуля. В этом случае чтобы сохранить нормативную температуру на контакте ЛД, необходимо обеспечить температуру примыкающей к ЛМ поверхности батареи на уровне около 20°C , что технически вполне осуществимо.

Не менее привлекательным по возможности практической реализации представляется способ отвода теплоты от ЛМ с использованием конвективного теплообмена. Предположим, что отвод теплоты от модуля осуществляется потоком газа (воздуха), омывающего только нижнюю грань модуля, т. е. при граничных условиях третьего рода. При этом чтобы не выходить за пределы допустимых температур микронэлектронных приборов, снизим плотность теплового потока до 400 кВт/м², имитируя тем самым как бы увеличение поверхности нижней грани модуля в 2 раза. Тогда коэффициент теплоотдачи, который определяем из соотношения [9, с. 70]

$$\text{Nu}=0,664\text{Re}^{0,5}\text{Pr}^{0,33} \quad (3)$$

при скорости воздуха до 25 м/с и его температуре $\leq 20^\circ\text{C}$, составляет около 200 Вт/(м²·К). Такая интенсивность теплоотдачи позволяет отвести тепловые потоки приведенной выше плотности.

Характер распределения температур в ЛМ при таких условиях приведен на **рис. 3** (см. 4-ю стр. обложки), из которого видно, что уровень температур по сечению модуля существенно превышает величины, приведенные на рис. 2. Это вполне закономерно для выбранных условий теплообмена. Вместе с тем температурный перепад Δt между контактирующей поверхностью ЛД и нижней гранью модуля уменьшился до $14,2^\circ\text{C}$, что на 38% меньше перепада температур в первом случае. Эти соотношения достаточно реальны для рассматриваемого варианта и показывают, что если в схеме теплообмена продолжать увеличивать площадь конвективной поверхности, которую практически можно увеличить в десятки и более раз, то уровень температур в плоскости контакта ЛД снизится до $30-40^\circ\text{C}$ при сохранении указанного перепада.

Задаваясь диапазоном переменных и привязываясь к нормативным величинам тепловых потоков и температур, на основе тепловых моделей можно определить границы приемлемых значений этих величин для практической реализации СОТР. Так, на **рис. 4** и **5** (см. 4-ю стр. обложки) даны иллюстрации температурных полей, из которых выбраны соответствующие величины, а их функциональная связь представлена в виде графиков на **рис. 6**. Приведенные на рис. 6 кривые характеризуют функциональные зависимости $\theta=f(\alpha_k; t_{oc})$, где $\theta=t_p/t_{np}$; t_p – реальная температура в зоне контакта ЛД и подложки; t_{np} – нормативная температура в зоне контакта ЛД (принята $+50^\circ\text{C}$); α_k – величина коэффициента теплоотдачи в привязке к нижней грани основания ЛМ; t_{oc} – задаваемая температура нижней грани основания ЛМ (условия первого рода).

Полученные кривые 1, 2 и 3 отражают не уменьшение отводимого от ЛД теплового потока (нормативная величина которого при расчете принята рав-

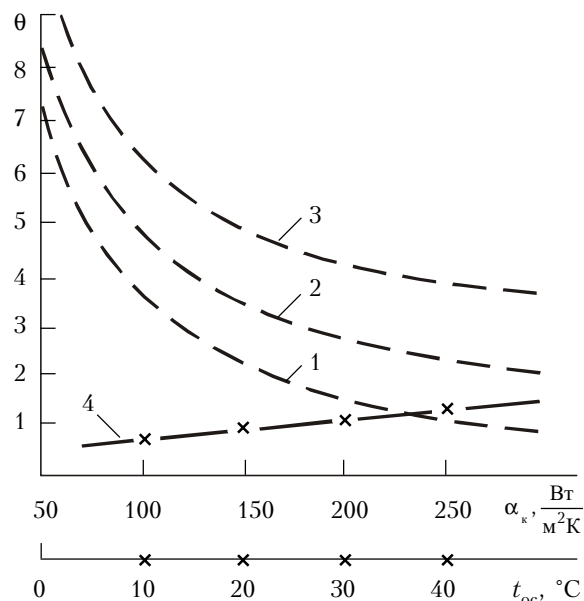


Рис. 6. Зависимость отношения реальной температуры теплообменных поверхностей к нормативной (принята равной $+50^{\circ}\text{C}$) при различных тепловых потоках и условиях теплоотвода в зоне контакта ЛД и подложки (1 – $q=100 \text{ кВт}/\text{м}^2$; 2 – $q=400 \text{ кВт}/\text{м}^2$; 3 – $q=800 \text{ кВт}/\text{м}^2$) и на нижней грани основания ЛМ (4 – $q=800 \text{ кВт}/\text{м}^2$)

ной 0,2 Вт), а снижение его плотности за счет увеличения (развития) поверхности теплоотдачи нижней грани основания ЛМ, например, путем ее оребрения.

Исходя из этих условий мы наблюдаем, что при $q=100 \text{ кВт}/\text{м}^2$ (т. е. увеличение поверхности теплоотдачи в 8 раз) кривая 1 достигает величины $\theta=1$ при α_k порядка $250 \text{ Вт}/(\text{м}^2\cdot\text{К})$. Кривая 4, отражающая теплообмен первого рода, почти на всем протяжении (до t_{oc} , близкой к 25°C) лежит ниже уровня значений $\theta=1$, т. е. любое значение температуры на оси t_{oc} слева от величины 25°C обеспечивает поддержание нормативной температуры ЛД. Поле, образованное пересечением кривых 1 и 4, определяет зону целесообразности технической реализации СОТР.

В [11] приведена довольно оригинальная схема поддержания теплового режима ЛМ с использованием термоэлектрического микроохладителя (ТЭМО). Развивая эту концепцию, с учетом полученных результатов моделирования ее можно несколько модернизировать – вынести ТЭМО на внешнюю сторону корпуса ЛМ. Это немного упрощает технологию изготовления модуля, т. к. позволяет оставить ее практически без изменения, а также открывает перспективу дальнейшего развития такого направления.

На рис. 7 в качестве теплового макета приведена схема СОТР, где ТЭМО “холодной” поверхностью соединен с нижней гранью ЛМ, что обеспечивает задание необходимой температуры (условия первого рода) в соответствии с данными рис. 6. Однако приведенная компоновочная схема не лишена некоторых недостатков. Так, выбранное место установки ТЭМО плохо увязывается с необходи-

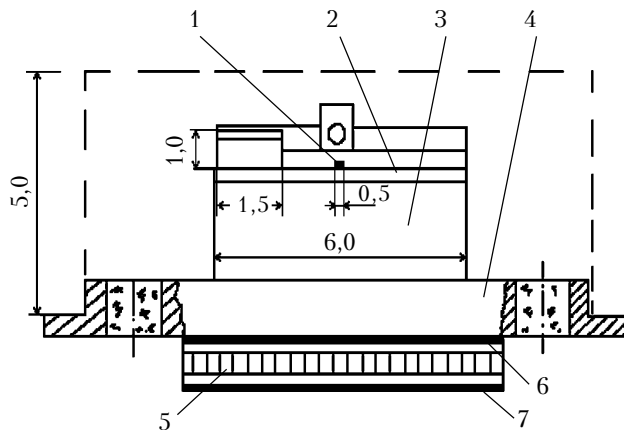


Рис. 7. Схема СОТР теплового макета ЛМ с применением ТЭМО:
1 – ЛД; 2 – подложка; 3 – пьедестал; 4 – основание ЛМ; 5 – ТЭМО; 6 – “холодная” сторона ТЭМО; 7 – “горячая” сторона ТЭМО

мостью организации охлаждения “горячей” стороны ТЭМО, а также сложностью монтажа всего комплекса на плате.

Двигаясь в русле модельных представлений и анализируя эффективность различных условий теплоотвода (в т. ч. и третьего рода), можно представить конструктивное оформление СОТР и в других схемных решениях. На рис. 8 приведена система охлаждения, в которой тепловой поток от ЛД передается теплопроводностью через все элементы до нижней грани основания ЛМ, поверхность которой соединена с эффективным оребрением, выполненным, например, из тонких игольчатых элементов, омываемых потоком воздуха. Решая совместное урав-

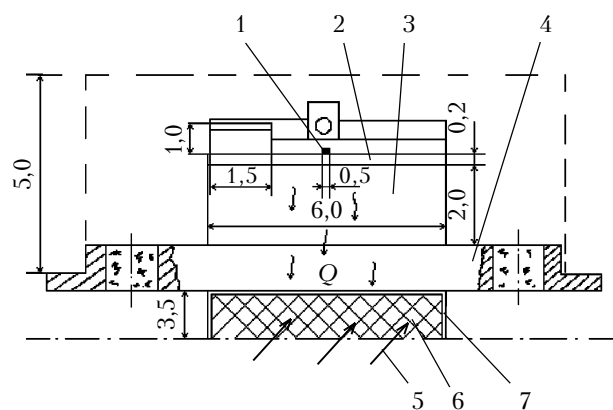


Рис. 8. Схема СОТР теплового макета ЛМ с конвективным охлаждением:
1 – ЛД; 2 – подложка; 3 – пьедестал; 4 – основание ЛМ; 5 – воздушный поток; 6 – оребрение (развитая поверхность); 7 – теплопроводная обойма

нение теплопроводности и конвективной теплоотдачи, получим оценочные величины параметров и характеристик, обеспечивающих отвод теплового потока 0,2 – 0,3 Вт.

Поскольку эффективность теплопередачи от ЛД в охлаждающую среду в значительной степени за-

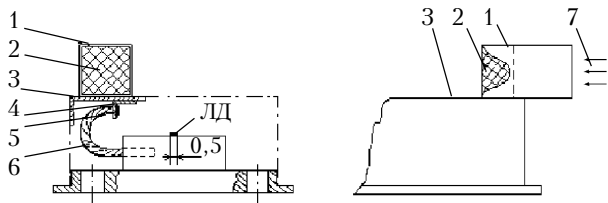


Рис. 9. Схема охлаждения ЛД конвекцией воздуха с теплообменником, вынесенным на крышку модуля, и теплопроводом:

1 – теплообменник, припаянный на крышку модуля; 2 – развитая поверхность теплообменника; 3 – стенка крышки (нержавеющая сталь, толщина $\delta=0,3$ мм); 4 – припаянная с внутренней стороны крышки контактная скоба (медь, $\delta<0,5$ мм); 5 – впаиваемый конец теплопровода; 6 – теплопровод (жгут медных волокон $\varnothing 30\dots70$ мкм); 7 – охлаждающий поток

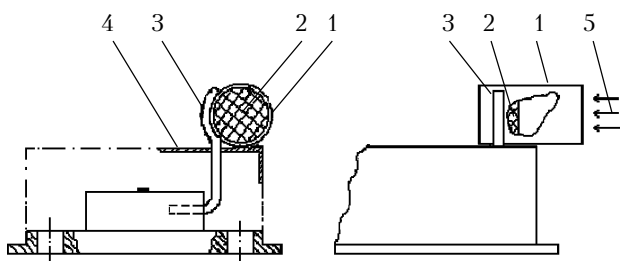


Рис. 10. Вариант схемы охлаждения ЛД конвекцией воздуха с цилиндрическим теплообменником:

1 – корпус теплообменника (медная трубка $\varnothing 4\dots 6$ мм; $\delta=0,3\dots 0,5$ мм); 2 – развитая поверхность теплообменника; 3 – теплопроводный элемент (интерфейс); 4 – крышка корпуса ЛМ; 5 – охлаждающий поток

висит от величины конвективного коэффициента теплоотдачи α_k , пользуясь известными зависимостями [1, с. 14; 9, с. 72], оценим их значения. Так, для естественной конвекции, согласно уравнению

$$\alpha_k = A_1 [(t_c - t_{в3}) / d^5]^{0,125}, \quad (4)$$

$\alpha_k \approx 40$ Вт/(м²·К) при диаметре $d=1$ мм (проволочки или игольчатого элемента), $A_1=0,3$ – коэффициент, учитывающий взаимосвязь между охлаждающей средой (воздух, $t_{в3}=20^\circ\text{C}$) и средней температурой проволоки ($t_c=100^\circ\text{C}$).

Если при тех же параметрах принять $d=0,1$ мм, то значение α_k увеличивается до 130 Вт/(м²·К). Интенсификация теплообмена вынужденной конвекцией (при $25,5 < Re < 63,7$, что соответствует скорости воздуха 2...5 м/с и $d=0,2$ мм), в соответствии с зависимостями [9, с. 72] $\overline{Nu} = 0,795 Re_1^{0,384}$ и $\overline{Nu} = 0,583 Re_2^{0,471}$, существенно увеличивает значения α_k – до 350...536 Вт/(м²·К). Высокая интенсивность конвективной теплоотдачи при продувании сеток (диаметр проволоки 0,343 мм) воздушным потоком со скоростью порядка 10 м/с экспериментально подтверждена [12, с. 148], где приводятся значения $\alpha_k \approx 1150$ Вт/(м²·К).

Таким образом, представляется вполне реальным принять для оценки теплоотдачи от ЛД к охлаждающей среде $\alpha_k = 150\dots 300$ Вт/(м²·К). В этом случае,

задавшись перепадом между средней температурой развитой поверхности и набегающим потоком воздуха порядка 10–20°С, получим величину отводимого теплового потока до 10 Вт.

Несмотря на обнадеживающие величины теплового потока, такое конструктивное решение также имеет недостатки, обусловленные необходимостью серьезного вмешательства в технологию изготовления ЛМ, выбора соответствующих материалов (основания и игольчатых элементов), а также усложнения монтажа, организации воздушного охлаждения и хранения ЛМ.

Более приемлемой выглядит схема, в которой тепловой поток от ЛД отбирается в непосредственной близости к зоне контакта ЛД (например, теплопроводным элементом) и выносится за герметичный корпус ЛМ через его крышку. При этом тепловым “интерфейсом” может служить или сама крышка, или выходящий за ее пределы теплопроводный элемент. Некоторые варианты такого подхода к конструктивному решению СОТР для типового ЛМ представлены на рис. 9 и 10. Приведенные на этих рисунках схемы технических предложений практически идентичны, т. к. отличаются только выбором технологических приемов для их реализации и геометрией теплообменников.

Вместе с тем, не углубляясь в вопросы анализа и оценки комплекса факторов, связанных с целесообразностью рассматриваемых технических предложений, следует отметить возможность их дальнейшего развития. Так, иногда в системах коммуникаций, в т. ч. и оптоволоконных, возникает необходимость компоновки значительного числа одинаковых

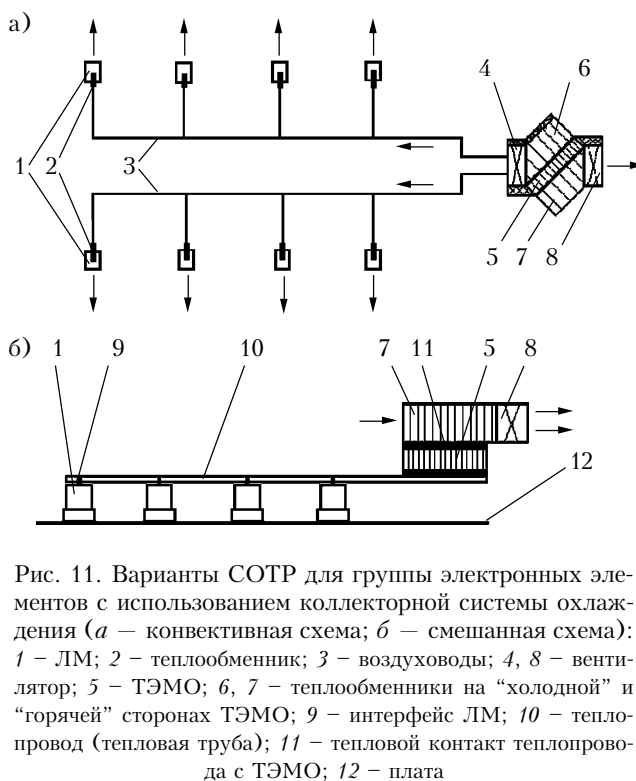


Рис. 11. Варианты СОТР для группы электронных элементов с использованием коллекторной системы охлаждения (а – конвективная схема; б – смешанная схема): 1 – ЛМ; 2 – теплообменник; 3 – воздухопроводы; 4, 8 – вентилятор; 5 – ТЭМО; 6, 7 – теплообменники на “холодной” и “горячей” сторонах ТЭМО; 9 – интерфейс ЛМ; 10 – теплопровод (тепловая труба); 11 – тепловой контакт теплопровода с ТЭМО; 12 – плата

теплонапряженных элементов, таких как ЛМ, в объеме одного устройства. В этих случаях организация "индивидуальных" систем охлаждения, например, сопряжение каждого ЛМ с ТЭМО или с вентилятором, становится сложным мероприятием. Однако если рассмотреть возможность объединения группы ЛМ на основе коллекторной схемы с централизованным обеспечением необходимых параметров системы охлаждения, то такие СОТР выглядят предпочтительнее других. Примерные схемы предлагаемого варианта коллекторной СОТР приведены на рис. 11. Предварительная оценка такой системы с учетом выполненных ранее расчетов показывает, что ее теплообменная эффективность позволяет обеспечить нормативный тепловой режим каждого ЛД с тепловой мощностью до 0,3 Вт. Кроме того, можно отметить сравнительную простоту изготовления системы и гибкость ее монтажа в пространстве, а также минимальное "вмешательство" в технологию производства самих электронных элементов — ЛМ.

Проведенное тепловое моделирование позволило оценить величины и границы температурных перепадов и полей в сечениях лазерных модулей в диапазонах нормативных параметров его функционирования. Анализ полученных результатов дал возможность наметить направления дальнейшей разработки систем обеспечения тепловых режимов для ЛМ с привлечением новых технологических подходов в их реализации. Рассмотренные схемно-конструкторские решения могут быть положены в основу разработки экспериментальных образцов отдельных элементов систем обеспечения тепловых режимов и систем в целом для лазерных модулей и других теплонапряженных микроэлектронных устройств.

ИСПОЛЬЗОВАННЫЕ ИСТОЧНИКИ

1. Дульнев Г. Н. Теплообмен в радиоэлектронных устройствах. — М.: Госэнергоиздат, 1963.
2. Peterson G. P. Investigation of mikro heat pipes fabrikated as an integral part of silicon waffers. — 8th IHPC, Beijing, China, 1992.
3. Chen H., Groll H., Rosler S. Mikro heat pipes: experimental investigation and theoretical modelling. — Ibid.
4. Li T., Cao L., Xiang L. Reseach and application for the heat transfer performance of small heat pipes. — Ibid.
5. Polasek F., Zelko M. Termal control of electronic components by heat pipes and thermosyphons. — 10th IHPC, 1997.
6. Федасюк Д. В. Методи та засоби теплового проектування мікроелектронних пристроїв.— Львів: Вид-во Держ. ун-ту "Львівська політехніка", 1999.
7. Автоматизация теплового проектирования микроэлектронных устройств средствами САПР / Коваль В. А., Федасюк Д. В., Маслов В. В., Тарновский В. Ф.— Львов: Вышш. шк., Изд-во при Львов. ун-те, 1988.
8. Таблицы физических величин. Справочник. — М.: Атомиздат, 1976.
9. Уонг Х. Основные формулы и данные по теплообмену для инженеров. — М.: Атомиздат, 1979.
10. Кутателадзе С. С., Боришанский В. М. Справочник по теплопередаче. — М.—Л.: Госэнергоиздат, 1959.
11. Осинский В. И., Вербицкий В. Г., Николаенко Ю. Е. и др. Тепловые процессы в микролазерных устройствах информационных систем // Технология и конструирование в электронной аппаратуре.— 2000. — № 2 — 3.— С. 27 — 35.
12. Кэйс В. М., Лондон А. Л. Компактные теплообменники. — М.—Л.: Госэнергоиздат, 1962.



Украина, Киев
17–20 октября 2001 г.

4-я международная
специализированная выставка
электронных компонентов
и комплектующих
«Мир электроники 2001»

Адрес выставки: г. Киев, пр-т Победы, 40–Б
(парк им. А. С. Пушкина)

Организаторы выставки:

Фирма "Presto EXPO"

тел.: +38 (044) 449–94–76, 443–73–50

e-mail: proexpo@diver.relc.com

Выставочный центр "ACCO International"

тел.: +38 (044) 456–38–02, 456–38–04

