

СЪДЪРЖАНИЕ

Увод	3
Глава първа	5
Литературен преглед	5
Основни величини	5
Начини на охлаждане	7
Практически методи за изчисляване на нагряването на електронни устройства.....	8
Уплътняващи термоматериали	12
Охлаждане на полупроводникови прибори.....	13
Топлинно съпротивление на корпусите	14
Глава втора	31
Нови методи за охлаждане	31
Характеристики на радиатори с въздушно охлаждане	31
Водно охлаждане за FBGA корпуси	40
Тънкослойни микрохладилници.....	53
Струйно охлаждане.....	60
Активни охлаждащи основи	71
Глава трета	81
Анализ и заключение	81
Използвана литература	86
Приложение	87

Увод

Отделянето на топлина при работата на електронните устройства винаги е имало важно значение за конструкцията и сигурната им работа. Увеличаването на работната температура на един полупроводников прибор може значително да намали експлоатационния му срок. Използваните средства за охлаждане увеличават размерите, теглото и цената на устройствата и често имат съществено влияние върху пазарния им успех. Поради това на всички етапи от създаването на едно изделие – от подбора на елементите до окончателното му оформление конструкторите трябва да обръщат сериозно внимание на отделяната топлина, нейното пространствено разпределение и отвеждането и. Проблемът с осигуряване на оптимална работна температура на микроелектронните системи и устройства в последно време се проявява с пълна степен, превръщайки се в истински проблем при създаване на сигурни и високопроизводителни електронни системи.

Пренебрегването на температурния анализ при проектиране на електронни устройства може да доведе до неадекватен температурен дизайн. Недостатъците в топлинно отношение се отразяват на работата на устройствата. Пропуските в предварителните топлинни анализи при проектиране на електронни устройства могат да доведат до неизгодни икономически решения. Оптимизирането на проектите се възпрепятства от подценяването на топлинните анализи. В други случаи се правят разединени изчисления, което води до неудобства при подредбата.

Новите тенденции, наблюдавани в проектирането на микроелектронни устройства, са към минимизиране на размерите на чиповете, повишаване на нивото на интеграция и тактовите честоти. Това води не само намаляване на общата площ на силициевите пластини, от която се изработват съответните интегрални схеми, но и увеличаване на топлината, която се отделя от единица площ. Повишената разсейвана мощност и работна температурата на чиповете водят до повишаване на нивото на отказите от електромиграция и окисление, тъй като те са в експоненциална зависимост от температурата. Следователно топлинното регулиране играе все по-важна роля в проектирането на интегрални схеми. Заедно с напредването на производствените технологии в микроелектрониката, трябва да се разработват и нови, по-добри методи за охлаждане, които да гарантират надеждната работа на микроелектронните устройства.

В настоящата дипломна работа са описани методи за изчисляване на нагряването, особено полезни при проектиране на микроелектронни устройства, където всички видове пренос на топлина трябва да се взимат в предвид. Разгледани са новостите в топлинното регулиране. Представени са някои модерни методи за охлаждане на микроелектронни системи и устройства, които представляват решение на проблемите, предизвикани от бурното развитие на технологиите, наблюдавано в последните години.

ГЛАВА ПЪРВА

Литературен преглед

Основни величини

Температурата е количествена мярка за нагряването на телата. За практически измерване на температурата се използват главно две скали – международна температурна и термодинамична температурна. В международната температурна скала (скала на Целзий) температурата се изразява в градуси Целзий [$^{\circ}\text{C}$], а в термодинамична температурна скала (скала на Келвин) температурата се изразява в Келвини.

Предаването на топлинна мощност между две тела е възможно само при разлика в температурите им и за оценяването му се използват три основни величини. **Топлинната проводимост (кондукция)** k характеризира свойството на материалите да провеждат топлина. Тя представлява топлинната мощност във W , предавана между две срещуположни страни на материал с дебелина 1 m и определяща разлика $1\text{ K} = 1\text{ }^{\circ}\text{C}$ в температурите им. Измерението ѝ е $W/(\text{mK})$, като mK е метър K келвин. Когато проводимостта описва тела (G_{th}), а не материали се представя като отношение kA/d , където A е площта на двете страни на тялото, между които се предава топлинната мощност, а d е разстоянието между тях, т.е. дебелината на тялото. Има измерение $W/K = W/^{\circ}\text{C}$. Много по-често от G_{th} се използва нейната реципрочна стойност $R_q = d/(kA)$, наречена **топлинно съпротивление** (Thermal Resistance) с други означения R_{th} , q_{th} и q и измерение $K/W = ^{\circ}\text{C}/W$. То представлява съпротивлението между две изотермични (с еднаква температура на всички точки) повърхности на едно тяло и е равно на разликата на температурите им ΔT при пренасяне на топлинна мощност 1 W между тях. Когато топлинната мощност е $Q[W]$, разликата в температурите е $\Delta T = R_q Q$. Топлинното съпротивление е обратно пропорционално на площта, през която се предава топлината, което е в основата на принципа на работа на радиаторите – увеличаването на площта води до по-малка разлика в температурите. Това означава приближаване на температурата на нагряващата страна на тялото към тази на охлаждащата, т.е. по-добро охлаждане.

В електронните прибори, модули и апаратури Q е равна на изразходваната в тях **електрическа мощност** P , която се превръща в топлина и ги нагрява до

температура T_1 . В най-простия случай топлината се предава на друго тяло (например от корпуса на полупроводников прибор на неговия радиатор или от апаратура на околния въздух) с температура $T_2 < T_1$. Топлинното съпротивление на средата между двете тела е $R_q = (T_1 - T_2)/P$, което представлява основната зависимост, използвана при охлаждането. При това се приема, че точките на всяко тяло са нагreti до една и съща температура, т.е. топлинните съпротивления на самите тела са 0. Когато T_2 е околната температура T_A , то максималната температура T_{1max} на дадено тяло се достига при отделяне върху него на мощност $P_{max} = (T_{1max} - T_A)/R_q$. Два са практическите изводи от този израз:

- с увеличаване на околната температура стойността на P_{max} намалява;
- за увеличаване на P_{max} трябва да се намалява R_q .

Когато предаването на топлината е през няколко последователно свързани тела, за топлинното съпротивление на средата между всяка двойка е в сила основната зависимост, а общото съпротивление между двете крайни тела е сумата от топлинните съпротивления на средите. В други случаи топлината се разпространява през успоредно свързани среди, например полупроводниковата пластинка в една интегрална схема (ИС) разсейва част от отделената върху нея топлина през корпуса, а другата – през изводите. Друг пример е наличието на отвори в кутията на апаратура – част от топлината преминава през стените на кутията (едната среда), а друга – през отворите (други среди). Общото топлинно съпротивление на успоредно свързани среди се определя като това на успоредно свързани електрически съпротивления. Аналогично на електрическия шунт се използват **топлинният шунт** (Thermal Bridge), който представлява среда, свързана успоредно на друга и имаща много по-малко R_q . При достатъчно малко съпротивление на шунта практически цялата топлина преминава през него. Вместо R_q може да се използва параметърът **топлинен импеданс** Z_q или Z_{th} , като връзката му с R_q е $Z_q = R_q/A$. Той представлява топлинното съпротивление на материал с площ 1 m² и има основно измерение m²K/W или cm²-°C/W (използват се и означенията K-m²/W и °C-cm²/W). Предпочита се cm²-°C/W, което дава 104 пъти по-голяма стойност на Z_q . Американските фирми използват in²-°C/W, като връзката е 1 in²-°C/W=6,45 cm²-°C/W.

Значително улеснение при използването на топлинните съпротивления е аналогията им с електрическите – на протичащия ток съответства предаваната топлинна мощност, а на напрежението – разликата в температурите. При рязка промяна на мощността температурата на тялото се изменя плавно по

експоненциален закон (фиг. 2а) и е необходимо определено време Dt за достигане на съответстващата ѝ нова стойност. Когато времетраенето t_i на новата мощност е под Dt , промяната на температурата на тялото е по-малка от $T_2 - T_1$, което означава намаляване на топлинното съпротивление от R_q на R_{qt} . Това действие е особено характерно за полупроводниковите прибори в импулсен режим, поради което в някои каталози се дава в графичен вид зависимостта $R_{qt}(t_i)$ за различни стойности на коефициента на запълване $d = t_i/T$ (фиг. 2б). Често по ординатата се нанася отношението R_q/R_{qt} , наричано Transient Thermal Impedance.

Начини на охлаждане

Първият начин използва **топлопроводността** на телата и се осъществява чрез предаването на топлината през неподвижна материална среда, например от нагрятото тяло към свързания към него радиатор. Вторият метод използва **конвекцията**, която представлява предаване на топлина от нагрятото тяло на движещ се газ или течност с по-ниска температура. При **естествената конвекция** се използва издигането на нагретия въздух и за ефикасното ѝ използване има няколко основни правила: наличие на отвори отдолу и отгоре на охлаждащите устройства; вертикално монтиране на печатните платки, отделящи значителна топлина; поставяне на устройствата с най-малки габарити и отделящите най-много топлина най-отгоре. **Принудителната конвекция** е при движение на охлаждащия газ или течност чрез външно въздействие (вентилатор, помпа). Тя е безспорно по-ефективна от естествената конвекция, но е по-скъпа и създаваща акустичен шум. В сравнително прости случаи на охлаждане с вентилатор практически е утвърдено спазването на някои основни правила:

- пътят на създадения въздушен поток да съвпада с този поради естествената конвекция;
- въздушният поток да достига до всички охлаждащи възли;
- да няма прегради по пътя на потока.

Третият начин е чрез **излъчване**, при който топлината се предава чрез електромагнитни вълни. Излъчване има само от повърхности, достатъчно отдалечени от други. Например няма излъчване между срещуположните страни на две съседни ребра на радиатор. Излъчването е нищожно от гладки повърхности, например тези на радиатор. За увеличаването му трябва алуминият да се анодира, а медта да е с дебел окисен слой. Боядисването и лакирането с какъвто и да е цвят увеличава излъчването.

Практически методи за изчисляване на нагряването на електронни устройства

Пренебрегването на температурния анализ при проектиране на електронни устройства може да доведе до неточности в последващите температурни характеристики на електронните устройства. Могат да се използват относително прости методи за изчисляване на нагряването на електронни устройства, за които всички видове пренос на топлина трябва да се взети в предвид. Методите включват направата на опростени топлинни схеми за устройствата.

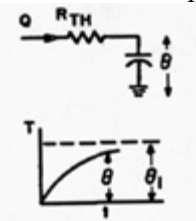
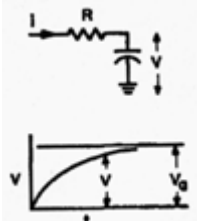
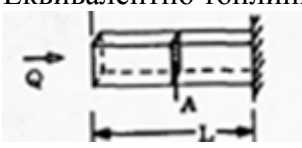
Топлинни величини	Електрически величини
Източник на топлина Q [BTU/H]	Източник на ток I [A]
Температурен потенциал θ [°F]	Напрежителен потенциал V [V]
Топлинно съпротивление $R_{th} = \theta/Q$ [°F/BTU/H]	Резистор $R = V/I$ [Ω]
Топлинен капацитет $C_{th} = \text{масата} \times \text{специфичното нагряване} = W \cdot c_p$ [BTU/°F]	Кондензатор C [F]
Времева константа $\tau_{th} = R_{th} \cdot W \cdot c_p$ [h]	Времева константа $\tau = R \cdot C$ [h]
Топлинен поток през среда със специфична маса и със специфичен топлинен коефициент c_p 	Поток на тока, през резистор или кондензатор 
$\text{За } R_{th} = \frac{1}{A(h_r + h_c)}$ $C_{th} = W \cdot c_p$ $dQ = W \cdot c_p \cdot d\theta = A(h_r + h_c) (\theta_1 - \theta) dt$ $\frac{d\theta}{\theta_1 - \theta} = \frac{1}{R_{th} C_{th}} dt$ $\theta = \theta_1 (1 - e^{-t/\tau})$	$dq = i \cdot dt = C \cdot dV \text{ и } i = \frac{V_a - V}{R}$ $\frac{dV}{V_a - V} = \frac{1}{R C} dt$ $V = V_a (1 - e^{-t/\tau})$

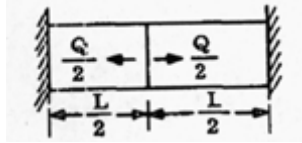
Таблица 1. Аналог между топлинни и електрически величини.

В някои случаи анализите се пропускат и това възпрепятства оптимизирането на проектите. Недостатъците в топлинно отношение се отразяват на работата на устройствата. . В други случаи се правят разединени изчисления, което води до неудобства при подредбата.

Методът за изчисляване на нагряването, описан тук използва приликите между топлинните и електрическите схеми, както е показано в таблица 1. Топлинният поток е представен с електрически аналог като поток на тока. Температурният потенциал е представен като напрежителен потенциал, топлинното съпротивление, като електрическо съпротивление. За преходни топлинни потоци по аналогия топлината натрупана и погълната в някакъв обем, може да се представи като електрически заряд натрупан в кондензатор. Различните уравнения потвърждават математически подобие на топлинните и електрически величини (таблица 1).

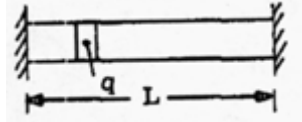
$\theta = QR$	<p>Q – генерирана топлинна мощност R – еквивалентно топлино съпротивление θ – повишаване на температурата A – площ на повърхността</p>
<p>При излъчване: $R_{\text{rad}} = \frac{1}{Ah_r}$</p>	h_r – коефициент на топлинен пренос при излъчване
<p>При конвекция: $R_{\text{conv}} = \frac{1}{Ah_c}$</p>	h_c – коефициент на топлинен пренос при конвекция
<p>Еквивалентно топлинно съпротивление на въздуха: $\theta = \frac{Q}{Wc_p} \Rightarrow R = \frac{1}{Wc_p}$</p>	<p>W – маса на въздуха c_p – специфично нагряване на въздуха</p>
<p>Еквивалентно топлинно съпротивление на въздушен поток през тунел:</p> 	<p>K – топлинна проводимост на материала на тунела A – площ на сечението на тунела L – дължина на тунела</p>
$R_{th} = \frac{L}{AK}$ и $\theta_{\text{max}} = R_{th} \cdot Q$	

Еквивалентно топлинно съпротивление за топлинен поток с топлинна мощност Q между два радиатора:



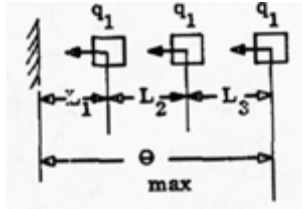
$$R_{th} = \frac{L}{4AK}$$

За равномерно разпределена генерирана мощност в тунел; и радиатори:



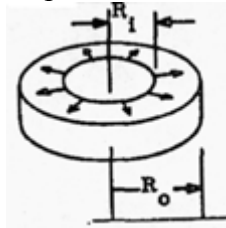
$$R_{th} = \frac{L}{8AK}$$

За топлинен поток от печатна платка към радиатор:



$$\theta_{max} = \frac{3q_1 L_1}{AK} + \frac{2q_1 L_2}{AK} + \frac{q_1 L_3}{AK} \quad R_{th} = \frac{\theta_{max}}{3q_1} = \frac{1}{3AK} (3L_1 + 2L_2 + L_3)$$

За радиален топлинен поток през цилиндър:



$$R_{th} = \frac{1}{2\pi K} \ln \left(\frac{R_o}{R_i} \right)$$

Таблица 2. Еквивалентни топлинни съпротивления.

Като практическо последствие от аналогията, всички механични устройства могат да се визуализират като топлинна схема от еквивалентни топлинни съпротивления и източници на топлина. Топлинни поток преминава през топлинно съпротивление води до разлики в температурните потенциали. За изчисление на преходните условия, в схемата могат да се добавят топлинни кондензатори.

Клонове в топлинните схеми - топлината се пренася чрез кондукция, излъчване и конвекция в различните части на устройствата. Топлинния поток обикновено се изчислява първи. Според топлинните еквиваленти на закона на Ом, топлинното съпротивление се дефинира като отношение на повишението на температурата към генерираната топлинна мощност. Някои типични стойности на топлинни съпротивление са дадени на таблица 2.

Трябва да се отбележи, че някои по-неопределени величини като коефициент на топлинен пренос при излъчване и конвекция, маса на охлаждащия въздушен обем, съпротивление на хидравличен поток, мощност на вентилация не са директно изразени в диаграмите на топлинното съпротивление, например:

1) За въздушен поток, изчисляваме напрежителните загуби, после се определя обема на въздушната маса достигаща до устройството и се изчислява температурната разлика от входа до изхода.

2) За пренос на топлина чрез естествена конвекция, установява се способността за задържане на въздуха “ефекта на комина” като източник на налягане.

3) Потокът на топлина при излъчване се описва чрез закона на Стефан-Болцман, една четвърт от отношението на мощността и температурата на Келвин. Математически може да се покаже, че се получава много малка грешка, когато се положи линейна зависимост, защото температурата се променя много малко в ограничен температурен диапазон.

4) Стойностите на коефициента на пренос на топлина чрез конвекция могат да се вземат от графики.

Когато се определи еквивалентното топлинно съпротивление по един от методите, те могат да се обединят в обща диаграма за дадено устройство.

Клонове в еквивалентната топлинна диаграмата на устройството - за изчисляване на температурните характеристики се използва се източник на ток, който да замени източника на топлина и резистори, вместо топлинно съпротивления. Промените на температурата трябва да се изчислят и въведат в диаграмата и/или в обща таблица.

Това графично представяне може да служи за различни изчисления като:

1) Мястото с най-голямо топлинно съпротивление, водещо до голямо нагряване.

2) Евентуално намаляване на генерираната топлинна мощност, където е възможно или евентуална от промяна на предвидените параметри.

3) Предвиждане на топлинно топлинните параметри при вълново ниво или при по-висока степен.

Опростяване на топлинната диаграма – при струпване на голям брой от топлинни генератори и топлинни потоци могат да се опростят изчисленията за сметка на точността.

В практиката точността на предвиждането на температурите е в диапазона от 10 до 25%. За използване на методите на изчисление трябва да се създаде относително проста топлинна диаграма. Важно е според предварителните топлинни стойности да се осъществят такива промени в концепцията или мерките, така че да се постигне оптимално топлинно поведение по най-опростения начин.

Уплътняващи термоматериали

Често срещан случай е предаването на топлината от нагриващото на охлаждащото го тяло да се осъществява чрез плътното им прилепване. Поради неизбежните, макар и микроскопични грапавини на добре обработени повърхности, реалната допирна площ е значително по-малка от определената според геометричните им размери. Грапавините представляват въздушни междини, които увеличават топлинното съпротивление. Това се избягва чрез използването на **уплътняващи термоматериали** с малко топлинно съпротивление, съчетавани с добро механично притискане. Те могат да бъдат както проводници на електрически ток, така и изолатори. За осигуряване на ниско топлинно съпротивление дебелината им трябва да е колкото е възможно по-малка. Класическо е приложението на *топлопроводящи пасти*, сред които най-разпространени са силиконовите пасти. Те трябва да се нанасят като минимално тънък слой, тъй като топлинната им пропусаемост е твърде малка ($k \gg 0,2$). За намаляване на R_q в силиконовите пасти се добавя цинков окис, който ги прави бели. Вместо тях могат да се използват и такива с алуминиев окис, с алуминиев нитрид и с прахообразно сребро. Съвременна разновидност са термоматериалите с промяна на фазовото състояние (Phase Change Material). До критичната им температура (между 50 и 65°C) те са твърди, което улеснява монтажа. Над нея се втечняват и уплътняват грапавините както силиконовите пасти.

Термопроводящото фолио (Thermally Conductive Pad) не притежава недостатъците на силиконовите пасти. Най-често то представлява силиконова лента (Silicone Rubber) с дебелина около 0,2 mm и R_q по-голямо от това на пастите. От двете страни на лентата е нанесено лепило, чрез което тя свързва двата обекта.

Съществува разновидност, при която от двете страни на лентата е нанесен слой от термоматериал с промяна на фазовото състояние с дебелина няколко десетки микрона. Друга разновидност е добавяне в силиконовата лента на фибростъкло, при което тя става добър електрически изолатор (максимално допустимо напрежение около 4 kV), незапалима е и се характеризира с голяма здравина. Външният вид на различни видове термофолио от последния тип е даден на фиг. 1. Характерна особеност на всички видове термофолио е широкият работен температурен обхват, обикновено от -60 до $+200^{\circ}\text{C}$.



фиг.1 Термопроводящи фолия.

Охлаждане на полупроводникови прибори

Много полупроводникови прибори (дискретни и интегрални схеми), използвани в индустрията, комуникациите, осветлението и на много други места работят с големи токове и отделят значителна топлина. Проблемът за охлаждането им е стар, но не престава да е актуален главно заради увеличаването на токовете на приборите и намаляването на размерите им. Принципните решения са две – намаляване на отделената топлина и подобряване на охлаждането. Първото има като резултат появата на нови прибори, които работят с все по-малки напрежения. Характерни примери са намаляването на захранващото напрежение на почти всички ИС, например микропроцесорите, намаляването на съпротивлението на канала на мощните MOS транзистори и замяната на диоди с тях (синхронни токоизправители и синхронни преобразуватели на постоянно в постоянно напрежение). Създават се и прибори със специални конструкции за подобряване на охлаждането. Подобряването на охлаждането по принцип се свежда до създаване на нови видове корпуси с намалени топлинни съпротивления по пътя на пренасяне на топлината от полупроводниковата пластинка на прибора до околното пространство.

Топлинно съпротивление на корпусите. Влияние на размерите на стандартните и хибридните корпуси.

Теоретично – за разясняване на влиянието на размерите на корпусите върху топлинното съпротивление са разгледани различни корпусни конфигурации. Посредством схематични модели е възможно да се определи топлинното съпротивление чип-околна среда за всеки корпус, при различни условия на топлинно охлаждане. В зависимост от напредналостта на използваните технологиите за външно охлаждане на корпусите, се обособяват отделни диапазони на топлинно съпротивление за различни корпусни конфигурации. Като цяло корпусите, които имат най-ниско топлинно съпротивление при естествена конвекция, имат най-високи топлинно съпротивление при приложено водно охлаждане и обратното. Видно е, че площта на повърхността и вътрешното топлинно съпротивление, служат като добри показатели за топлинното представяне за различните методи на охлаждане от естествена конвекция до микроканално охлаждане. Базирайки се на опростени модели могат предварително да се разглеждат на температурните стойности в активните слоеве на чиповете и пространствено разположените “горещите точки”, и влиянието на ниското топлинно съпротивление чип-околна среда върху топлинните характеристики на чипа.

Представяне - изискванията за охлаждане на корпуси на електронни устройства се повишават бързо с появата на по-високи нива на интеграция в ИС. По високите тактови честоти в CMOS ИС-и, съчетано с нуждите за високи скорости и мощности, водят до по-високи стойности на нагряване. Например мощността, която трябва да се разсее от чип с размери 5mm на 5mm е 10W с интензивност на потока само 20 пъти по-ниска от тази на повърхността на слънцето. Изяснявайки как размерите на корпусите влияят върху топлинното съпротивление при съчетание от различни условия на външно охлаждане и различни характеристиките на корпусните конфигурации, може да се минимизират стойностите на топлинното съпротивление за всеки метод на охлаждане. Разглежданите корпусни конфигурации са: PGA (the pin grid array), плосък корпус (flatpack), стандартна DIP (dual-in line package) конфигурация, силиций-силиций флип-чип хибрид (flip-chip), силиций-силиций запечатан хибрид (embedded) и открит (unpackaged) силициев чип.

Модели на охлаждане – съчетават се някои от добре познатите методи на охлаждане, както и някои по-нови предложения със стандартните и хибридни технологии на корпусиране. Конструирани са модели за всеки от методите на охлаждане, които да се използват с електромеханичните модели на корпусите. С помощта на Spice circuit симулатор се изготвят температурни характеристики на тези модели и се преценяват техните качества.

При ниски отделяни мощности, естествената конвекция може да поддържа на компонентите в порядъка на техните типични топлинни стойности. За да се изрази преноса на топлина от повърхността към заобикалящата въздушна среда като обособено топлинно съпротивление, се използва закона на Фурие за топлинната проводимост (кондукция):

$$q = \frac{kA}{L}(T_1 - T_2) = \frac{kA}{L}\Delta T, \quad (1)$$

където k е топлинната проводимост на материала, във ватове на градус Целзий по сантиметър, A е сечението на площта на материала, през който протича топлинния поток q и $(T_1 - T_2)/L$ е топлинния градиент на движение на топлинния поток. Сравняването на този израз със закона на Ом води до следната дефиниция на топлинното съпротивление θ :

$$\theta = \frac{L}{kA} \quad (2)$$

При естествена конвекция, където стойността на L не е точно дефинирана, закона на Фурие се заменя със закона за охлаждането на Нютон:

$$q = hs(T_s - T_f) = hS\Delta T, \quad (3)$$

където T_s температурата на повърхността, T_f е температурата на околната среда, S е площта на повърхността на обекта. Уравнение (3) дефинира качеството h , коефициента на пренос на топлина на повърхността или коефициента на покритието, който се измерва във ватове на градус Целзий по квадратни сантиметри. В случаите на естествена конвекция, топлинното съпротивление е:

$$\theta = \frac{1}{hS} \quad (4)$$

Използвайки теорията за граничните слоеве, се получава в аналитичен вид топлинния коефициент за топлинен пренос на повърхността. Изрази за естествена конвекция:

$$\text{Nu} = C(\text{GrPr})^n, \quad \text{GrPr} > 104 \quad (5)$$

Където $\text{Nu} = hL/k$ е числото на Нюселт, $\text{Pr} = C_p\mu/k$ е числото на Прандл, C и n са константи изразяващи размерите и ориентацията на повърхността. Gr е числото на Грашов:

$$G_r = \frac{g\beta\Delta TL^3\rho^2}{\mu^2} \quad (6)$$

L е характеристично измерение на обекта, дадено от $L_{\text{vert}} \cdot L_{\text{horiz}} / (L_{\text{horiz}} + L_{\text{vert}})$. μ , ρ , C_p и β са вискозитет, плътност, специфично затопляне и коефициент на обемно разширяване, съответно g е земното ускорение. h , изразено от горните уравнения, за хоризонтални повърхности и неподвижен въздух, е:

$$h = (1.43 \times 10^{-4} / L)(104.61L^3\Delta T)^{1/4}, \quad (7)$$

където L се измерва в сантиметри и ΔT е в градуса Целзий. Следователно:

$$\theta = \frac{(L/S)}{(1.43 \times 10^{-4})(104.61L^3\Delta T)^{1/4}} \quad (8)$$

Замествайки (8) в (3) и (4), за да изразим q като функция от ΔT , получаваме $q \propto \Delta T^{5/4}$. приблизително:

$$q \approx S[\alpha\Delta T + \beta\Delta T^2], \quad (9)$$

където $\alpha = 4.473 \times 10^{-4} / L^{1/4}$ и $\beta = 1.003 \times 10^{-5} / L^{1/4}$. Изразът е приблизителен за стойности на температурата в диапазона от $\Delta T = 0^\circ\text{C}$ до около 200°C . При особено високи температури, основният метод за топлинен пренос става излъчването и в горния израз доминантен става T^4 на излъчвателния процес.

Тъй като количеството излъчена мощност от обекта, при ниски температури, е малко, то не може да се сравнява с отделеното при конвекция. Следователно изразът за топлинното съпротивление, даден по-горе при естествена конвекция трябва да се промени, за да се отчита влиянието на излъчването. От закона на Стефан-Болцман:

$$q = \sigma\epsilon F_A F_\epsilon T^4, \quad (10)$$

където σ = константа на Стефан-Болцман = $5.670 \times 10^{-8} \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}^4$, ϵ е излъчването на тялото, F_A е фактор на разпределението, а F_ϵ фактор на излъчване ($0 \leq \epsilon, F_A, F_\epsilon \leq 1$). За излъчване от повърхност с температура T_s към околна среда с температура T_f имаме:

$$q = \sigma\epsilon F_a F_\epsilon (T_s^4 - T_f^4). \quad (11)$$

За $\Delta T = T_s - T_f$:

$$q = \sigma S_\epsilon F_A F_\epsilon [T_f^3 \Delta T + 6T_f^2 \Delta T^2 + 4T_f \Delta T^3 + \Delta T^4] \quad (12)$$

Цялата топлина, отделена чрез естествена конвекция и излъчване се описва с ϵ , F_A и $F_\epsilon = 1$ като:

$$q_T / S = (\alpha + 4\sigma T_f^3) \Delta T + (\beta + 6\sigma T_f^2) \Delta T^2 + (\alpha 4\sigma T_f) \Delta T^3 + \sigma T^4 \quad (13)$$

Трябва да се отбележи, че топлинното съпротивление, изчислено при смесено отделяне на топлина е силно нелинейно за ΔT .

Изчисляване на топлинното съпротивление, при принудително въздушно и водно охлаждане. За принудително въздушно охлаждане, където въздушният поток е ламинарен ($Re < 400\,000$), имаме :

$$h = \frac{k}{L^{1/2}} (1.49) \sqrt{v}, \quad (14)$$

където v е скоростта на потока, в сантиметри в секунда, при не повлиян поток извън граничния слой и L е отново характеристична измерение в сантиметри. Следователно топлинното съпротивление при ламинарно въздушно охлаждане е:

$$\theta(lam) = \frac{1}{S} \cdot \frac{L^{1/2}}{(3.94 \times 10^{-4}) \sqrt{v}}, \quad (15)$$

ако потока на въздуха е турбулентен ($Re > 400\,000$) имаме:

$$\theta(turb) = \frac{(3.06 \times 10^4) L^{0.2}}{S v^{0.8}}, \quad (16)$$

където L , S и v имат същите мерни единици като (15).

Ако е нужно още по-ниско топлинно съпротивление, трябва да се използва друг флуид вместо въздух. Ако охлаждаме с вода и потока е турбулентен имаме:

$$\theta(turb - water) = \frac{(86.133) L^{0.2}}{S v^{0.8}}, \quad (17)$$

където v е скоростта на водата, в сантиметри в секунда. В случай на “микрочанално” охлаждане топлинното съпротивление се изразява по следния начин:

$$\theta(microchannel) = \frac{(8.01)}{WL^{1/2}} \left(\frac{\mu}{k_f k_w^2 \rho C_\rho P Nu} \right)^{1/4} \quad (18)$$

където θ се подобрява от w_c , дебелината на канала. W и L са дебелината и дължината на микроканала в сантиметри, съответно k_f и k_w топлинните проводимости на флуида и стените. ρ , C_p , и P са съответно плътността, специфичното затопляне и налягането на флуида. P се измерва в дини(dyne) на квадратен сантиметър. Ако охлаждането е с вода, горният израз става:

$$\theta(\text{microchannel}) = (8.01) \left(\frac{0.182}{P \text{Nu}_\infty} \right)^{1/4} \quad (19)$$

където Nu_∞ е число на Нуселт за изцяло принудителен поток.

Трябва да споменем още три метода за охлаждане. Първия е термоелектрически охладител. На практика голямо количество от топлината може да се пренесе чрез твърдотелни термоелектрически двойки, може да се осигури на ток за работата им и достатъчно пространство в системата, за да побере големия нужен брой двойки. За хипотетична двойка, съдържаща n- и p- тип Bismuth Telluride с площ на двойката 0.75cm^2 , дължина на двойката 0.318cm и ток 79.03 A/двойка , са нужни 250 двойки, за да охладят 10W мощност. Могат също да се използват n- и p- тип Si за двойките, но високото съпротивление на Si повишава загубите на мощност в двойките и намалява значително ефективността. В съответствие с материала, който избираме за охлаждане на чипа може да се наложи използването на голям брой двойки, захранвани с прекалено голям ток. Докато за някои случаи, термоелектрически охладители с ниска плътност, са подходящи, то те не са добра опция за други, за които се използва охлаждане с въздух или течност.

Мулекулярното кипене е форма на охлаждане, чрез потапяне, предлагаща интересни охлаждащи механизми. Теоретично, преноса на топлина е ограничен само от изпаряването на охладителя. На практика, проблеми като трудностите при контрола и други правят тази технология трудна за прилагане. Тръбите за пренос на топлина са изпълнени с субстанцията, нужна за мулекулярното кипене, но те са ограничени от топлинното съпротивление на корпуса или на стените на тръбите към циркулиращия охладител. Отсъствието на директен контакт между генериращата топлина повърхност и течния охладител представлява основен проблем при високи мощности.

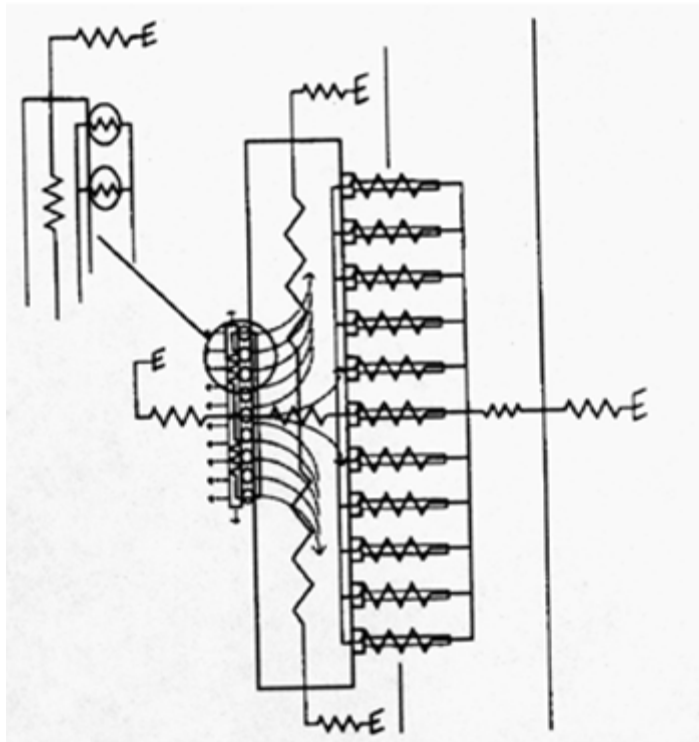
С четирите основни охладителни механизма, изразени чрез дискретни топлинни съпротивления може да се направи модел на корпус, охладен по всеки един от тези методи, чрез конструиране на топлинен схемен модел на самия корпус

като се добавят приблизителни външни съпротивления. По долу същите са описани по-подробно.

Топлинни модели на корпусите - с цел да се изясни въздействието на отбора на размери на корпуса върху топлинните му характеристики, и да се сравнят различните типове корпуси, охлаждадени чрез различни методи, се моделират различни видове корпусни структури с триизмерни схеми на топлинните съпротивления. Моделите не предвиждат да покриват всички възможни размери на корпусите, а да съответстват на съчетания на най-популярните работещи корпуси с някой по-нови методи на охлаждане. При всички случаи се отчита влиянието на размерите на корпусите върху топлинното съпротивление, а не това свързано с използваните материали. По тази причина, когато е възможно ще се използват подобни материали, с цел да се улеснят последващите сравнения. Можем да нагодим модела на топлинното съпротивление, така че да получим приблизителни резултати на топлинните уравненията за всяка геометрия на корпус. Решенията са за постоянни условия, така че те не са точни при променливи топлинни условия. За схема с достатъчен брой дискретни топлинни съпротивления, реалните топлинни характеристики са много близки до математическите определените решения.

От материалите и размерите на всеки корпус, специално написани компютърни програми, изчисляват дискретните топлинни съпротивления, както и съпротивленията на свързване между материалите. Съпротивленията на свързване се изчисляват от приблизителен повърхностен модел, с приблизителни параметри, подбрани заедно с материалите и размерите. Компютърните алгоритми генерират входните данни, от които програмата изпълнява симулацията.

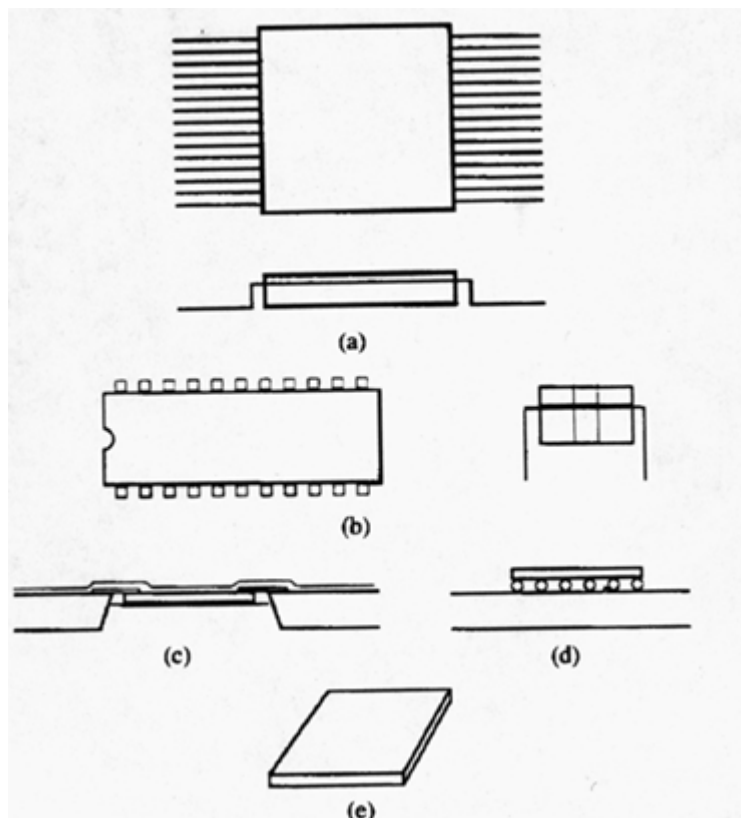
Първият модел е на нехерметичен PGA едночипен корпус. Сечението заедно със схемата на топлинните съпротивления са показани на фиг.2. Si чип е 1.0 cm^2 и с 0.5 mm дебелина и е флип-чип бондиран с $80 \text{ } 100 \text{ }\mu\text{m}$ височина x $100 \text{ }\mu\text{m}$ диаметър Pb-5%Sn C-4 спойка. Берилиев модул с размери 2 cm на 2 cm , с $80 \text{ } 0.5\text{-mm}$ диаметрови алуминиеви извода. Берилият е избран за материал на модула, заради високата си топлинна проводимост.



фиг.2 Сечение на нехерметичен PGA корпус и схемата на топлинните съпротивления

Тъй като самият модул има няколко проводящи слоя и отвори, топлинната проводимост на този материал се приема като средна стойност на топлинната проводимост на берилия и тази на метализацията на модула (например Cu или Au). Тъй като тези две стойности са подобни, разликата е минимална, и затова прецизната структура на модула и съответните проводници не се нарушава.

Фиг.3 показва сеченията на останалите корпусни конфигурации. При всеки един са използвани подобни материали за съвместимост. Първите два, посочени на фиг.2 корпуса, са flatpack и DIP конфигурации, и двата са стандартни корпуси, докато следващите два са хибриди силиций/силиций. Първият от тези хибриди приемаме като прикрепена конфигурация, тъй като чипа се закрепва към еднати отвори в силициева подложка. Втората хибридна конфигурация е флип-чип хибрид. Който съдържа флип-чип, бондиран на Si подложка. В таблица 3 са изброени параметрите на най-често използваните материали за корпусиране. Схеми на топлинните модели, подобни на тези от фиг.2 са направени за останалите модели.



фиг.3 Схеми на корпусните конфигурации на: (a) flatpack, (b) DIP, (c) прикрепена хибридна, (d) флип-чип хибрид, (e) некорпусиран чип.

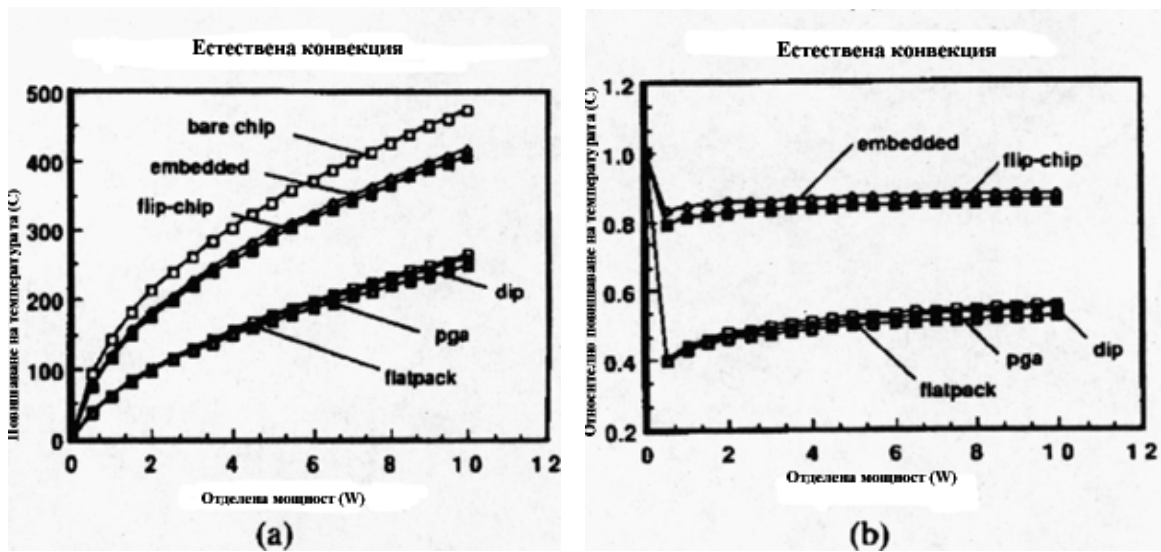
За всеки тип корпус се избира материал с параметри, които ще направят резултатните модели по-лесни за сравнение. Изборът на берилия като материал е описан по горе. За опростяване и съвместимост, всички проводящи части и изводи на корпусите са от един и същ материал – алуминий. Спойките са стандартни от 95/5% Pb-Sn припой. За запълване на разстоянието между чипа и основата на конфигурацията се използва епоксидна смола. За да бъдат сравняването и ориентацията по-лесни, последната корпусна конфигурация е непокрит 1-см² силициев чип, без корпус или каквато е да била помощна структура. Така той се явява като еталон при измерванията на другите типове корпусни структури. В таблица 2 са показани използваните материали за всеки корпусен модел.

Material	k (W/°C-cm)	$\alpha \times 10^{-6}$
Ni-Fe	0.15	4.14
90-99.5% Al ₂ O ₃	0.17	6.50
Beryllia	2.18	8.50
Cu alloys	2.64	16.3
Au-20% Sn	0.57	15.9
Au-3% Si	0.27	12.3
Ag-loaded epoxy	0.01	53.0
Pb-5% Sn	0.63	29.0
Si	1.47	2.60
Au	3.45	14.3
epoxy (fused silica)	0.01	22.0
Al	2.40	25.0
Air	2.63×10^{-4}	

таблица 3. Топлинна проводимост и коефициент на линейно разширение на някои материали.

Топлинни симулации - с помощта на компютърна програма (Spice), се изчисляват топлинните характеристики на корпусните конфигурации при всеки един от следните методи на охлаждане: естествена конвекция, принудително въздушно охлаждане, принудително, турбулентно въздушно охлаждане, принудително водно охлаждане и микроканално охлаждане. Фиг.4 показва резултатите от симулациите при естествена конвекция. Моделите на топлинните съпротивления от повърхността до околната среда са избрани съгласно описаните по-горе изисквания. Няма предвидени специфични позиции и всяка повърхност се приема за хоризонтална. Това условие определя параметрите C и n в (5).

От фиг.4 (а) е видно наличието на две специфични групи. Едната група включва некорпусирания чип и двата хибридни корпуса – флип-чип и прикрепената конфигурация. Нарича се хибридна група. Като цяло членовете на тази група имат по-малка открита повърхност в сравнение със стандартните корпуси, които са по-обемни и с по-малка ефективност на площта. По-голямата площ на повърхността на стандартните корпуси спомага за техните по-добри резултати при естествена конвекция, тъй като топлинното съпротивление се базира в по-голяма степен на външните топлинни съпротивления и корпусите се явяват като радиатори, намалявайки температурата на чипа. На фиг.4 (b) е показана графика на топлинните съпротивления за различните конфигурации при естествена конвекция, спрямо това на некорпусирания чип. Като се вижда, че разликите спрямо него за всички конфигурации са по-малки от 1.

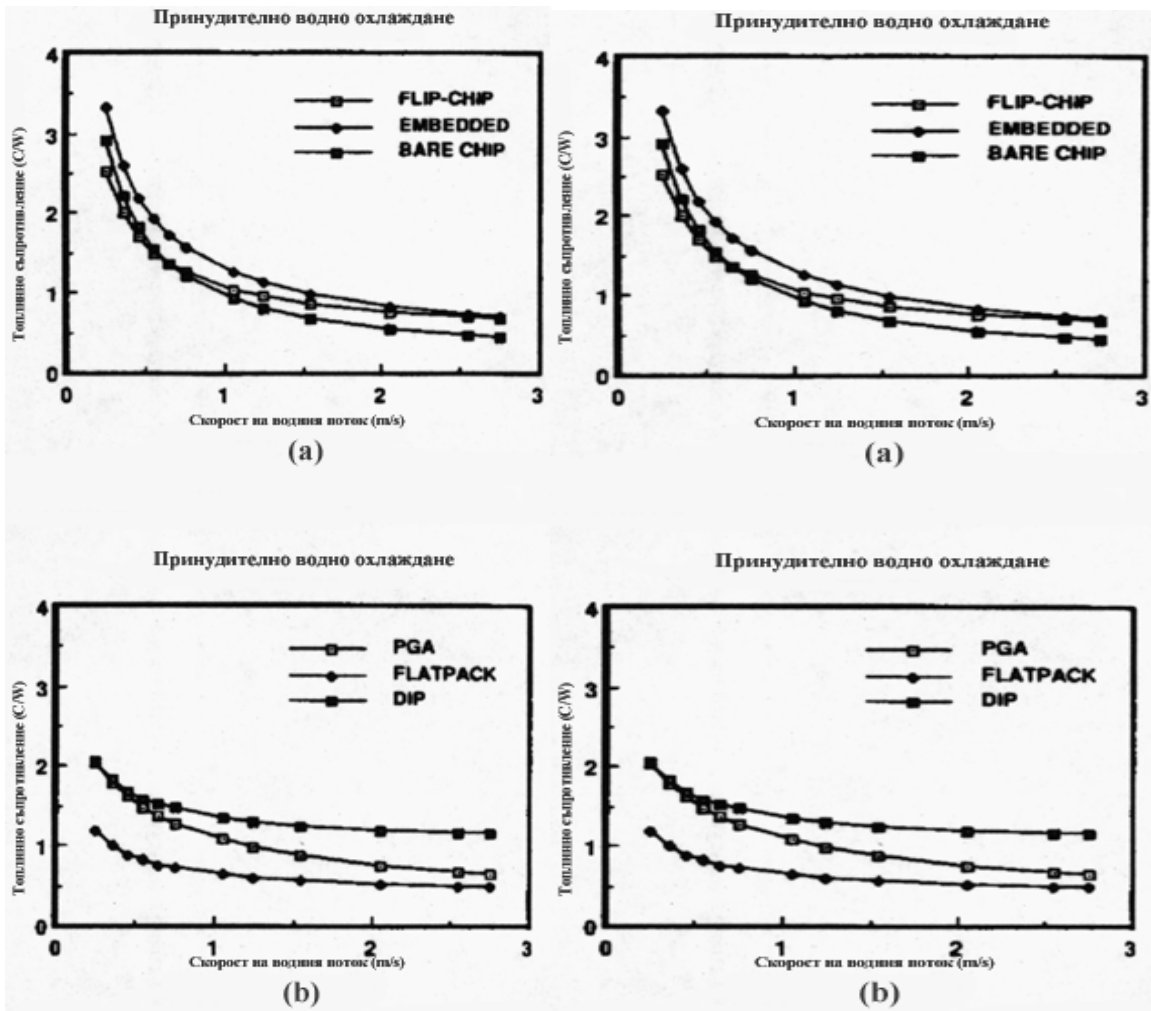


фиг.4 (а) Топлинни характеристики на корпусите при естествена конвекция;
 (б) Температурни отклонения от показателите на некорпусирания чип.

Пренебрегвайки нееднаквостта на въздушния поток, и приемайки, че всяка открита повърхност се охлажда от въздушна струя с еднаква скорост се получават графиките на фиг.5, която представлява зависимостта на топлинното съпротивление от скоростта на принудителния въздушен поток. Стойностите на топлинните съпротивления намаляват постоянно със скоростта на въздушната струя. Въпреки пренебрегването на нееднаквостта на въздушния поток, моделите на корпусите са точни. На фиг.5 над 50m/s и повече,отново се наблюдава групирането, установено при естествената конвекция. На фиг.5 (b) е видно, че хибридната група се различава от некорпусирания чип с близо 1, докато стандартната група остава под 0.5. Хибридните конфигурации започват да се държат като некорпусиран чип, когато долната и горната повърхности стават основния път на топлината, за стандартната група все още има предимство, поради по-голямата площ на цялостна си повърхността.

При охлаждането с течност се наблюдават много по ниски стойности на топлинните съпротивления. Фиг.6 (a) и (b) показва резултатите от симулациите при принудително водно охлаждане, за което и този път се приема, че охлаждането е хомогенно по цялата повърхност на корпуса. В практиката водата не се използва често за охлаждане, тъй като възникват проблеми със замърсяването. Могат да се използват други течности, макар че това няма да доведе до подобряване на показателите в сравнение с водното охлаждане. Забелязва се, че групирането отчетено по-рано започва да се променя, за корпусите които са се представили по-лошо при естествена конвекция, особено DIP корпуса. При скорост на потока 2.75

m/s некорпусирания чип има най-малко топлинно съпротивление и се подобрява, докато DIP има най-високо θ_{ja} и остава равномерно при стойност близка до 1W/cm.°C. Топлинните съпротивления на групата, в която са включени стандартните корпуси, се насищат, докато тези на хибридната група продължават да намаляват. На фиг.7 са показани топлинните съпротивления, сравнени с това на некорпусирания чип. Тук корпусите с минимален обем и максимална ефективност за единица пространство, показват по-добри топлинни характеристики. Въпреки че този модел на принудително охлаждане с течност е доста непрактичен, може да се използва за сравняване на характеристики.



фиг. 5 (а) Топлинни характеристики на корпусите при естествена конвекция;
 (б) Температурни отклонения от показателите на некорпусирания чип.

фиг. 6 (а) Топлинно съпротивление на флип-чип, присъединен и нехермеризиран чип;
 (б) Топлинно съпротивление на PGA, Flatpack и DIP.

На фиг.8 е показана графика на топлинните съпротивления на корпусите като функция на налягането на квадратен инч при микроканално охлаждане, където в модела е прието, че всяка свободна повърхност може да се охлажда през еднати микроканални, през които се впръсква вода с висока скорост. Некорпусираният чип има най-малко топлинно съпротивление тъй като при него липсват големите, вътрешни съпротивления на свързване на останалите. Предимство на прикрепената конфигурация са двете повърхности, отделени от охлаждането само от пасивиращия слой, докато нехерметизираната PGA запазва ниско топлинно съпротивление, дължащо се на свободната, горна повърхност на чипа. Тази конфигурация има ниски вътрешни съпротивления на свързване при всички методи на охлаждане, заради керамичната си основа и структурата на изводите си, които действат като естествена конвекция, а горната открита повърхност създава ниски съпротивления на пътя на охладителя при условия на ниски външни топлинни съпротивления. Хибридният флип-чип има подобни свойства, за разлика от DIP корпуса. На фиг. 9 (a) и (b) са показани графиките на топлинните съпротивления като функция на скоростта на водата за повърхностно и микроканално охлаждане. При скорост над 4 m/s данните са за микроканално охлаждане. Спада в топлинното съпротивление се дължи от части на повишената площ на микроканалите. Граничната стойност на топлинното съпротивление за всяка корпусна конфигурация е вътрешното съпротивление, Θ_{js} . Резултатите от симулациите са показани в таблица 4, където са показани най-високите допустими разсейвани мощности за всеки вид корпус и метод на охлаждане ($\Delta T < 100^\circ\text{C}$).

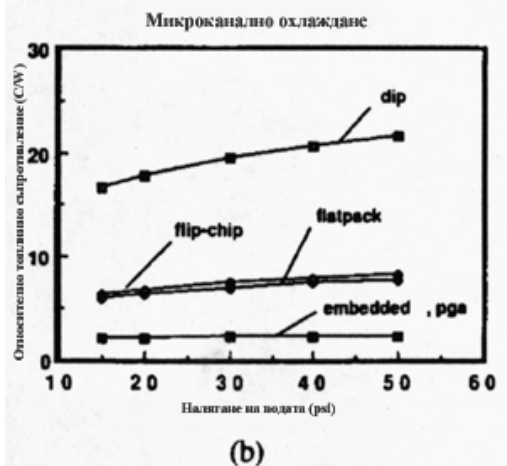
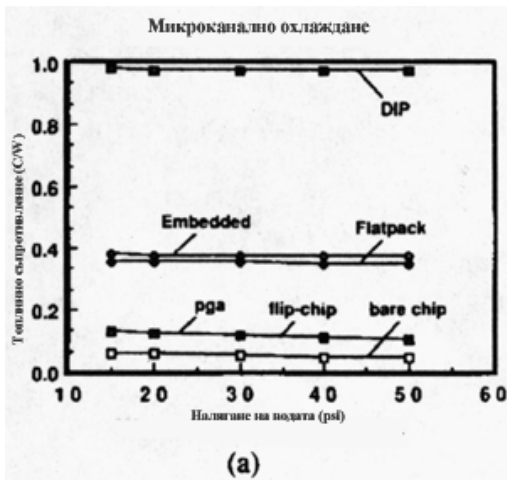


фиг.7 Относително топлинно съпротивление спрямо на некорпусирания чип, при принудително водно охлаждане

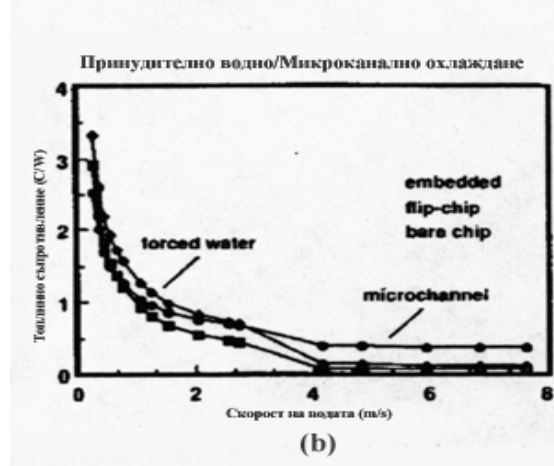
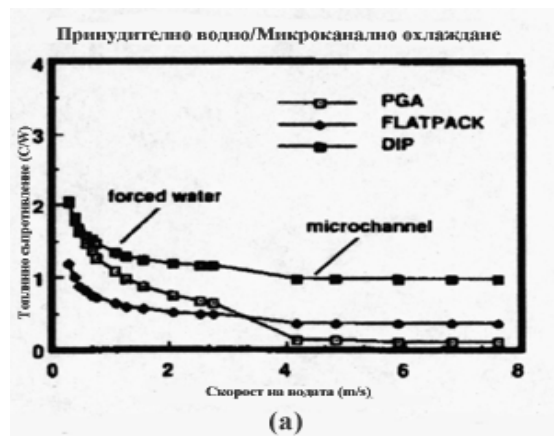
PACKAGE TYPE	NAT. CONV.	LAMINAR AIR	TURBULENT H ₂ O	MICROCHANNEL
PGA	2.00 (2)	6.4 (1)	48.3 (3)	781.3 (3)
FLATPACK	2.20 (1)	6.1 (2)	84.7 (1)	280.1 (4)
DIP	2.00 (3)	5.4 (3)	48.7 (2)	102.2 (6)
EMBEDDED	0.80 (5)	2.6 (4)	39.7 (4)	263.9 (5)
FLIP-CHIP	0.85 (4)	2.5 (5)	29.9 (6)	781.3 (2)
BARE CHIP	0.60 (6)	2.5 (6)	34.2 (5)	1694.9 (1)

таблица 4. Максимални допустими разсейвани мощности за различни видове корпуси и методи на охлаждане.

В таблица 5 са показани някои важни стойности и характеристики на различните видове корпусни модели, както и информация за размерите и топлинните им съпротивления.



фиг. 8 (a) Топлинно съпротивление на корпусите при микроканално охлаждане;
(b) Относително топлинно съпротивление спрямо некорпусирания чип.



фиг. 9 (a) Топлинно съпротивление на PGA, Flatpack и DIP;
(b) Топлинно съпротивление на флип-чип, присъединен и нехермеризиран чип.

	М.ед.	PGA	FP	Dip	EMBED.	F-CHIP	CHIP
Площ на повърхността *	cm ²	8.20	8.00	8.00	2.00	1.20	2.20
Обем	cm ³	2.05	2.00	2.00	0.05	0.05	0.05
Площ/Обем	cm ⁻¹	4.00	4.00	4.00	40.00	24.00	44.00
Размери	cm ²	4.00	4.00	4.00	1.00	1.00	1.00
Площ/Размери	1	2.05	2.00	2.00	2.00	1.20	2.20
Макс. Θ_{ja}	C/W	60	60	60	150	150	190
Мин. Θ_{ja}	C/W	0.13	0.36	0.98	0.38	0.13	0.06
Вътр. Θ_{ja}	C/W	0.03	0.30	0.96	0.29	0.03	0.00
Об. Мощност (ест. кон.)	W/cm ³	0.008	0.008	0.008	0.133	0.133	0.105
Об. Мощност (микрок.)	W/cm ³	3.75	1.39	0.51	52.6	153.8	333.33
Плътност на топл. поток (ест. кон.)	W/cm ³	0.20	0.21	0.21	0.33	0.56	0.24
Плътност на топл. поток (микрок.)	W/cm ³	93.8	34.7	12.8	131.6	641.0	757.6

*не се включва площта на контактите в печатна платка или основа

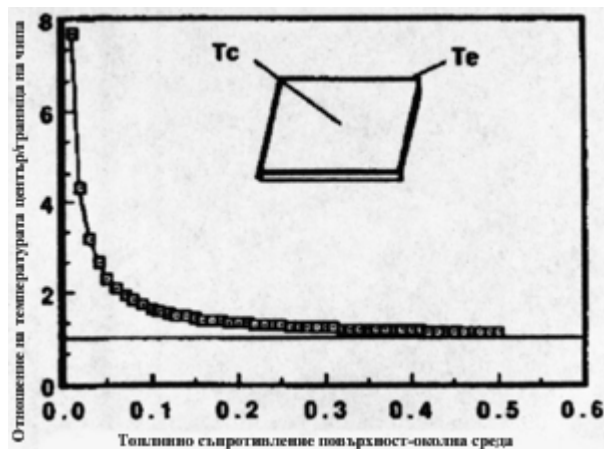
таблица 5. Получени при симулация стойности на характеристиките на различните видове корпусни модели, размери и топлинни съпротивления.

Обобщение - топлинното съпротивление повърхност-околна среда в голяма степен определя цялостното топлинно съпротивление на корпуса, с изключение на случаите на голям коефициент на покритието h , когато вътрешното съпротивление на корпуса е основен компонент на общото топлинно съпротивление на корпуса. Ако се използва метода на естествена конвекция за охлаждане, площта на корпусната повърхност трябва да е максимално голяма, което се постига или чрез прибавяне на допълнителна външна структура или чрез увеличаване или промяна на самия корпус. Чрез добавяне на радиатори с различни размери към корпусните конфигурации можем да променим показателите при въздушно охлаждане. Микроканалното охлаждане е тип охлаждане с микрорадиатори, при него се постигат най-големи плътности на топлинния поток. По тази причина никой макроскопичен, стандартен радиатор не може постигне по-добри от неговите показатели. Голям радиатор би имал по-лоши показатели на работата при мощен, входящ охлаждащ поток, тъй като при него е желателно течността да достига възможно най-близо до топлите повърхности. При въздушно охлаждане, добавянето на радиатор подобрява топлинните показатели на всяка от

конфигурациите. При подобни големи стойности на топлинните съпротивления повърхност-околна среда, вътрешното топлинно съпротивление чип-повърхност е от второстепенна важност.

При принудителното въздушно или водно охлаждане, значението на вътрешното топлинно съпротивление се повишава. При въздушното охлаждане топлинното съпротивление повърхност-околна среда не може да спадне достатъчно, за да позволи на размерите на корпусите да окажат влияние и цялостната площ на повърхността е определяща за характеристиките на корпуса. Оформените на фиг.4 групи (естествена конвекция) не се променят, но на фиг.7 (принудително водно охлаждане) имаме драстични промени. Първите различия се получават при скорост на водата 35 cm/s. Според модела, използван за принудително водно охлаждане, съответното топлинно съпротивление повърхност-околна среда е около $5^{\circ}\text{C}\cdot\text{cm}^2/\text{W}$.

При микроканално охлаждане на корпусите се наблюдава различно подреждане, но параметърът, който го определя е вътрешното съпротивление на корпуса. Хибридният присъединен корпус се представя по-добре от флип-чип корпуса при естествена конвекция, поради по-голямата площ на повърхността си, но това предимство бързо се губи при силни потоци, когато чрез кондукция не може добре да се охлади основата. Видно е че, за да се подобрят показателите на хибридният корпус, трябва да се използва охлаждане с течност или микроканални. При други условия на охлаждане хибридният конфигурации имат по-лоши показатели от стандартните корпуси. Без да се предвиждат промени или допълнения за който и да е от корпусите, е видно, че флип-чип хибридният има най-добра съчетание от висока плътност и ниски топлинни съпротивления, при прилагане на микроканално охлаждане.



фиг.10 Отношения на температурата център/граница на чипа, в зависимост от топлинното съпротивление повърхност-околна среда.

Отвеждането на топлината от корпуса не е единствения важен въпрос, който трябва да се вземе в предвид, преди да се направят изводи. За различните модели се приема, че мощността равномерно се генерира на повърхност на Si чип от 1cm^2 , но това е нереално предположение, тъй като чипа може да има неравномерни температурни показатели. Всъщност характеристиките могат да са неравномерни, дори и ако генерираната топлина е равномерно разпределена, тъй като топлинното съпротивление чип-повърхност или повърхност-околна среда може да не е еднакво навсякъде. Като модификация на предишните модели може да се разгледа Si чип с дискретни топлинни съпротивления, като приемаме, че топлинното съпротивление на границите на чипа към околната среда може да бъде обединено в един елемент Θ_{ca} . На фиг.10 е показана графика на отношението на температурата в центъра на чипа и по границите му. Високата топлинна проводимост на Si поддържа нисък топлинен градиент в чипа при повечето стойности на Θ_{ca} , но за много малки стойности на топлинното съпротивление на корпуса, температурата близо до центъра на чипа може да е два пъти по-висока от тази на ръба. В тези граници температурите на чипа са ниски, тъй като стойността на Θ_{ca} е малка. Въпреки че, с напредването на технологиите и при подобрени като цяло стойности на топлинното съпротивление на корпуса, се появяват “горещи точки”. Тъй като по-ниските топлинни съпротивления разрешават работа при по-големи мощности, топлинните съпротивления на самия чип и връзката им с “горещите точки” придобиват нарастващо значение.

Видно е че, с намаляване на външното топлинно съпротивление, размерите на корпусните конфигурации до голяма степен определят цялостното топлинното съпротивление чип-околна среда. Определени размери са по-добри при дадени видове технологии за охлаждане. Освен това размерите на корпуса определят площта на свободната за охлаждане повърхност, както и вътрешното съпротивление, което определя съпротивлението на интерфейса. Топлинният поток може да бъде възпрепятстван или от топлинно съпротивление на външната повърхност на корпуса, или вътрешното съпротивление, в зависимост от външните условия на охлаждане. При естествената конвекция площта на повърхността има по-голямо значение, докато за по-напредналите технологии, като микроканалното охлаждане, трябва да се обърща внимание на структурата и използваните материали на корпуса, за да се избегнат затруднения в преминаването на топлинния поток. В момента, в който вътрешното съпротивление става определящо за съпротивлението повърхност-околна среда, започват да имат по-

голямо значение и размерите, и материалите, но тъй като разгледаните корпуси заемат ограничено пространство и използваните материали са с близки свойства, не могат да се направят нужните преценки. От симулациите е видно, че подобни засичания се появяват доста рано при режим на водно охлаждане при скорости между 50 и 100 cm/s, когато общото топлинно съпротивление достига 1°C/W. Описаните хибридни корпуси достигат стандартните корпуси при тези скорости на водния поток. Тенденциите при охлаждането с течности, изискват вътрешното съпротивление на корпуса да бъде внимателно избрано, така че да се поддържа точното отношение между площта на повърхността и вътрешното съпротивление. Някои размери, като тези на нехерметизирания PGA и флип-чип хибрида, показват добри топлинни характеристики и в двете крайности на охладителния спектър. За работа при високи мощности, “горещите точки” са сериозен проблем. Доброто охлаждане не може да разреши всички проблеми на корпусирането. Намалването на топлинните съпротивления на корпусите, ще позволи много по-добро представяне на устройствата.

ГЛАВА ВТОРА

Нови методи за охлаждане

Характеристики на радиатори с въздушно охлаждане. Оребряване, вентилатори.

Теоретично – за да получим по-добри показатели при проектирането на радиатори, е важно да се отчете как максималните стойности на топлинни характеристики се ограничават от на размерите и начина на охлаждане. Важно е още в началото да се определят нивата, които могат да бъдат достигнати при въздушно охлаждане в съчетание с даден клас размери на ребрата и основа с вариращи размери и дадени хидравлични ограничения. Трябва да се създаде модел на корпус на устройството, създаващо налягането и движението на въздушния поток, така както и единичен топлинен модел на ребро, който посредством умножаване може да представя цялостна структура. Описан е метод на съчетаване на ребрена структура и вентилатор, чрез който се постигат максимални нива на обемна кондукция. Този метод може да се прилага и при други проблеми свързани с обема на структурите.

Използвани термини:

Топлообмен;
Радиатор за охлаждане на електронни устройства;
Ребрена структура за топлообмен;
Мощност на задвижване (изпомпване).

Съкращения:

C – кондукция, W/K;
 D – дължина на корпуса на вентилатора, пропорционално на диаметъра на перките, m;
 H – височина на реброто, m;
 K – константа на задвижване $m^{2/3}s^{-1}$;
 L – дължина на потока в ребрата, m;
 N – брой на ребрата;
 N – скорост на въртене (завъртания)/s;
 Q_{fin} – ниво на потока, m^3/s ;
 V – обем, m^3 ;
 W – обща ширина на радиатора, m;

W_s – мощност на оста, W;
 c – ламинарен коефициента на загуби, Pa.s/m;
 d – динамичен коефициента на загуби, Pa.s/m²;
 c_p – специфична топлина при константно налягане, J/kg.K;
 s – междуребрие (дебелина на канала), m;
 t – дебелина на реброто, m;
 w – стъпка на оребряване, s + t.m;
 ε – ефективност на топлообмена;
 λ – коефициент на мощност на вентилатора, $\lambda = W_s/\rho N^3 D_s$;
 μ – динамична скорост на въздуха, kg/m.s;
 ρ – плътност на въздуха, kg/m³;
 σ – относителна свободна площ $\Phi = s/s + t$.

Индекси:

s – ос;
 v – обем;
 sys – система (комбинация от вентилатор и радиатор);
 HS – радиатор.

Представяне - изследванията се насочват към подобряване на показателите на топлообмена посредством принудителната конвекция, като се търсят комплексни решения от по-голям брой методи. Създават се множество бързо изменящи се вариации. Прогрес се наблюдава в три насоки. Първо, известно намаляване на използваното пространство може да се постигне посредством използване на евристични методи. Оптимизирането става като се прилага оптимално разпределение на каналите, като се цели да се достигне до максимална, обемна проводимост като функция на налягането и дължината на каналите. Второ, математически техники се използват за автоматизиране на избора на оптимални входни параметри, чрез използване на цялостни математически (CFD) модели. Трето, използването на компактни аналитични модели, които са показали своята стойност като средства за проектиране, тъй като повишава скоростта на математическите (CFD) методи. Посредством създадени приложения за проектиране се оптимизира определянето на размерите на радиаторите. Обичайно, топлинното съпротивление е пряка функция на съответните стъпка на оребряване, дебелина, височина и дължина на реброто, но също така зависи и от силата на създаваната от вентилатора вълна. Създадени са различни математически модели съобразявайки се със посочените по горе характеристики. Например стереотипният модел на Тиъртстра, аналитичният модел на Лий, отразяващ характеристиките на ребрата, моделът на Коуплънд, отразяващ проводимостта на ребрата при прилагането на въздушни течения с различна сила. С цел минимизиране на

размерите се използват мултипараметърни, оптимизационни методи в съчетание с въздушните вълни. Термодинамичната ефективност на топлообмен трябва да е висока, което в съчетание с минимизирането на размерите на електронните устройства води до трудности в съчетаването на плътността на корпуса и неговата ефективност.

Създават се методи за изучаване на характеристиките на радиаторите с различни размери. Изучава се ефективността в зависимост от обемите при системи с принудителна конвекция, включващи радиатор и устройство за задвижване на въздуха. Търси се отговор на следните въпроси:

- 1) Каква е зависимостта на обема от създаваните поток и налягане?
- 2) Какви са ограниченията на потока и налягането от обемите?
- 3) Има ли смисъл да се повишават размерите на радиаторите в сравнение с размерите на вентилаторите с цел да се постигнат по-добри показатели?

A. Обемна ефективност на системно ниво

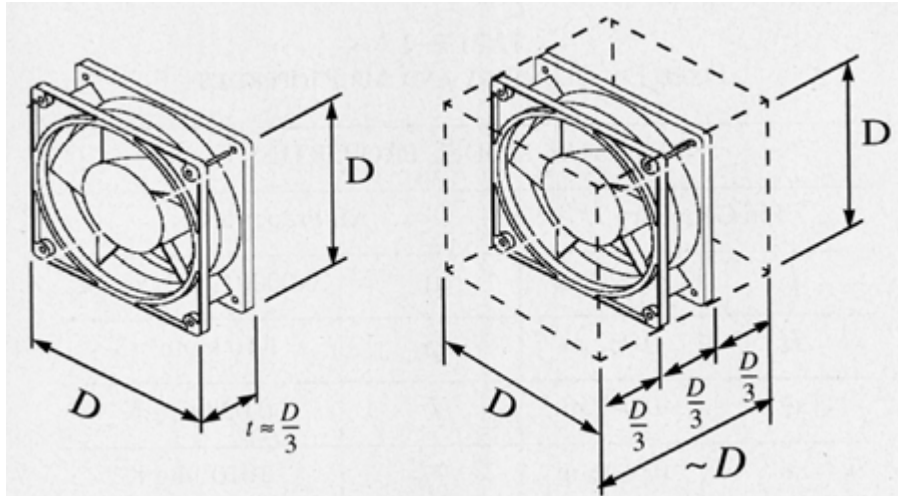
Обемната ефективност на една система не може да се максимизира ако топлопроводящите части са изкуствено изолирани от частите, създаващи въздушния поток (вентилатор). При изчисляване на обемната ефективност трябва да се взема предвид и обема на вентилиращата част, захранващите и проводници, нужната дистанцията между платките. При последващи разработки, първо се предвижда обемът на вентилацията, след това на радиатора и последно на комбинацията от двете.

B. Зависимост на обема от създаваните поток и налягане

Размерите на двигателите, са в съответствие производствените нужди на задвижващите въздуха устройства. На *фиг.1 (nr.)* са показани някои стандартни размери. Произвеждат се определен набор от размери на диаметрите и сърцевините на двигателите. За анализа, обаче се използва полу-империчен модел, който общо оказва обема, който ще е нужен, за да се получи даден поток и налягане. Този модел изисква да се допусне следното: характеристиките на вентилатора, обема и скоростта му.

- 1) Характеристики на вентилатора - за опростяване се обръща по-голямо внимание на осевия (аксиален) тип вентилатор, чиито характеристики са показани на *фиг.2 (nr.)*. По подобен начин могат да се разгледат всички видове устройства задвижване на въздух. Хидравличното представяне на вентилатори с подобни размери се определя от техните скорости и диаметри.

2) Обемен модел - освен физическите му размери, в обемът на дадено устройство трябва да се предвиди и място на преминаване на входно/изходния поток. При размери на вентилатора $D \times D$, с дебелина на оста $t \approx D/3$, обемът ще е приблизително D^3 , като трябва да се осигури празно пространство на входа и изхода съответно от $D/3$, както е показано на фиг.11. Окончателният обем на вентилатора може да се получи от $D^3/3 \leq V_{fan} \leq D^3$, в зависимост от нужното свободно пространство [7].



фиг.11 Физически размери и корпусен обем на аксиален вентилатор.

3) Скоростен модел - скоростта на въртене на перката на вентилатора се ограничава от мощността на оста, която може да се генерира от двигател с даден размер, от допустимото ниво на шум, както и от себестойността му. За да се опрости определянето на скоростта на вентилатора в зависимост от диаметъра на перката за определен диапазон от дадени размери се приема, че моментът на ускорение е пропорционален на обема, зависещ от диаметъра на перките. За даден вентилатор с коефициент на мощност λ , мощността на оста $W_s = \lambda \cdot \rho \cdot N^3 \cdot D^5$. От посочените по горе зависимости, за възможни стойности на скоростта на двигателя при различни диаметри получаваме:

$$N \sim \frac{W_s / (V_{fan} \cdot \lambda \cdot \rho)^{1/3}}{D^{2/3}} = \frac{K}{D^{2/3}},$$

където стойността на константата K е установена експериментално като $K = 21.4 \text{ m}^{2/3} \text{ s}^{-1}$ за дадения клас вентилатори. Характеристики на вентилатори със стандартни диаметри и скорости са показани на *фиг.3 (nr.)*. Този опростен модел показва доста близки характеристики до тези на стандартните вентилатори. Забелязани са два основни факта:

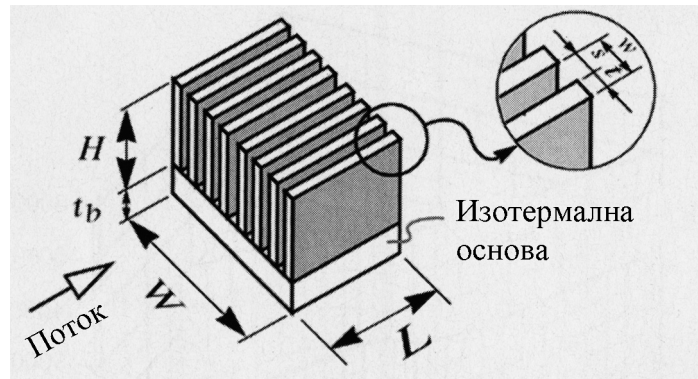
- 1) Скоростта на въртене нараства обратнопропорционално на диаметъра.
- 2) Стойността на константата K се повишава с течение на годините.

Комбинацията на характеристиките на вентилатора с обемния и скоростен модели описани по горе, позволява да се направят изчисления на дискретни интервали при допустими стойности на обема на вентилатора. Те могат да се видят на *фиг.4 (пр.)*, където обемът е нанесен по оста z . Имайки предвид обемните ограничения се достига до окончателния модел на нужния за вентилация обем, показан на *фиг.6 (пр.)* за осови вентилатори. Показаната повърхност на модела е краен резултат на измерените изходни данни на вентилатори с различни размери на диаметрите и използване на уравнението за скоростта посочено по горе в съгласие с D^3 обема.

В следствие на някои разлики между стандартните вентилатори и модела, характеристиките му се приемат за приблизителни. Въпреки това, той коректно описва вентилатори с различни обеми, като за специфични случаи могат да се намалят разликите, чрез корекция на специфичните характеристики за дадена серия вентилатори. С цел опростяване се приема, че целият поток на вентилатора е насочен към повърхността на радиатора.

С. Ребрена структура: представяне на цялостна структура посредством модел на единично ребро

1) *Модел на единично ребро* - размерите на основните части на паралелен плоскорребрен радиатор (единично ребро и канал) са показани на *фиг.12*. Изотермалните гранични процеси в основата на радиатора се пренебрегват, тъй като охлаждането през основата е незначително в сравнение с въздушното охлаждане на ребрата.



фиг.12 Размери на плоскорребрен радиатор.

2) *Модел на ребро* – използва се полуаналитичния модел на въздушно охлаждано ребро на Холахан[7]. Този модел отразява местната конвекция и

коэффициента на триене на създадения поток, специфичното затопляне на въздушния поток при преминаване през канала, както и кондукцията на реброто (двумерно 2-D). Изходните характеристики на модела, кондукция на единично ребро (W/K) и обема на използвания поток, са монотонни функции на приложеното налягане, както е показано на *фиг.6 (пр.)*. Обемната кондукция на единично ребро е $C_v = (C/w.H.L)$, където C е кондукцията на реброто W/K. За радиатора кондукцията е :

$$C_{HSv} = \frac{C_{HS}}{W.H.L} = N_{fin} \cdot C_v,$$

където C_{HS} е общата кондукция на всички ребра. Ефективността на единично ребро в съответствие с топлинния капацитет на флуида е:

$$\varepsilon = \frac{C_{HS}}{Q_{HS} \cdot \rho \cdot c_p} = \frac{C}{Q_{fin} \cdot \rho \cdot c_p}$$

Обемната ефективност е:

$$\varepsilon_v = \frac{C_v}{Q_{fin} \cdot \rho \cdot c_p}$$

При дадени размери на ребрата (и каналите), кондукцията и ефективността са функции на налягането.

3) *Матрица на ребрата* – специфичните резултати за дадени размери на ребро могат да се приложат и за целия радиатор като покрият цялата матрица на ребрата. При дадено налягане, броят на ребрата, които могат да се охлаждат от даден обем на потока Q_{sys} е:

$$N_{fins} = \frac{Q_{sys}}{Q_{fin}}$$

където обемът на потока за ребро е:

$$Q_{fin} = \frac{\omega H}{2d} \left[-c + \sqrt{c^2 + 4d\Delta P} \right]$$

където ламинарния коефициент се изчислява от размерите на реброто като:

$$c = \frac{12L\mu}{\sigma^2 \omega^2} + \frac{38}{4} \frac{\mu}{\sigma^3 \omega}$$

с динамичен коефициент d изчислен като: $d = [E?(E_1/\sigma) + (E_0/\sigma^2)](\rho/2)$.

$$E = \begin{bmatrix} 2.44 \\ -2.4 \\ 0.6 \end{bmatrix}.$$

Импедансът на съвкупност от ребра с вариращ брой е показан на кривата на *фиг.7 (пр.)*. Единичен вентилатор, работещ със специфична скорост, може да охлажда специфичен брой ребра в зависимост от работните си характеристики и от сумата на потоците нужни за охлаждане на единичните ребра.

Окончателната кондукция на радиатора е показана на *фиг.8 (пр.)* използвайки работните точки на радиатор при дадени стойности на налягането може да се изчисли стойността на проектираното устройство.

За дадени размери на радиатора, специфичната обемна кондукция, ефективност и обемна ефективност са функции само на налягането, като остават постоянни, но съобразно броя на ребрата.

При проектиране на единично ребро се наблюдава, че с увеличаване на налягането: *Първо*, има монотонно увеличаване на обемната кондукция на реброто. *Второ*, има монотонно намаляване на ефективността на топлообмена. *Трето*, наблюдава се още, че когато известен брой ребра работят при специфичен вентилационен поток много малък брой ребра работят при високо налягане, висока обемна кондукция, като резултатната обща кондукция е много ниска. *Четвърто*, когато голям брой ребра работят при ниско налягане и нива на потока, като общата кондукция и ефективност са високи, но обемната кондукция е доста ниска. Може да се заключи, че даден поток може да осигури потенциална кондукция и дадено налягане може да осигури съответен топлообмен.

D. Обемна кондукция на системно ниво

Окончателната обемна кондукция, която може да създаде ситема вентилатор-радиатор с даден обем, може да се дефинира по следния начин:

$$C_{\text{sysv}} = \frac{C_{HS}}{V_{fan} + V_{HS}} = \frac{N_{fin} \cdot C_{fin}}{D^3 + N_{fin} \cdot \omega HL}$$

Тази дефиниция не взема в предвид включването на пространство за преносни канали. Те могат да бъдат взети в предвид като пропорционално се увеличат площите на вентилатора и радиатора.

E. Максимална обемна кондукция за единичен вентилатор

За единичен вентилатор с специфични размери, максимумът на обемната кондукция може да се установи от диаграма на стойности за даден брой паралелни ребра, както е показано на *фиг.9 (nr.)*. В началото на абцисата се започва с обема на вентилатора, като обемът се увеличава като се добавят ребрата и постепенно се увеличава техния брой. Окончателната обемна кондукция нанесена по ординатата представлява обединената кондукция на ребрата, всяка изчислена на съответната работна точка.

Разглеждайки тангентата на *фиг.9 (nr.)*, наклонът на която се равнява на максималната системна обемна кондукция. Точката показва броя ребра нужен, за да се постигне най-голяма кондукция на единица системен обем за специфични размери на ребро, вентилатор и скорост. Брой на ребра по-малък от този не успява да създаде достатъчна кондукция. Брой на ребра по-голям от този изисква по-голям обем и кондукцията на ребрата намалява, тъй като намалява и налягането.

На *фиг.10 (nr.)* е показана връзката между максималната стойност на обемната кондукция и характеристиките на потока, генериран от вентилатора. На *фиг.9 (nr.)* са показани две пресичащи се повърхности. По-светлата показва потенциалните системни обемни ефективности, които могат да бъдат постигнати по цялата повърхност при константен обем на вентилатор от 92 mm. Другата повърхност показва реалния въздушен поток на самия вентилатор. Линията им на пресичане представлява обемната кондукция показана на *фиг.10 (nr.)*.

Даден брой от ребра със специфични размери, заедно определен вентилатор могат да постигнат максимална стойност на обемна кондукция, за даден радиатор.

F. Нестандартизирани размери на вентилатори

За да се постигнат максимални обемни ефективности при определени размери на радиаторите, трябва да се осигурят определени стойности на въздушния поток и налягането, което се постига посредством избора на размера на вентилатора. Така могат да бъдат изчислени минималните, нужни размери.

G. Съчетаване на размерите на вентилатор и радиатор

На *фиг.11 (nr.)* е показана повърхност, отразяваща системната кондукция, при вариращи стойности на диаметъра на вентилатора и обема, който трябва да заемат радиатора и вентилиращата система. По този начин може да се определи нужния за постигане на максимална кондукция диаметър на вентилатора. Ако размерът на вентилатора е по-малък за сметка на радиатора, силата на потока и налягането не е достатъчна и обратното. Прекъснатата линия на *фиг.12 (nr.)* показва

подходящите размери на вентилатора за даден обем, така че да се постигне баланс между обемите на вентилатора и радиатора.

Получените от използването на моделите резултати могат да се приложат и при системи с паралелно приложени радиатори. Например, система от ребрена матрица и вентилатор осигуряваща кондукция от 20 W/C със 160 ребра е еквивалентна на система от четири по-малки радиатора, които имат по 40 ребра и осигуряват 5 W/C. Също така може да се използва и едновременно приложени вентилатори.

Заключение – описаният по горе метод е лесен начин да се подобрят показателите при този вид охлаждане. Конструиран е модел, показващ нужното пространство за аксиален вентилатор, нужен за създаване на даден поток и налягане. Топлинният модел на единично ребро може да се прилага и за по-голям брой ребра върху базова повърхност, като стремежът е да се намери баланс между стойностите на резултатната кондукция и размерите на системата.

Описана е обемната системна кондукция, заедно с нужния обем на вентилационната система. Показано е как да се постигне максималната му стойност при дадена комбинация от размери. Като са дадени препоръки и как да се постигне най-висока ефективност.

Водно охлаждане за FBGA корпуси

Теоретичен преглед – описание на проектирането на еднофазни техники на водно охлаждане за FBGA корпуси (flip-chip ball array) с голяма разсейвана мощност. За изследването на топлинните характеристики са използвани два чипа с различни размери, съответно 12mm x 12mm и 10mm x 10mm. Подготвя се алуминиев радиатор с микроканални, с площ 15mm x 12mm и водно охлаждане. Микроканалният радиатор се монтира към чипа, като се използва свързващ материал, който да намалява контактното топлинно съпротивление. За да се осигури нужното налягане на водния поток, се използва помпа с вариращи скорости. Измерените топлинни съпротивления са в граници от 0.44°C/W до 0.32°C/W за 12mm-вия чип и от 0.59°C/W до 0.44°C/W за 10mm-вия чип, и двата при ниво на потока в рамките на $1.67 \times 10^{-6} \text{ m}^3/\text{s}$ до $1.67 \times 10^{-5} \text{ m}^3/\text{s}$. Описан е и аналитичен (математически) модел на потока и топлинния пренос в микроканалния радиатор. Съответствието на изчислените и измерени показатели на налягането са до 15%, а на топлинното съпротивление са 6%. Аналитичните резултати показват, че топлинното съпротивление на интерфейса е основното ограничение, водещо до намаляване на отведената топлина.

Използвани термини:

Аналитични (математически) методи;
FBGAs – flip chip ball grid array packages;
Водно охлаждане;
Измерване;
Микроканален радиатор.

Съкращения:

A – площ, m^2 ;
 c_p – специфично нагряване, $\text{J/kg} \cdot ^\circ\text{C}$;
 d_h – хидравличен диаметър, m ;
 f_{app} – външен фактор на вентилаторно охлаждане;
 h – коефициент на топлинен пренос, $\text{W/m}^2 \cdot ^\circ\text{C}$;
 H – височина, m ;
 k – топлинна проводимост, $\text{W/m} \cdot ^\circ\text{C}$;
 L – дължина, m ;
 N – брой микроканални;
 Nu – число на Нуселт
 P – налягане;
 Pr – число на Прандл;
 Q – входно затопляне;
 R – топлинно съпротивление, $^\circ\text{C/W}$;

Re – число на Рейнолдс;
 t – дебелина, m;
 T – температура, °C;
 V_f – обем на потока, m³/s;
 W – ширина, m;
 η – ефективност на радиатора;
 μ – динамичен вискозитет, kg/m.s;
 ρ – плътност, kg/m³;
 σ – отношение на площта;

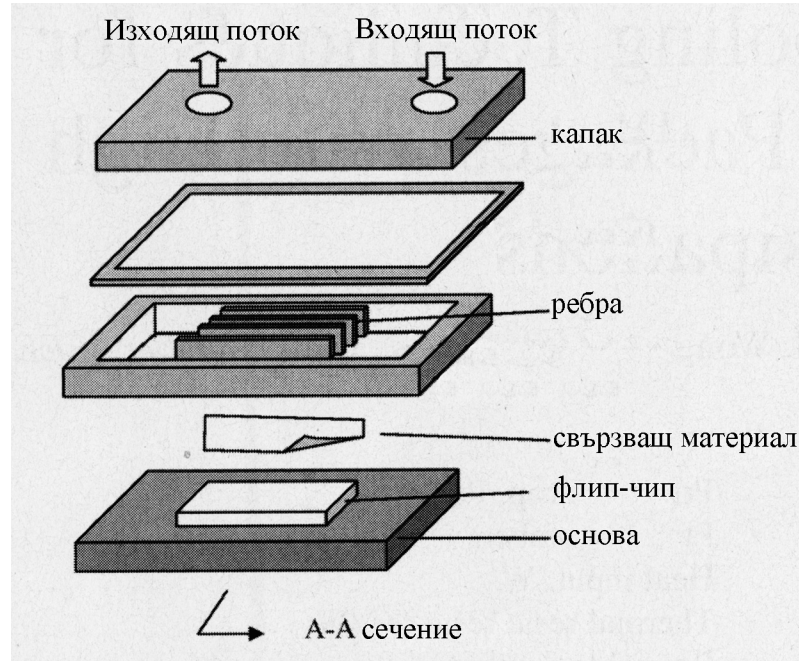
Индекси:

a – околна среда;
 b – радиатор;
 ch – миктоканал;
 f – флуид;
 j – преход;
 m – средно;
 TIM – свързващ топлопроводящ материал.

Представяне - стандартните техники за въздушно охлаждане достигат до предела на възможностите си както по отношение на ефективност, така и по отношение са себестойността си. Еднофазното охлаждане с течност, чрез микроканални радиатори е метод, посредством който може да се контролира отделяне на топлина до 100W/cm². Микроканалните радиатори обикновено имат оребрена структура върху метална или силициева основа и имат доста по-добри показатели по отношение на топлинния пренос, от радиаторите със стандартни размери на каналите. При микроканалните радиатори със силициева основа се наблюдават топлинни съпротивления от 0.09°C.cm²/W и налягане от 2.1x10⁵ Pa(31 Psi) [6].

Характеристиките на потока течност и топлинния пренос през микроканалите са разглеждани, макар рядко се описват техните качества, особено трудностите по отношение на прилагането им към реални електронни системи като персоналните компютри. Това обикновено е свързано с ред затруднения и ограничения. Наличието на проводяща течност като водата като охладител в електронните системи води до риск от повреди при евентуално изтичане. Освен тези затруднения, съществува и проблемът с точността на предварителните изчисления на топлинния пренос в микроканалните радиатори. С намаляване на размерите на каналите, точността на класическите теории за топлинния пренос намалява. Поради тази причина се наблюдава отклонение от порядъка на 30% между теоретически изчислените и измерените при експерименти стойности. Една от причините за това отклонение може да се дължи на трудностите в измерването

при тестване на микроканални радиатори. Заради високите мощности и значителното разпространение на топлината, точното измерване на температурата на радиатора и определянето на топлинното им съпротивление е трудно за постигане.

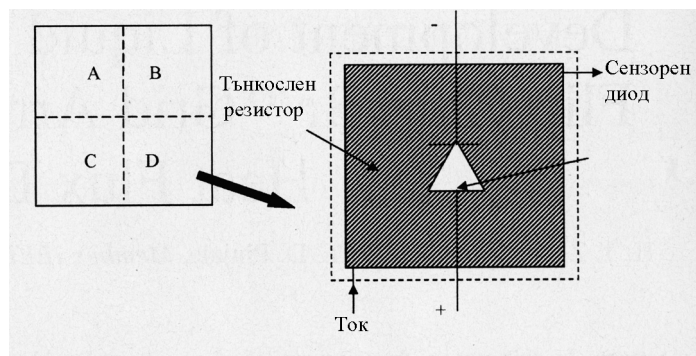


фиг. 13 Водно охлаждане с метални микроканални радиатори

Устройството на водно охлаждане с метални микроканални радиатори е показано на фиг.13 за охладител се използва дейонизирана вода. За тестване се използва микроканален радиатор с плоскорребрена структура и капак за контрол на потока. Микроканалният радиатор може да се прикрепя към високо мощен чип, като например процесор на персонален компютър, със излъчвана мощност от $100\text{W}/\text{cm}^2$. за тестване се използва FBGA корпус, с вградени топлинни сензори и резистори, които да подсигурият топлинния поток към микроканалния радиатор. Така може да се постигне по-точна оценка на характеристиките на микроканалния радиатор, тъй като подаваната топлина може точно да се контролира чрез резисторите и диодите, вградени в чипа за тестване. Температурите на чипа се измерват, за да се оценят качествата на водното охлаждане. Тестове се провеждат при различни нива на потока, входната мощност и размери на чипа, както и се разглеждат случаи на евентуални проблеми като течовете. Характеристиките на метода се разглеждат и аналитично, за да се оцени топлинното представяне на микроканалния радиатор, прикрепен към чип. Анализира се също и ефективността

на оребряването и топлинното съпротивление от чипа до основата на радиатора. Аналитическите резултати се потвърждават с експерименталните резултати.

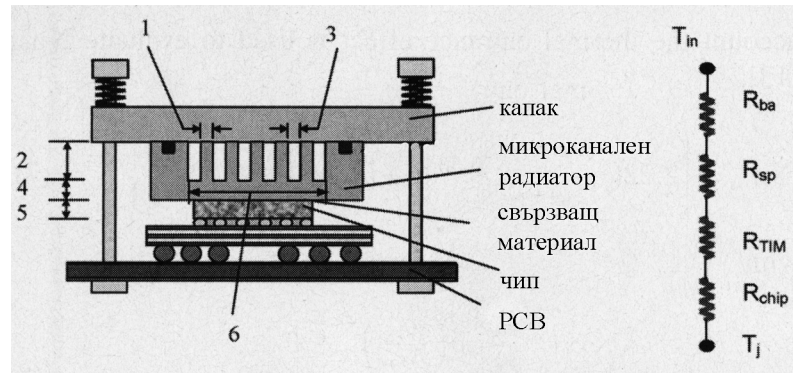
При тестването се използват флип-чипове с BGA корпуси, поради множеството им контактни елементи, което осигурява електрически параметри и топлинен поток, близки на тези излъчвани от компютърен микропроцесор. Използвани са два размера на флип-чипове. Първият с размери $12 \times 12 \text{ mm}^2$, 208 контактни сфери и 352 I/O. Вторият чип е изграден върху нагънатата основа и има по-малки размери от $10 \times 10 \text{ mm}^2$, 432 контактни сфери и 708 I/O. Всеки чип се състои от четири еднакви части, като във всяка от тях има вградено съпротивление и диод, използван като топлинен сензор при измерване. Всяко съпротивление е конструирано от метален слой, който заема 90% от площта на чипа и осигурява нужното топлоотделяне. В схематичен вид диодите и съпротивленията са показани на фиг.14. К факторите на топлините диоди се калибрират преди изследванията. Повишаването на температурата се следи чрез измерване на пада на напрежението върху диода, като грешката е $+ 0.2^\circ\text{C}$. Нагряването се следи чрез захранващия блок, като смущенията в захранващата мрежа могат да доведат до отклонения на входната мощност от 1%. Средната стойност на температурите, отчетени в центъра на всяка от четирите части на чипа се приемат за T_j (температура на чипа).



фиг. 14 Схематично представяне на тестовата структура с вградени резистори диоди.

На фиг.15 е показано сечение на микроканален радиатор и FBGA корпус. За микрорадиатора се използва основа от алуминиев блок, върху който чрез микрофрезование се формират микроребрата. Размерите на основата са 50 mm (дължина) \times 24 mm (ширина) \times 2.8 mm (височина). Тестваният микрорадиатор има 21 канала, площ на ребрата 15 mm (дължина) \times 12.2 mm (ширина), всеки канал е 0.21 mm широк и 2 mm висок. Съотношението е около 10 и е сравнително високо от стандартните. Входовете и изходите също се изграждат от алуминиевия

блок, което улеснява асемблирането и се намаляват вероятните загуби при преминаване на флуида през вховете и изходите на микроканалите. Медните радиатори с високо съотношение са неустойчиви при високи нива на потока.



фиг. 15 Сечение на микроканален радиатор и FBGA корпус

Топлопроводяща паста се използва като съединяващ материал между долната повърхност на радиатора и горната повърхност на чипа. За установяване на грападостта на базовата повърхност на радиатора се използва Proscan 1000 laser profiler, което се осъществява чрез морфологично измерване на повърхността. Установява се, че топлинното съпротивление може да се намали като се използват стандартни топлопроводящи материали [6].

Както е видно от *фиг.13 (nr.)*, радиаторът е прикрепен плътно към горната повърхност с четири винта. За херметическо затваряне на микроканалите се монтират пръстени на Витон. Горната тестова повърхност е с по-голяма площ от радиатора, така че да може да се прикрепя към тестова РСВ с още четири винта. Плътноста на прикрепянето се подsigурява и от пружини, чиято притискаща сила варира от 1×10^5 Pa до 2.8×10^5 Pa (около 15 – 40 Psi) в зависимост от дължината на пружината., Когато се използва топлопроводяща паста като свързващ материал, разликите в тези стойности оказват незначително влияние върху топлинните характеристики. За свързване се използват PFA тръби (perfluoroalkoxy) с диаметър 0.25 инча, което осигурява подвижност и усукване на изходите на охлаждащия поток. Два NPT мъжки, акриленови адаптори са залепени за горната повърхност и след това се свързват с месингови конектори, които от своя страна първоначално са свързани с PFA тръбите.

Като течен охладител се използва дейонизирана вода. Помпа, работеща с 24 V dc и максимален входен ток 3 A, се използва за да подsigурява налягане с вариращи стойности. Стандартна нагъната тръба се използва за провеждане на топлината към околната среда. Филтър с отвори от 10 μm се използва след

изпомпване за премахване на частици от течността. Два уреда за измерване на дебит със скала от $1.34 \times 10^{-5} \text{ m}^3/\text{s}$ (0.8L/m) и $0.33 \times 10^{-5} \text{ m}^3/\text{s}$ (0.2L/m) са свързани паралелно, за да измерват нивата на потока в диапазона от $1.67 \times 10^{-6} \text{ m}^3/\text{s}$ до $1.67 \times 10^{-5} \text{ m}^3/\text{s}$ (0.1L/m до 1L/m) с точност до 2.5%. Налягането върху тествания сектор се отчита посредством пиезорезистивен уред за измерване на налягане с цифров дисплей. Уредът е фабрично калибриран и има грешка до 0.2% или 10 Pa (0.1 mbar). Две медни термодвойки (Т-тип) с диаметър на проводника 0.51 mm се монтират към входовете и изходите на горната повърхност, за да измерват съответните температури на водата. Термометър се използва за да се визуализират температурните измервания. Отчетените температури на входа са изчислени с 0.2% точност.

Въпреки, направените внимателни изчисления на каналите за премиване на течността се правят и тестове за поява на течове при различни нива на потока преди започване на топлинните тестове. За снемане на топлинните характеристики, налягането и температурата на чипа се измерват на всеки 300s (5min). Измереното топлинно съпротивление след 2400 s (40 min) се отклонява само на 1% от последното измерване, следователно се наблюдава стабилно състояние. По време на всички тестове не се наблюдава изтичане.

При изчисленията температура на входящия поток се приема като околна, следователно съпротивлението чип-околна среда се представя като:

$$R_{ja} = \frac{T_j - T_a}{Q} \quad (1)$$

Направеният анализ на грешките е описан в **таблица I**. Пренебрегва се толеранса при асемблиране на радиатора. Следователно максималната изчислена грешка за топлинното съпротивление R_{ja} е 4%.

Анализ - анализът се базира на класическите закони на механиката на флуидите и теорията на топлинен пренос. Въпреки, че при предишни изчисления на микроканални системи се наблюдават големи отклонения на измерените от предварително изчислените стойности, използваните аналитични методи показват по близки резултати. Допуснатите в анализа стойности включват някои константни термофизични характеристики, описващи флуидите и някои величини, описващи ламинарното движение на потока в микроканалите. Приема се, че целият топлообмен се осъществява между горната повърхност на чипа и основата на

радиатора. Отделената от основата и горния капак към околната среда топлина се пренебрегва.

На фиг.15 е показана схемата на топлинните съпротивления. Топлинното съпротивление чип-входящ флуиден поток R_{ja} включва 4 последователно свързани съпротивления: първото, дължащо се на кондукцията от площта на активния слой в близост до долната повърхност към горната повърхност на чипа, второ то е съпротивлението на свързващите материали, трето е съпротивлението при пренос на топлина в основата на радиатора R_{sp} и последното е съпротивлението R_{ba} от основата на радиатора през ребрата към флуида. Именно:

$$R_{ja} = R_{chip} + R_{TIM} + R_{sp} + R_{ba}, \quad (2)$$

където, R_{chip} може да се представи като:

$$R_{chip} = \frac{t_{chip}}{(k_{chip} A_{chip})} \quad (3)$$

Стойностите на R_{TIM} са описани по долу. Топлинното съпротивление R_{ba} между основата на радиатора и входящия поток се представя така:

$$R_{ba} = \frac{h_{fin}[2N\eta H_{fin} + W_{fin} - (N-1)t_{fin}]}{W_{fin}} \quad (4)$$

където N е броя на каналите, t_{fin} е дебелината на ребрата, η е ефективността на ребрата и h_{fin} е средната стойност на коефициента на пренос на топлина между ребрата/основата към обема на флуида, който е:

$$h_{fin} = \frac{Nu_m k_f}{d_h}, \quad (5)$$

където k_f е топлинната проводимост на флуида, $d_h = 2W_{ch}N_{fin}/(W_{ch}+H_{fin})$ е хидравличния диаметър и Nu_m е средно Нуселтово число. Следното съотношение за изчисляване на топлинния входен ефект е използвано за изчисляване на Nu_m :

$$Nu_m = \left\{ \left[2.22 \left(\frac{Re d_h P_r}{L_{fin}} \right)^{0.33} \right]^3 + (8.31G - 0.02)^3 \right\}^{1/3} \quad (7)$$

с

$$G = \frac{\left(\frac{W_{ch}}{H_{fin}}\right)^2 + 1}{\left(\frac{W_{ch}}{H_{fin}} + 1\right)^2}, \quad (8)$$

където Pr е число на Падандл за флуида, $Re = \rho u d_h / \mu$ е числото на Рейнълдс и u средната стойност на скоростта на потока в канала. Използвайки (2)-(8) можем да изчислим топлинното съпротивление чип-входящ флуиден поток.

Топлинното съпротивление на пренос R_{sp} се описва с израза:

$$R_{sp} = \frac{\varepsilon \tau + 0.5 \sqrt{\pi} (1 - \varepsilon)^{3/2} \phi}{k_b \sqrt{\pi A_s}} \quad (9)$$

където:

$$\phi = \frac{\tanh(\lambda \tau) + \frac{\lambda}{Bi}}{1 + \left(\frac{\lambda}{Bi}\right) \tanh(\lambda \tau)} \quad (10)$$

$$\lambda = \pi + \frac{1}{\varepsilon \sqrt{\pi}} \quad (11)$$

$$Bi = \frac{1}{\pi k_b R_{ba}}, \quad (12)$$

с $a = \sqrt{(A_{chip} / \pi)}$, $b = \sqrt{(W_{fin} L_{fin} / \pi)}$, $\varepsilon = a / b$, $\tau = t_b / b$, t_b е дебелината на основата радиатора, A_{chip} е площта на горната повърхност на чипа, а k_b е топлинната проводимост на основата на радиатора. Налягането върху радиатора се състои от три части: налягане на каналите, налягане на входа, дължащо се на свиването на потока и това на изхода, дължащо се на разширяването му. Изразът описващ налягането е:

$$\Delta P = \frac{\rho u^2}{2} \left(\frac{4 f_{app} L_{fin}}{d_h + K} \right) \quad (13)$$

Факторът на външното въздушно охлаждане f_{app} се изразява като:

$$f_{app} = \frac{1}{Re} \left\{ \left[3.2 \left(\frac{d_h Re}{L_{fin}} \right)^{0.57} \right]^2 + (4.70 + 19.64 G)^2 \right\}^{1/2} \quad (14)$$

Коефициентът на загуби K на входа и изхода на радиатора е:

$$K = 0.6\sigma^2 - 2.4\sigma + 1.8, \quad (15)$$

където σ е отношението площта на сечението на потока в ребрата към вход/изходната площ:

$$\sigma = \frac{NW_{ch}H_{fin}}{(W_{fin}H_{fin})} \quad (16)$$

Уравнение (15) се взема от данните за ламинарния поток. В описания случай, потокът в микроканалите има число на Рейнълдс по-малко от 1000, което намалява за ламинарен поток. Следователно $K = 1.01$ дава съотношение $\sigma = 0.36$.

Разбор на тестовите резултати - измереното налягане, повишаването на температурата на чипа и топлинното съпротивление за 12 mm чип при входна мощност от 40 и 60 W са показани като функция на нивото на потока на *фиг.14 (nr.)*. Според очакванията с повишаване на нивото на потока се повишава и налягането, но температурата на чипа и топлинното съпротивление намаляват. Различната входна мощност не води до видима промяна на топлинното съпротивление и налягането. Видно е, че първоначално топлинно съпротивление намалява бързо, а след това с по-бавни темпове, докато налягането се повишава с много по-бързи темпове. При повишение на потока от $0.83 \times 10^{-5} \text{ m}^3/\text{s}$ до $1.67 \times 10^{-5} \text{ m}^3/\text{s}$ при под 60W входна мощност, топлинно съпротивление намалява с 6%, докато налягането се повишава с 120%. Следователно последващо повишаване на нивото на потока няма да доведе до значително намаляване на топлинното съпротивление при голямо повишаване на налягането.

Поради ограничените технически възможности, входните мощности при тестването са под 100W, докато отдаваната мощност може да се екстраполира от измерените топлинни съпротивления. Например при ниво на потока от $1.67 \times 10^{-5} \text{ m}^3/\text{s}$, топлинното съпротивление е $0.317^\circ\text{C}/\text{W}$ и следователно максималната разсейвана мощност от 189 W или $131 \text{ W}/\text{cm}^2$ се очаква с топлинен прозорец от 60°C . Интересно е да се отбележи, че при въздушно охлаждане, максималното топлинно съпротивление е $0.73^\circ\text{C}/\text{W}$ за чип с 12mm x 12mm–ов FBGA корпус. Съответстващият капацитет на охлаждане е 82 W, което е далеч по-ниско от резултатите при водно охлаждане.

Резултатите от измерванията на чипа с размери 10 mm при входна мощност от 60 и 85 W са показани на *фиг.15 (nr.)*. Налягането, повишаването на температурата на чипа и топлинното съпротивление се изменят по начин подобен

на тези за 12 mm чип. Топлинното съпротивление намалява от $0.58^{\circ}\text{C}/\text{W}$ до $0.44^{\circ}\text{C}/\text{W}$ при повишаване на нивото на потока от $1.67 \times 10^{-6} \text{ m}^3/\text{s}$ ($0.1\text{L}/\text{m}$) до $1.67 \times 10^{-5} \text{ m}^3/\text{s}$ ($1\text{L}/\text{m}$). Тъй като чипът е по-малък и съпротивлението на разпространение е по-голямо, цялостното топлинно съпротивление е по-голямо от това за 12 mm чип, дори и при използване на един и същ радиатор. Въпреки всичко, максималната разсейвана мощност изчислена при $1.67 \times 10^{-5} \text{ m}^3/\text{s}$ е $136\text{W}/\text{cm}^2$, което е почти идентично на това при 12 mm чип.

Чрез настройки на работата на помпата и следователно на нивото на потока, се настройва консумираната от помпата мощност, показана на *фиг.16 (nr.)*. Вижда се, че мощността на помпата нараства от 2.7W до 7.2W , като нивото на потока се повишава от $1.67 \times 10^{-6} \text{ m}^3/\text{s}$ до $1.67 \times 10^{-5} \text{ m}^3/\text{s}$, което се равнява на няколко процента от разсейваната от чипа мощност. На базата на настоящите измервания, могат да се определят изисквания за стойностите на мощността на помпата. Ефективната мощност на помпата за потока през микроканалите на радиатора се изчислява като резултат на нивото на потока и налягането в тестваните сектори. Резултатите са показани на *фиг.16 (nr.)*, заедно със реалната мощност на помпата. Видно е, че максималната ефективна стойност на мощността на помпата 0.16W се получава при най-високи нива на потока, и е 2.1% от цялостната мощност на помпата. Тъй като микроканалният радиатор разсейва основната част от мощността за изпомпване на охлаждащия цикъл, ефективността на помпата се приема за доста ниска. Това дава възможност за разработка на бъдещи подобрения на технологиите и намаляване на себестойността на оборудването за водно охлаждане в електронните системи.

Сравнение на аналитичните и измерените резултати - аналитичните резултати, получени от уравнения (2)-(16) са описани на *фиг.17 (nr.)*, като може да се направи сравнение на аналитичните и измерени резултати за налягането. За улеснение, средната температура на флуида при ниво на потока $0.83 \times 10^{-5} \text{ m}^3/\text{s}$ се използва за температурна оценка на термофизичните характеристики на флуида. Видно е, че предвидените стойности на налягането са по-високи от измерените с около 10 до 15%, макар че е постигната подобна зависимост. Тази разлика може да се отдаде на температурния ефект, дължащ се на скоростта на флуида, който оказва влияние на потока, но не е отразен в аналитичните методи. Потокът премиващ през радиатора и горната повърхност, съществува благодарение на употребата на O-ring, който не е разгледан по-подробно. По-подробен анализ на тези ефекти изисква детайни математически изчисления и все още не е направен.

При топлинния анализ, съпротивлението на топлопроводящата връзка не е известно и се приемат дадени стойности на топлинно съпротивление. Топлинното съпротивление на свързване на чипа може да се представи по следния начин:

$$R_{TIM} = \frac{1}{m} \sum_{i=1}^m (R_{ja} - R_{sp} - R_{ba} - R_{chip})_i, \quad (17)$$

където R_{ja} се определя експериментално при ниво на потока, измерено за дадено време, а останалите съпротивления могат да се определят аналитично. В случая нивото на потока е от порядъка на 0.1 до 1L/m със стъпка 0.1L/m и следователно $m = 10$. Изчисленията се правят за двата размера на чипа от 10 mm и 12 mm и е установено, че R_{TIM} е константно със стойност $0.242^{\circ}\text{C}/\text{cm}^2/\text{W}$ с незначителни отклонения.

Изчисленото съпротивление на свързване и стойностите за R_{ja} се определени от (2) са показани на *фиг.18 (nr.)*, както и експерименталните резултати при мощност 60W за двата размера на чипа. Видно е, че предвиденото топлинно съпротивление е с точност до 3% за целия диапазон на стойности на нивото потока за двата размера, освен за най-ниските $1.67 \times 10^{-6} \text{ m}^3/\text{s}$, където отклонението е 6%. Близостта на аналитичните и експериментни резултати показва, че класическата теория за топлинния пренос важи и за малки канали с ширина около 0.2 mm.

Анализ на топлините съпротивления - важно е да се разгледат топлините съпротивления, участващи в уравнение (2). Такъв анализ е направен и за 10 mm и 12 mm чипове и резултатите са описани на *фиг.19 (nr.)*. И за двата чипа се повишава нивото на потока от $1.67 \times 10^{-6} \text{ m}^3/\text{s}$ до $1.67 \times 10^{-5} \text{ m}^3/\text{s}$, което води до намаляване на R_{ba} , дължащо се на повишаването на топлинния пренос от конвекция, както и намаляване на топлиното съпротивление на разпространение от 13% за 12 mm чип и 21% за 10 mm чип, което води до намаляване на R_{ja} респективно с 22% и 19%.

От друга страна R_{chip} и R_{TIM} не зависят от нивото на потока и с намаляване на съпротивлението на радиатора, стават все по-значими за цялостното топлинно съпротивление. Стойността на R_{TIM} достига до повече от 50% за двата размета на чиповете при ниво на потока по-голямо от $0.83 \times 10^{-5} \text{ m}^3/\text{s}$. Последващо повишаване на нивото на потока не намалява забележимо топлинното съпротивление, докато налягането се повишава квадратично, както се вижда на *фиг.14 и 15 (nr.)*. Вместо чрез поддържане на повишаването на нивото на потока, намаляването на топлинното съпротивление се постига чрез изтъняване на свързващия слой и чрез

подобряване на топлините му показатели. Теплопроводящите материали с импеданс $0.1^{\circ}\text{C}\cdot\text{cm}^2/\text{W}$, който показва представянето на свързващия материал. Изчисленото топлинно съпротивление на 12 mm чип е показано на *фиг.18 (пр.)*. Видно е, че топлинните съпротивления се намаляват с до 30% благодарение на подобряването на свързващите материали. При ниво на потока $0.83 \times 10^{-5} \text{ m}^3/\text{s}$ ($0.5\text{L}/\text{m}$), топлинното съпротивление е $0.222^{\circ}\text{C}/\text{W}$ и с топлинен прозорец от 60°C . Екстраполираното разпространение на топлината се покачва до 270W за чипа с размери $12 \text{ mm} \times 12 \text{ mm}$ без да се усложнява системата и да се повишава себестойността. Горните анализи показват, че теплопроводящите материали играят важна роля в топлинното проектиране и могат да са ефективен метод за намаляване на топлинното съпротивление преход-околна среда при прилагане на водно охлаждане.

Влияние на височината на ребрата - последно се разглежда влиянието на височината на ребрата чрез математически модел. Този параметър варира от 1 до 2.5 mm, докато ширината на ребрата се запазва с постоянна стойност. Топлинното съпротивление на радиатора, което е сума от топлинните съпротивления на разпространение R_{sp} и топлинното съпротивление от основата на радиатора към флуида R_{ba} , се изчислява и е показано на *фиг.20 (пр.)* заедно с налягането. Видно е, че налягането намалява, с повишаване на височината на ребрата, което предразполага към употребата на ребра с високо съотношение. Топлинните съпротивления също намаляват при повишаване на височината на ребрата от 1 mm до 2 mm, тъй като по-голямата височина на ребрата дава по-голяма площ за отдаване на топлина. Намаляването на топлинното съпротивление е незабележимо при последващо повишаване на височината на ребрата от 2 mm до 2.5 mm [6]. Това се обяснява с факта, че по-голямата част от топлината вече е отдадена на флуида преди да достигне ръба на реброто. Което показва, че височина на ребрата от 2 mm е най-подходяща за описаните микроканални радиатори.

Заклучение - Техниката на водното охлаждане с голямо разсейване на топлина от потока, с охладител дейонизирана вода, е създадена за BGA корпуси. Алуминиевите микроканални корпуси с високо съотношение (около 10) се тестват при различни входни мощности и нива на потока за два размера на FBGA от $12\text{mm} \times 12\text{mm}$ и $10\text{mm} \times 10\text{mm}$. Тестови чипове с вградени резисторни и диодни сензори се използват като източник на топлина и за температурни измервания. Чрез използване на теплопроводящ материал за свързване, топлинното съпротивление

чип-околна среда при наличие на радиатор е със стойности 0.45 до 0.32°C/W за 12 mm чип и 0.58 до 0.44°C/W за 10 mm чип при нива на потока от $1.67 \times 10^{-6} \text{ m}^3/\text{s}$ до $1.67 \times 10^{-5} \text{ m}^3/\text{s}$ (0.1L/m до 1L/m). Това показва, че топлинен поток от над 130W/cm² може да се разсее от чип повишил температурата си с 60°C. Трудности като течове могат да се избегнат с прецизно проектиране на водния канал и радиатора.

Показани са аналитичните изчисления за потока и топлинния пренос на микроканалния радиатор заедно с FBGA корпуса. Дадено е сравнение на аналитичните и тестови резултати, като са постигнати сравнително ниски отклонения от до 6% за топлинното съпротивление и 15% за налягането. В допълнение, топлинното съпротивление на свързване се определя като ключова част от топлинното съпротивление чип-околна среда, достигаща до над 50% при нива на потока по-големи от $0.83 \times 10^{-5} \text{ m}^3/\text{s}$. Аналитичните резултати показват, че топлинното съпротивление при използване на техниката на водното охлаждане може да се намали с около 30% ако се използват подобрени материали за топлинно свързване.

Тънкослойни микрохладилници

Теоретичен преглед – едно от новите постижения в охлаждането на микроелектронни устройства е твърдотелната подложка, излъчваща тънкослойни микрохладилници от силиций/германий. Кристална супер-решетка, а дебелина $3\mu\text{m}$ $200 \times (3\text{nm Si} / 12\text{nm Si}_{0.75}\text{Ge}_{0.25})$, може да постигне максимално охлаждане от 4°C при стайна температура, максимална излъчвана мощност от $600\text{W}/\text{cm}^2$ за устройства с диаметър $40\mu\text{m}$ и бързодействие от порядъка на десетки микросекунди независимо от размера на устройството [5]. Чрез триизмерна електро-топлинна симулация е показано, че индивидуални микрохладилници могат да премахват “горещи точки” в силициевите чипове с минимално стойности на цялостната разсейвана мощност.

Използвани термини:

Микрохладилник;

Силициеви чипове;

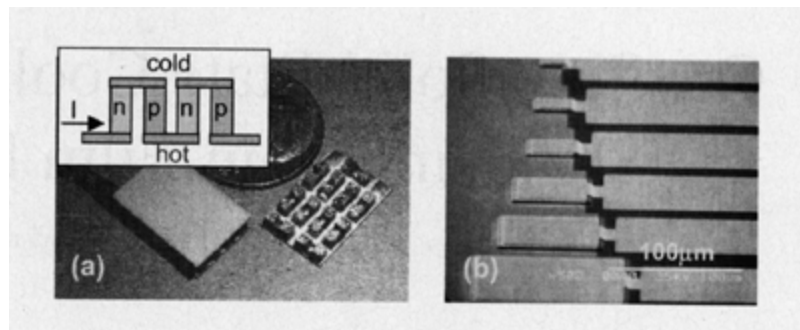
Силиций/германий базирани тънкослойни микрохладилници.

Представяне - насоките в топлинното регулиране могат да се разделят на две части: пасивно разсейване на топлината и активно охлаждане. При някои по-стари техники се правят опити да се намали топлинното съпротивление между активните участъци и радиатора и да се повиши зоната на разпространение като се използват материали с по-добра топлинна проводимост. Срещат са техники като преобръщане и монтиране на чипа по-близо до радиатора. Разглеждат се радиатори с медна и диамантена основа, както и топлопроводящи свързващи материали. Тези техники намаляват температурата на чипа, но не я запазват постоянна при изменение на околната температура. За стандартен (TDL) laser, дължината на вълната се променя при промяна на температурата с около $0.2 \sim 0.3\text{nm}/^\circ\text{C}$. Във фината оптоелектронна техника като WDM (wavelength division multiplexed) системи, 1°C или 2°C промяна на температурата може да доведе до прехвърляне между различните канали. Следователно температурната стабилизация е важна за много високоскоростни или компактни WDM оптоелектронни системи. Това може да се постигне само чрез активно охлаждане. Дори много добър радиатор не може да премахне “горещите точки” в ИС с размери от порядъка на стотици микрони. С подобни задачи много успешно могат да се справят хладилниците с микроразмери.

Друг метод за намаляване на “горещите точки” е чрез оптимизиране на разпределението на клетките. Температурният градиент на чипа може да се подобри за сметка на удължаване а проводниците и площта на клетките, което ограничава минимизирането и може да доведе по-голямо нагряване във вътрешността на чипа. Чрез статистически методи за топлинни и времеви анализи, осигурени от програми като McPower и обикновен измервател на плътност (MED) и т.н. е възможно да се направи топлинен профил на чипа. Този метод, обаче, включва сложен процес на проектиране на много ранен етап, като оптималното топлинно проектиране увеличава площта на чипа., което е доста скъпо. Следователно проектирането на тънкослойни хладилници, които са съвместими с микропроизводствените процеси могат да имат голямо влияние върху оптимизацията на ИС.

Традиционни термоелектрически охладители и нови постижения в BiTe - базираните тънки слоеве – Бисмут Телуритните термоелектрически охладители са често използвани в оптоелектрониката. Те осигуряват тихо охлаждане посредством твърдотелна подложка. Те са с размери от 1.8 x 3.4 x 2.4 до 62 x 62 x 5.8 mm². Основните проблеми на термоелектрическите охладители са ниската ефективност, ниската охлаждаема мощност и множеството производствени техники, които не съответстват на производството на ИС. Съществуващите термоелектрически модули не могат да премахнат “горещите точки”, заради големите си размери. Следователно алтернативата на локализираните охладители е от голям интерес.

Традиционните термоелектрически(TE) охладители се основават на **Peltier effect** на прехода метал/полупроводник. **Peltier effect** е обратен на **Seebeck effect**. Когато тока преминава от материал (a) в материал (b) и после обратно в материал (a), това загрява първия преход и охлажда втория. Следователно топлината се пренася от единия преход в другия. Когато електроните преминават от материал, в който имат средна енергия на пренос по-малка от енергията на Ферми, към друг материал, в който тяхната средна енергия на пренос е по-висока, те поглъщат топлинна енергия от решетката, и това охлажда прехода между двата материала.



фиг.16 (а) BiTe – термоелектрически модул
(б) тънкослойна супер-решетка SiGe/Si

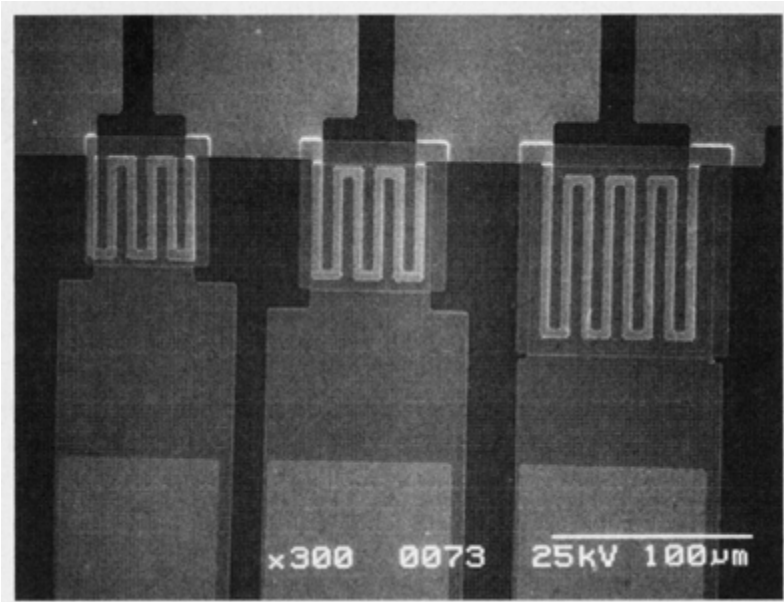
Типичен термоелектрически охладител е показан на фиг.16. Той е съчетание на поредица от n- и p- тип полупроводникови слоеве. Множество слоеве са използвани за намаляване на работния ток на ТЕ модулите. При практическо прилагане, например за премахването на 10W от повърхност с площ 1cm^2 с единичен p- или n- тип слой ще са нужни няколко ампера ток и десетки милиони волта. Това предизвиква проблем със захранването, но по-важното такива високи токове в проводниците и електрическите съединения ще предизвикат загряване и резултатното максимално охлаждане и ефективност ще намалее значително. С цел да се намали тока при същото охлаждане, могат да се поставят множество термоелектрически елементи последователно електрически и паралелно топлинно. Вместо един елемент със сечение s се използват N елемента със сечение s/N това намалява тока на I/N и увеличава напрежението на $N \times V$. С цел да се свържат множество елементи последователно електрически и паралелно топлинно за нужни n- и p- тип полупроводникови слоеве. Когато тока тече от n- към p- топлината се поглъща от преходите на p-полупроводник/метал и метал/n-полупроводник. Всички тези преходи са долепени към горната повърхност, която формира хладната повърхност на модула.

За ТЕ модули, максималната стайна температура при охлаждане е около 70°C , но охлаждаема мощност на единица площ е ниска – в границите на 5-10 W/cm^2 . Най-лошо е представянето, когато топлината се пренася на долната повърхност. Количеството генерирана топлина, в горещите части, може да е двойно или тройно в сравнение със студените, в следствие на малкото КПД на наличните познати модули. Оптиелектронните устройства с микторазмери могат да генерират $100\text{-}1000\text{W}/\text{cm}^2$ мощност, което е далеч извън възможностите на ТЕ модулите. Максималната охлаждаема от ТЕ модулите мощностна е пропорционална на дължината на елементите му (разстояние между горещи и студени преходи). Все

пак е предизвикателство, да се произведат термоелектрически охладители с дължина по-малка от 200-300 μm . При минимизиране на размерите започват да доминират ефектите на контактно съпротивление метал-полупроводник в ТЕ модулите, както и собственото топлинно съпротивление на радиатора. Предлагат се някои ултра тънки ТЕ модули, които могат да достигнат охлаждане в рамките на 50-100 W/cm² [5].

През последните няколко години има видим напредък в тънкослойните BiTe термоелектрически охладители. Демонстрирани са дебелени от 3-5 μm , 100 μm диаметър BiTe/PbTe на охладителната супер-решетка с максимално охлаждане от ~ 30°C и максимална охлаждаема мощност от > 500 W/cm². Тези стойности са постигнати чрез електронен пренос, отразяващи супер-решетки и много ниско контактно съпротивление метал/полупроводник.

Интегрирани хетероструктурни тънкослойни охладители - интересен вариант на микроразмерно топлинно регулиране са монолитно обединените тънкослойни термоелектрически охладители с активни оптоелектронни устройства. Разработват се методи, използващи термоелектронни (thermionic) емисии в хетероструктурите с цел да се подобрят охлаждащите качества на традиционните полупроводници, използвани в микро- и оптоелектрониката. При процеса на термоелектронно излъчване, горещите електрони от катодния слой, който селективно отделя над бариерата в анодния преход. Това довежда до охлаждане на катодния слой и може да подобри коефициента на **Seebeck** на бариерния материал. Супер-решетка с малки разстояния, също може да намали топлинната проводимост на решетката и следователно да подобри ефективността на термоелектрическото енергийно преобразуване. Произведени и описани са InGaAsP/InP, InGaAsP/InAlAs, SiGe/Si, SiGeC/Si хетероструктури интегрирани термоелектронни (HIT) микро-охладилници. Изучават се супер-решетки с различни разстояния, чистоти и дебелина (1-5 μm), както и устройствата с вариращи размери (в порядъка от 100 μm^2 до 40 000 μm^2).



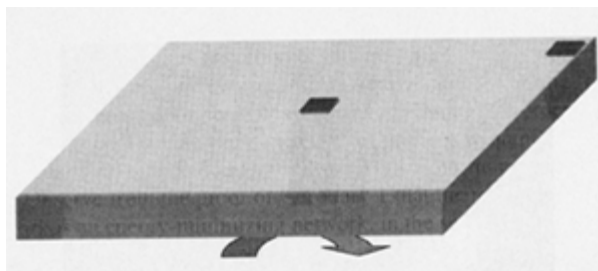
фиг. 17 SiGe/Si микрохладилници с вградени тънкослойни нагреватели/сензори.

На фиг.17 е показано изображение на микрохладилници заедно със тънкослойни метални проводници. За измерване на охлажданата мощност и бързодействие е добавен слой от метални проводници върху микрохладилниците. Проводниците могат да се използват като сензори за измерване на температурата и източник на топлина на повърхността на устройството. *Фиг.21 (nr.)* показва отчетените стойности на охлаждането на микрохладилниците с различни размери. От графиката е видно, че устройството с размери $60 \times 60 \mu\text{m}^2$ е с най-високо охлаждане. Оптиламалните размери на устройството, зависят от типичните ефекти на устройствата: нагряване, генерирано от основата и потока на топлина от радиатора. Както се вижда от опростения линеен термоелектронен модел, $Q = STI - (1/2)I^2R - (\Delta T/R_{th})$, (Q , охладена мощност, която съответства на относителната охладена мощност (CPD) по площта на устройството (A), S , **Seebeck** коефициент, T , температура на околната среда, I , захранващ ток, R , съпротивление на термоелектронния елемент, R_{th} , топлинно съпротивление на термоелектронния елемент и ΔT , температурна разлика.) Следователно $\Delta T = (CPD * A + (1/2)I^2R - STI) * R_{th}$, R_{th} и R_e са пропорционални на $A^{1/2}$ обемно загряване и разпространение в основата. Контактните съпротивления зависят от площта. Също и супер-решетката и основата имат различни зависимости на електрическото/топлинно съпротивление от площта. Това създава неидеалните фактори. Затова винаги трябва да се оптимизират устройствата за всеки един материал и структура, за да се постигне максимално охлаждане. Това обяснява резултатите на *фиг.21 (nr.)*. *Фиг.22*

показва максималното охлаждане в зависимост от охлажданата относителна мощност от повърхността на микрохладилника. Използвайки тези данни, максималната относителна охлаждаща мощност може да се намали. По време на експеримента нагревателя е захранван с постоянен ток и охлаждането на микрохладилниците е измервано с термодвойки. Чрез повишаване на тока повече топлина се отделя на повърхността на хладилниците.

Стандартните познати ТЕ хладилници имат ефект след десетки секунди. *Фиг.23 (пр.)* показва времето на реакция на термоелектрическото напрежение на типичен SiGe/Si микрохладилник. Това термоелектрическото напрежение се формира на според Seebeck ефект, в следствие на температурната разлика в микрохладилника. Температурната разлика се дължи на захранващия ток (1КHz правоъгълна вълна) на тънкослойните нагреватели. Създаденото нагряване на горната повърхност на устройството, създава температурна разлика в супер-решетката и подложката, която формира термоелектрическото напрежение. Когато нагревателят е включен или изключен, времето на спадане/повишаване на термоелектрическото напрежение е със същите стойности като времето на реакция на активния микрохладилник. Тъй като затоплянето и охлаждането, преминават през едно и също тънкослойно устройство *фиг.23 (пр.)* показва времето на реакция на типична SiGe/Si супер-решетка $\sim 34\mu\text{s}$, което е в порядъка на 10^5 пъти по-бързо от обемен ТЕ хладилник. Всъщност реалното време на реакция е по-добро от измерената стойност. Директното измерване на температурата, чрез техника, използваща оптическо топлинно отражение, дава резултат за времето на реакция $\sim 20\mu\text{s}$. Времето на реакция, измерено чрез нагревателните сензори е ограничен от топлинната маса на метала.

Според теоретичната симулация, ограниченията на тока при охлаждането с супер-решетката се дължат на контактните съпротивления между метала и защитния слой (cap/buffer), които са от порядъка на $10^{-6} \Omega\text{cm}^2$. Подробният модел предвижда охлаждане $20 - 30^\circ\text{C}$ с относителна охлаждаща мощност от няколко хиляди W/cm^2 при оптимизирана SiGe супер-решеткова структура. Бъдещите изследвания ще бъдат насочени и към интегрирането на микрохладилници с електронни и оптоелектронни устройства.



фиг.18 Триизмерен електро-топлинен модел.

Приложение на микрохладилниците - за да се демонстрира ефективността на микрохладилниците при премахване на “горещите точки” в интегралните схеми, се използва триизмерен електро-топлинен модел, за да се изчисли температурният профил на повърхността на силициевия елемент със и без микрохладилник. В модела се добавят два супер-решеткови микрохладилника ($70 \times 70 \mu\text{m}^2$) с дебелина $3 \mu\text{m}$ към силициев чип ($1\text{cm} \times 1\text{cm} \times 750 \mu\text{m}$), едният в ъгъла (на $50 \mu\text{m}$ от ръба) и един в центъра. Върху микрохладилниците се поставят “горещи точки” със същите размери, които симулират мощността на работещи транзистори. При тази симулация затоплянето на цялата структура е $10\text{W}/\text{cm}^2$, а на двете “горещи точки” (в центъра и ъгъла) са с $300\text{W}/\text{cm}^2$, както се вижда на фиг.18. Структурата работи при 80°C с коефициент на конвекция $0.88 \text{ W}/\text{cm}^2$ в задната част на силициевата основа. Когато няма микрохладилник, цялата структура се затопля до $\sim 92^\circ\text{C}$, а “горещите точки” до 92.6°C (в центъра) и 92.8°C (до ръба). Когато се добавят микрохладилници на “горещите точки” и оптимизиран ток от 0.4A , “горещите точки” се охлаждат до 91.6°C , което е с 0.4°C под температурата на цялостната структура. Микрохладилниците премахват “горещите точки” с нищожно повишаване на температурата на целия чип. Това е видно на *фиг.24 (nr.)*, показваща температурата на повърхността на силициевата структурата, като е взето под предвид нагриването, дължащо се на тока, течащ към микрохладилниците. Като алтернатива се подобряват условията на конвекция, за да се постиганат подобни резултати като на микрохладилниците на “горещите точки”, като коефициента на конвекция трябва да се повиши с 8% . Разбира се, използването на по-добри условия на конвекция или по-добър радиатор, намалява цялостната температура на чипа с 0.9°C , неудобството е, че това изисква значително повишаване на разсейваната в радиатора мощност. Следователно микрохладилникът ще бъде ефикасен начин за премахване на “горещи точки” в горната симулация. Консумираната мощност от всеки микрохладилник е 23mW , което е много малко в сравнение с цялостното

затопляне на чипа. Предвид 15mW мощност, която всеки хладилник премахва от “горещите точки”, изчисленият КПД на тези микрохладилници е ~ 0.7 .

Заклучение - обсъдени са различни методи за разрешаване на проблемите на затоплянето в микроелектрониката. Преглед на твърдотелните охладителни подложки, представено е използването на силициево германиеви тънкослойни микрохладилници. Последните новости в тънкослойните Si/SiGe супер-решеткови микрохладилници позволяват локализиран температурен контрол с голяма относителна мощност $\sim 600\text{W}/\text{cm}^2$. В същото време, тези устройства показват малко време на реакция от порядъка на 20-40 μs . Както е видно и от приложения пример, те са подходящи за премахваване на “горещите точки” при температурен контрол на ниво чип.

Струйно охлаждане

Теоретичен преглед – тук се представя впръскването на охлаждаща водна струя директно върху повърхността на полупроводников прибор - полеви транзистор в 500-MHz (RF-radio frequency) високочестотен усилвател на мощност. За усилвател, работещ в клас А, струйното охлаждане при поток от 0.14 l/min повишава изходната мощност от 66W на 84W и КПД нараства от 26% на 34%, при P_{in} 34W. Това подобрение се дължи на голямото понижаване на температурата на чипа и цялостното топлинно съпротивление на корпуса. При най-високи стойности на честота и постояннотокова (dc) разсейвана мощност, е отчетено намаляване на температурата на чипа и цялостното топлинно съпротивление от $\approx 214^{\circ}\text{C}$ до $\approx 115^{\circ}\text{C}$ и съответно от $\approx 1.5^{\circ}\text{C/W}$ до $\approx 0.6^{\circ}\text{C/W}$ и максималния охлаждаема мощност $\approx 162\text{W/cm}^2$. при клас АВ, повишаването на изходната мощност и КПД са по-малки от $\approx 8\%$, но усилвателя може да работи по-дълго преди появата отказ. Максималната изходна мощност при клас АВ става 79W, като същата без струйно охлаждане е 70W.

Използвани термини:

PCS – персонални комуникационни услуги;

PAE – КПД;

SSPA – твърдотелен мощен усилвател.

Представяне – при работата на мощните усилватели топлоотделяне от порядъка на 1kW/cm^2 се счита за нормално. Силициевите транзистори, с подложка с топлинна проводимост от $1.48\text{W/cm} \cdot ^{\circ}\text{K}$ [1], се затрудняват да разсейват подобни мощности и изследванията се насочват към SiC и GaN. Поради техните широки зони, подобни полупроводникови прибори теоретически могат да работят до температури от порядъка на 300° и повече $^{\circ}\text{C}$. За съжаление стандартните материали, използвани при корпосиране не издържат на подобни температури. Подобни несъответствия в коефициентите на температурна проводимост могат да доведат до нацепване на метализацията или други тънки покрития върху повърхността на устройствата [4].

Обещаващо постижение, подобряващо топлинното регулиране при високо топлоотделяне или нарастващи температури, е охлаждането посредством впръскването на струя течност. За разлика от потяпянето или принудителната конвекция, струйното охлаждане повишава топлообмена, комбинирайки ефекта на

движението с охлаждането при изпаряване. Технологиата на струйното охлаждане в електрониката е прилагана само за компоненти и платки.

Интерес представлява струйното охлаждане с вода на чипове, особено за RF мощни транзистори. Трябва да се определи експериментално какви подобрения ще в работа на транзистора ще се наблюдават, при струйно охлаждане директно върху повърхността му, сравнено с охлаждане посредством конвекция на твърдотелна подложка при стандартното корпусиране. Използваната техника на корпусиране, се предполага, да осигури най-малките разстояния между струята вода и активната повърхност на полупроводника, демонстрирани до сега ($\sim 3\mu\text{m}$).

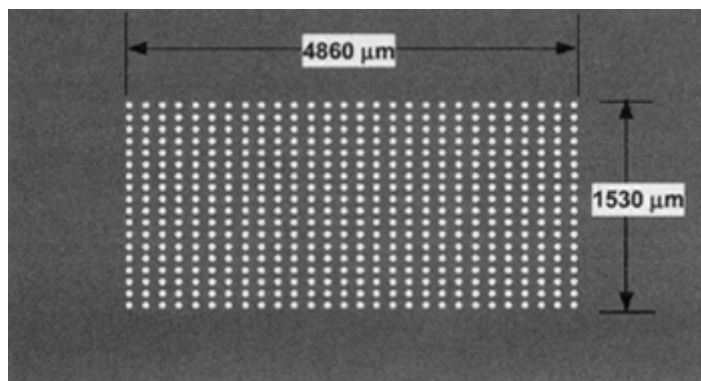
Проектиране и производство на Микро-дюза за впръскване - използваният метод на впръскване е внимателно избран, за да минимизира цялостния обем на корпуса и да се възползва максимално от движението и охлаждането при изпаряване на водата – която е все още един от най-добрите, ако не и най-добрия избор за охлаждащ флуид и границите на ~ 100 до 150°C . На ниво микроелектронен чип, двата възможни метода за струйно охлаждане са чрез дюза (jet) или пулвелизатор (atomized spray). От разглежданите методи тези два показват най-добри показатели, чрез пулвелизатор се достига охладена мощност $0.6\text{kW}/\text{cm}^2$, а чрез дуза $0.5\text{kW}/\text{cm}^2$. За експеримента се избира схема с изтласкаваща дюза, без разпръскване, заради способността и отнема значително количество топлина, с най-малка нужна мощност за изпомпване. Оказва се, че използването, на ниво чип, на дюза без допълнително пулвелизиране, показва по-добра времеви показатели от различни други пулвелизиращи накрайници (nozzles). Това е така от части, защото с цел да се разпръсне струята се използва допълнителна енергия, за да се превърне струята в микрокапки.

С цел да стане възможна употребата на вода и да се контролира потока на струята от накрайника, при размери на RF транзистора от порядъка на микрометри, се налага да се направят накрайници чрез добавяне на микромеханика от дебелина $200\mu\text{m}$ силициева пластина. Тя изисква две ключови стъпки в направата си:

1) Оформяне на дупки в фоторезист достатъчно дебел ($5\mu\text{m}$), за да действа като маска за реактивно йонно ецване (RIE).

2) Дълъг период ($\sim 3\text{h}$) на ецване (RIE), за да пробие химически цялата дебелина на силициевата пластина.

RIE поддържа силно анизотропно действие, така че получените отвори имат почти перфектни вертикални стени.



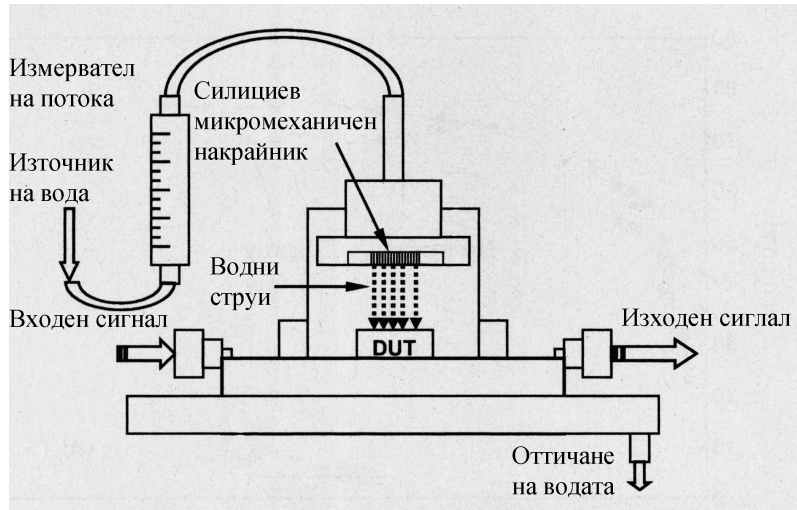
фиг. 19 Si микронакрайник за впръскване.

За да се минимизира нивото на впръскване, дизайнът на накрайника се оптимизира посредством тестване, спрямо разпределението на топлината, отделена от транзистор LX-401 (LD-MOSFET), достигащ до 60W изходна мощност и RF до ~1GHz. Фиг.19 показва двуизмерно изображение на отворите в микронакрайника: 28 отвора по хоризонтала и 18 по вертикала. Всеки отвор е с диаметър 35μm и разстояние от център до център 180 μm по оста x и 90μm по оста y [4]. Това отговаря на разположението на активните клетки на LX-401. На практика, повечето RF транзистори са проектирани с подобно клетъчно разпределение с цел оптимизиране на топлоотделянето при високи честоти, така че подобен дизайн може да има широко приложение. Изработването на микронакрайника от Si носи допълнителни плюсове. Първо, реактивно йонното ецване на отворите на накрайника, прави стените им много по-гладки в сравнение с всеки познат механичен метод, което намалява вероятността за задържане на замърсявания в отворите, водещо до запушването им. Второ, изработката от Si, вместо от метал, на микронакрайника се очаква да бъде химически по устойчив с оглед на киселините и другите агресивни химически съединения, които са чест резултат от разтварящото действие на водата. И последно, изработката от Si ще е по-икономична при масово производство, отколкото конкурентните механични или лазерни технологии, въпреки дългия период от време, нужен за RIE ецването. Това се дължи на факта, че хиляди такива накрайници могат да бъдат произведени едновременно във всяка Si пластина (например с диаметър 8 in) в една и съща производствена партида, използвани във всички разновидности CMOS, MEMS и други силициеви прибори. Трудност в употребата на микронакрайниците се получава при разпределението на отворите относно тествания транзистор. За смекчаване на проблема при експерименти, микронакрайника е повдигнат на 1 in

над повърхността на транзистора. Поради разпръскването на струята, тя достига до площ A_s , по-голяма върху от площта на активните части на транзистора.

Корпусиране, проектиране и тестване на мощни усилватели - Тестваното LD-MOSFET устройство има приблизително 60W изходна мощност (P_{out}) при UHF, L band и голям импеданс на входния сигнал от $1.0-3.1j$ и изходен импеданс от $3.1+0.8j$ при честота на измерване 500Hz. Той е бондиран в собствен (LX2) корпус от медна сплав с размери 0.8 inch дължина x 0.23 inch широчина x 0.080 inch дебелина. При подготовката за струйно охлаждане, керамичното капаче се маха и горната повърхност на Si чип се покрива с Parylene-C, полимер с отлични диелектрични свойства и ниска диелектрична проникваемост. Подобно покритие е необходимо, за да се впръсква спокойно водата, тъй като ако се допусне директен контакт с повърхността на транзистора, това най-вероятно много бързо ще предизвика късо съединение. Покритието Parylene е с дебелина 3.0 μ m, избрана така, че да бъде достатъчно тънко и да не пречи забележимо на преноса на топлина, но и да предотвратява къси съединения. Покритието е доста по-тънко от слоя Parylene (25 μ m), използван при демонстрация на водно струйно охлаждане на силови електронни ключове [IGTBs – Integrated gate bipolar transistor] при двигатели. Това се дължи на максималното постоянно напрежение – 28V и RF амплитуда – 70V в настоящия експеримент, в сравнение с максимална AC амплитуда от 460V при IGTBs.

След поставянето на покритието, отвореният корпус на LD-MOSFET се монтира в медна тестово устройство с два изхода (Focus Microwave Model #PTJ-0), което е с 5.25 inch дължина x 2.0 inch широчина x 3.12 inch дебелина, тежаща 1.5 kg, предаваща топлината в околната среда най-вече чрез провеждане към метална основа. Тестовото устройство има 50 Ω RT-Duroid микроленти, свързани към входа и изхода. Тестваното устройство е свързано в схема общ сорс, с гейт запоен за входната и дрейн запоен за изходната микролента. Схема на тестовото устройство, RF връзки и струйното охлаждане е показана на фиг.20.



фиг.20 Схема на тестовото устройство на струйно охлаждане.

Като при всеки RF мощен усилвател, ключова задача при проектирането е импеданса при големи сигнали, който зависи от характеристиките на транзистора. За получаване на усилване и P_{out} от устройството, съответните схеми трябва да осигурят комплексна стойност на входния и изходния импеданс до 50 Ω . За да се постигне това, трябва да се има предвид, че стойностите на импеданса се изменят в зависимост от работната точка и са различни за различните устройства и стойностите описани в характеристиките са само типични. Предвид това изменение на импеданса е предвиден преобразовател, съдържащ шунтиращ капацитет, подвижно свързан с входната и изходната микроленти. Като при проектирането се започва с уравнението на импеданса на линията:

$$Z(L) = \frac{Z_0(Z_{LOAD} + jZ_0 \tan \beta L)}{(Z_0 + jZ_{LOAD} \tan \beta L)},$$

където Z_0 е характеристичен импеданс, $Z_{LOAD} = C$ паралелно на RF входа или изхода (например $R/(1+j\omega RC)$), β е коефициента на усилване по ток, а L е разстоянието между устройството и шунтиращия капацитет. $Z(L)$ отговаря на комплексната стойност на импеданса, която искаме да постигнем, например $Z(L) = R_{in/out} + jX_{in/out}$.

Използвайки горното уравнение, разделено на реална и имагинерна части се изчисляват стойностите на капацитета и разстоянието до него най-близки до необходимите. Тъй като повечето високочестотни кондензатори са само със стандартни стойности се налага да се свързват паралелно, за да се получи нужната стойност, изчислена от уравнението. При по-задълбочено разглеждане, трябва да се

има предвид и импедансът на изводите на кондензаторите. Тези последователни индуктивности, обикновено от порядъка на няколко nH, могат да доведат до неточности ако се пренебрегнат.

Когато всичко това се вземе предвид и теоретическите стойности на капацитета и разстоянието се определят, следващата стъпка е да се свърже към тестовото устройство. В този случай, първоначалните стойности на капацитета и разстоянията са тествани и избрани на базата на комбинация от теоретическите резултати от уравнението и стойностите на импедансите, взети от векторите анализи на схемата. Когато капацитетите са поставени, желаното преобразуване е получено и гейта и дрейна на SSPA се свързани с външните линии се подава RF сигнал на гейта. Към този момент, ако SSPA усилва, съответните верига се донастройва чрез преместване на капацитетите, докато се наблюдават пиковете на изходната мощност. В резултат от този метод, във входната верига капацитет от 15pF се поставя приблизително на 15mm от устройството, а в изходната верига два паралелни капацитета със стойности 7.5 и 8.2 pF се поставят приблизително на 19.2mm от устройството. Тези стойности на капацитетите и разстоянията се съчетават, за да доведат до преобразуване на 50Ω в $1.0 + 8.1j$ на входа и $2.8 + 5.5j$ на изхода.

След точната настройка на входните и изходни стойности, SSPA се тества при честота от 500Hz и напрежение на дрейна 28V. Входната мощност (P_{in}) на LD-MOSFET се изменя от 15 до 34W чрез комбинация от RF генератор и задвижващ усилвател, избран с изходна мощност P_{out} (+47 dBm при 1dB компресия), достатъчна да насити LD-MOSFET при съответните условия. Напрежението на гейта на LD-MOSFET се изменя от 2.6 до 3.6 V, за да се измери разликата при работа в клас AB (дрейнов ток точно над ограничаването) и клас A (дрейнов ток над половината на максимума).

Във всички измервания, стойностите на P_{in} и P_{out} се отчитат с RF мощен W-метър. Грешката в измерванията на мощността са приблизително $\pm 0.5dB$ или около 10%. Неточностите в охлаждащата водна струя се определят от поредица измерватели на потока, с точност приблизително 0.01 L/m.

Експериментални резултати - На *фиг.25 (a)–(c) (nr.)* са показани изходните мощности (P_{out}), разсеяната мощност (P_{diss}), коефициент на усилване по мощност (PAE) на LD-MOSFET усилвател, работещ в клас A ($V_{gate}=3.6V$) със и без струйно охлаждане. Както се вижда на *фиг.25 (a) (nr.)* без струйно охлаждане устройството достига максимална изходна мощност от 74W при 23W на входа. От

15 до 23W устройството изглежда почти наситено и P_{out} нараства само с 4%. При P_{in} над 23W, устройството започва да break down и P_{out} намалява.

При същите стойности на напрежението на гейта и дрейна, струйното охлаждане се активира с 140 mL/min, и показателите се снемат отново. Подобрието може да се види също на *фиг.25 (a) и (b) (nr.)*. От 5W до 23W входна мощност, на изхода стойностите се повишават със само 5% до 10%, подобно на вече показаното представяне на устройството в този диапазон. Но при входна мощност над 23W, когато неохладения усилвател дефектира, охладаното с водна струя устройство, продължава да работи без проблеми, с постоянно увеличаващи се изходни стойности, достигащи до 84W при P_{in} 34W. Тази стойност е с 24% по-голяма от измерената при неохладено устройство при същата P_{in} .

По отношение на КПД, и охладаното, и неохладаното устройство показват много близки резултати при P_{in} под 23W, но струйното охлаждане подобрява ефективността забележимо след тази стойност. Графика на ефективността в зависимост от P_{in} може да се види на *фиг.25 (c) (nr.)*. Тъй като, принципно границата на КПД при клас А е 50% и неохладаното устройство работи при около 40% до 45% при P_{in} от 1 до 15W, се очаква много малко подобрене в този диапазон. Пиковите за охладаното и неохладаното, съответно са 44% и 43% при P_{in} 5.3W. При P_{in} 34W, обаче КПД на неохладаното устройство спада до 26%, докато КПД на охладаното се задържа на 34%.

Същият експеримент се провежда и при ($V_{gate}=2.6V$) при клас АВ, където дрейновия ток протича през малко повече от полупериод. Това намалява разсейваната мощност и прави работата при RF по-малко зависима от топлинните ефекти. Опитните резултати за стойностите на P_{out} , P_{diss} и КПД в зависимост от са показани на *фиг.26 (a)–(c) (nr.)*. В този случай без охлаждане и при P_{in} 15W устройството достига най-голяма стойност на P_{out} 72W, след тази точка P_{out} започва да спада стремглаво и малко над P_{in} 18.5W и P_{out} 70W устройството се поврежда.

При прилагане на струйно охлаждане, устройството работи без проблеми при доста по-високи входни мощности, но не показва достигнатите подобрения на P_{out} при клас А. При по-ниски стойности от 1 до 5W P_{in} и P_{out} 25 до 62W, P_{out} се повишава 11% за $P_{in}=1.5W$ и 2.3% за $P_{in}=5W$. При P_{in} от 5 до 15W и P_{out} 60 до 70W повишаването на P_{out} е постоянно – 2%. Над 15W P_{in} неохладаното устройство започва да break down и при $P_{in}=18W$ на изхода на неохладаното устройство се отчитат 70W, докато охладаното достига до около 75W (повишение 8%). След тази точка охладаното устройство се насища, но все още работи при $P_{in}=35W$ и $P_{out}=79W$.

Когато разглеждаме КПД на двете конфигурации, за разлика от предишния случай (клас А) се забелязва подобрение по целия диапазон на P_{in} , както се вижда на графиката, показана на *фиг.26 (с) (пр.)*. От 4W до 18W P_{in} охладаното устройство работи с КПД около 3% по-висок от този на неохладаното устройство. Ефективността и на двете устройства е най-висока при $P_{in}=4W$, когато неохладаното устройство работи с КПД 48%, а охладаното устройство с 52%. След това КПД равномерно намалява до момента, в който неохладаното устройство дефектира при КПД 40%.

Топлни характеристики и работа на накрайника – използваният накрайник работи с домашен източник на вода, с температура около 25°C и налягане между 0 и 90 PSI, управлявано от група регулатори. Предварителните опити проведени с накрайника при тези условия показват, че обемът на потока трябва да се поддържа в диапазона от 0.10L/min до 0.20L/min, за да се подсигури това, течността трябва да преминаване през всеки отвор, минимизирайки повредите върху проводящите писти на чипа. За опитите при RF е избрано средно ниво на потока 0.14 L/min. При това ниво на потока, двуфазното охлаждане (охлаждане от принудителното движение на течността и охлаждане при изпаряване) се появява когато, устройствата работят при най-високи нива на разсейване.

Подобряването на работата при RF, предизвикано от струйното охлаждане може да се свърже с понижаването на температурата на чипа на транзистора, използвайки волт-амперната характеристика като термометър. Това се улеснява от факта, че работните условия са константно напрежение на дрейна ($V_D=28V$) и на прехода гейт-сорс. При тези условия и приемайки, че устройството е честотно стабилно, повишаването на T_j над околната температура цялостно намалява дрейновия ток, защото повишава съпротивлението на канала и контактите на LD-MOSFET. Промяната на дрейновия ток, ΔI_D , е свързано с промяна на разсейваната мощност като: $\Delta P_{diss} = V_B \Delta I_D$.

Процесът се илюстрира чрез крива на разсейваната мощност за работа при клас А на *фиг.25 (b) (пр.)*. Без струйно охлаждане основният топлинен поток преминава надолу през подложката към Si слой и към медното тестово устройство. Участват и топлинното съпротивление Θ_{down} с от $\approx 1.3^\circ C/W$ от LX2 корпуса и отчетен принос от $\approx 0.2^\circ C/W$ от разпределението към медното тестово устройство и алуминиева основа. Максималната стойност на входна RF е на *фиг.25 (пр.)* е $P_{diss} = 126W$, съответстващо на $I_D = P_{diss} / V_B = 4.5A$ и $T_j = 25^\circ C + P_{diss} * \Theta_{down} = 214^\circ C$ – опасна температура за LD-MOSFET или всеки друг Si прибор.

С употребата на струйно охлаждане разсейваната мощност се повишава на 162W, съответстваща на $I_D = P_{diss} / V_B = 5.8A$. От еквивалентна схема на същия LD-MOSFET откриваме, че това повишаване на дрейновия ток с 1.3A съответства на понижаване на T_j от $\sim 99^\circ C$ от $214^\circ C$ на $115^\circ C$. За да се постигне това намаление на T_j е нужно струйното охлаждане да премахва топлина на стойност равна на: $Q_{spray} = P_{diss} - (T_j - 25^\circ C) / \Theta_{down} = 102W$, следователно еквивалентното топлинно съпротивление при струйното охлаждане е измерена като $\Theta_{up} \approx (T_j - 25) / Q_{spray} \approx 0.9^\circ C/W$. Това означава, че струйното охлаждане намалява общото топлинно съпротивление от $1.5^\circ C/W$ на $\sim 0.6^\circ C/W$ според еквивалентната топлинна схема, съдържаща две съпротивления в паралел.

Охлаждащият поток от струя течност може да се измери чрез отчитане на резултатния отпечатък от струята от $\sim 0.63cm^2$ или $q \equiv Q_{spray} / A_S \sim 162W/cm^2$. Това изчисление за двата механизма за пренос на топлина (проводимост и изпарение) е достатъчно далеч под критичния топлинен поток от вода, за да се предложи, че прекъсване в струйното охлаждане може да доведе до преминаване на топлина през Parylene-C покритието. Може да се измери топлинното съпротивление на слоя Parylene-C като допуснем, че топлинния поток е стълбовиден и е само в рамките на отпечатъка на струята, така че $\Theta_{Parylene} \approx t / (kA_S)$, където t е плътността и k е топлинната проводимост. Като се използват типичните стойности за Parylene-C от $k = 0.082 W/(m - K)$, $t = 3 \mu m$, и $A_S = 0.63cm^2$ се получава $R_{th} \approx 0.6^\circ C/W$ – две трети от топлинното съпротивление при струйното охлаждане. Така че Parylene-C се оказва пречка, която налага да се търси друг вариант на покритие с по-висока топлинна проводимост като алуминиев нитрад. За съжаление подобни покрития не са толкова достъпни, а имат и миниотвори за разлика от Parylene и обикновено имат доста по висока диелектрична проводимост, което означава по-големи паразитни капацитети на транзистора.

Друг важен въпрос е нуждата от електрически контакт за задвижване на водата, което е следствие от нейните физични характеристики. В устойчиво състояние скоростта на струята зависи от обема на потока, dm/dt , като $dm/dt = \rho dV/dt = \rho V A$, където ρ е плътността, V е обема на флуида и A е площта на отвора. За 504 отвора на крайника, описан по-горе, имаме $A = 4.8 \times 10^{-7} m^2$. При зададените нива на потока от 0.14 L/min и при $\rho = 10^3 KG/m^3$, скоростта на потока е 4.7m/s. Това съответства на цялостната кинетична мощност на потока от $(1/2)(dm/dt)V^2 = (1/2)(0.0023 kg/s)(4.7m/s)^2 = 0.025W$, което определя минималната необходима мощност за циркулация на водата. Разбира се различни загуби в крайника и други механични устройства (например триене) повишават тази

мощност, но поради малките нива на потока. Повишаването се очаква да бъде по малко от една десета. Тъй като струйното охлаждане показва, че може да разсейва мощности над 100W продуктивността ще е много висока.

Заключение - очевидно е, че подобренията в работата на LD-MOSFET RF, постигнати посредством струйно охлаждане, зависят от натоварването на устройството и класа му на работа. При клас А устройствата отделят значително повече разсейвана мощност отколкото при клас АВ, устройствата се ограничават топлинно. При такава ситуация струйното охлаждане подобрява P_{out} и КПД до 27%. Проучванията показват, че това подобрене се свързва с охлажданата от струята топлина от приблизително 162 W/cm^2 и едновременното намаляване на температурата на чипа с приблизително 99°C при условия на максимална разсейвана мощност. Груби измервания показват, че две трети от остатъчната температура се задържа от покритието Polyene-C върху повърхността на транзистора.

В контраст струйното охлаждане при същия транзистор при работа в клас АВ подобрява P_{out} и PAE само с 8%. Но предотвратява внезапното дефектиране на транзистора без струйното охлаждане. Това показва, че дефектите се причиняват от комбинация от електрически и топлинни ефекти и струйното охлаждане може да помогне да се подобри надеждността на SSPA в клас на работа АВ.

Активни охлаждащи основи

Теоретичен преглед – премахването на топлина от печатна платка (PWB printed wiring boards) първоначално се е осъществявало чрез кондукция. Алтернатива представлява микроелектромеханичната система (MEMS), състояща се от активна охлаждаща основа (ACS), проектирана и произведена с цел да се добави водно охлаждане към печатна платка. Топлинното регулиране се подобрява чрез допълнителна топлинна конвекция. Използването на синтетична дюза дава възможност се създаде компактно и лесно за монтиране охлаждащо устройство. Пластмасовата дюза и устройство за контрол на течността се монтират върху платката чрез многослойна ламинация. Въздушен резервоар се пробива през центъра на PWB. Подвижна полимерна мембрана и малоразмерно електромагнитно задвижване създават активна система за изпомпване, която да създава вибриращи въздушни струи надолу по микрофлуидните канали, които пренасят топлината, генерирана от горещите микроелектронни компоненти. Тестови, загряващи чипове директно се прикрепят към основата. Съединената корпусна система е разгледана от механическа, електрическа и топлинна гледни точки. При задвижваща мощност 60 mW са постигнати максимални скорости на струята от 14 m/s и средни от приблизително 3 m/s. Тази интегрирана, активна, охлаждаща основа има потенциал за широк диапазон на работа при топлинното регулиране на системно корпусно ниво.

Използвани термини:

ACS – активна охлаждаща основа;

PWB – печатна платка;

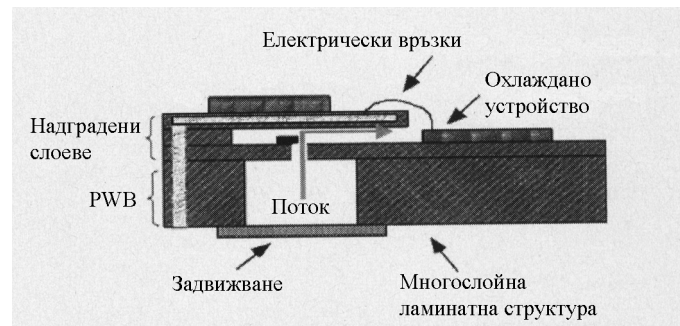
Електромагнитно задвижване;

Синтетична/пластмасова дюза;

Топлинно регулиране.

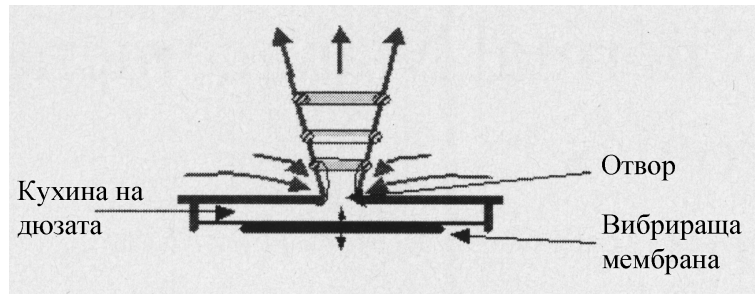
Представяне - топлинното регулиране е предизвикателство при корпусирането на микросистеми. Вентилаторите и радиаторите са традиционните методи за осъществяване на конвекция на топлината на системно ниво. Ефективността на вентилатора се дефинира от отношението на полезната изходна към входната мощност. КПД на вентилаторите е нисък, например при изсмукващите (backward curved) е 80%. Проблем пред топлинното регулиране е неравномерното отделяне на топлина. При корпусирането се предвиждат начини за пренос и разпространяване на топлината, така че да се увеличи местната

кондукция. Микрофлуидното охлаждане на PWB чрез микроелектромеханичната система (MEMS) е обещаващо разрешение на този проблем, тъй като повишава местната кондукция. PWB са съчетание от органични (epoxy) и неорганични (glass fiber) материали с външно и вътрешно опроводяване, спомагащо електронните компоненти да са механически стабилни и електрически свързани. Към тази конструкция трябва да се добавят и флуидните канали, с което се подобрява функционалността на PWB по отношение на топлинното регулиране. На фиг.21 е показана схема на активна охлаждаща основа (ACS) с използване на флуид, присъединена към печатна платка. Използваният за пренос на топлината флуид, който може да е както в течно, така и в газообразно състояние, преминава през флуидните канали и премахва топлината, генерирана от топлинно, активните електронни устройства.



фиг.21 Схема на активна охлаждаща основа

За да се изпълни тази цел трябва да се изпълнят две изисквания. Малки размери на ACS и съвместимост с производствените процеси на печатните платки, които обичайно са около 2mm дебели. Използването на синтетична дюза позволява да се направи опростена структура с малки размери. От фиг.22 придобиваме обща представа за задвижването на синтетичната дюза. Кухината на дюзата е свързана чрез неподвижна плоска връзка с отвора на дюзата от една страна и подвижната мембрана от другата. Вибрацията на мембраната предизвиква редуващи се втласкване и изтласкване на въздух навътре и навън от кухнята през отвора на дюзата.

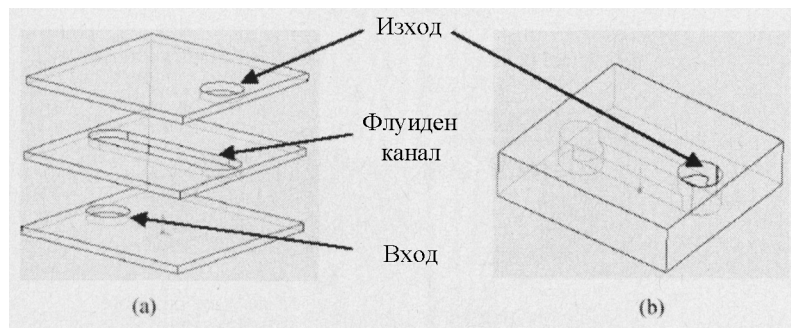


фиг.22 Схема на синтетична дюза.

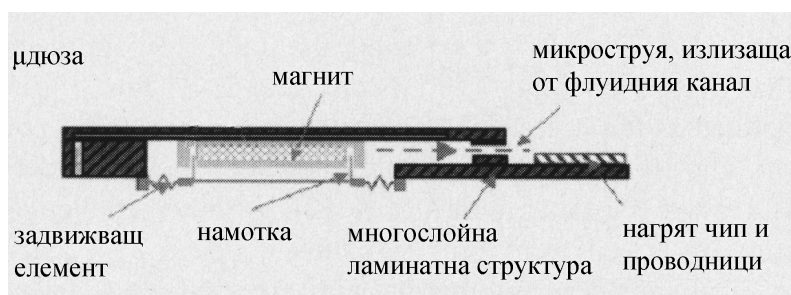
В сравнение с вентилаторите, MEMS могат лесно да се комбинират с единични или мултичипни корпуси и да се постави синтетичната дюза до компонента, излъчващ топлина и това да се премахнат “горещите точки”. Дюзите имат ниски изисквания към захранването си и голяма ефективност при топлинното регулиране, което се дължи на прецизното охлаждане. Тук ще подробно ще разгледаме механиката на флуида и неговото работно представяне.

Запознаване с устройството - както е видно от фиг.22 синтетична дюза се прави като се пробие голям отвор в центъра на платката, за да се оформи кухината на дюзата. Задвижването се закрепва към кухината и флуида може да се придвижи към вътрешните слоеве на платката. На фиг.23 са показани основните стъпки при процеса на ламинация, чрез който се оформят вградените флуидни канали. В няколко пласта ламинат предварително, чрез пробиване или лазерно изрязване, са оформени флуидните канали. За подготвянето им могат още да се използват и реактивно йонно ецване и фотолитография. Всичките пластове се събират, подравняват и ламинират, така че да оформят структурата на микродюзата. Ламинирането се извършва с уред за горещо пресоване. Високи температури и сила се прилагат върху ламинатите, така че епоксидното лепило се втвърдява, за да се съедини многопластната структура. Целият процес е съвместим с традиционните PWB процеси.

Схема на MEMS устройството на е показана на фиг.24. Показано е задвижването, което създава струята, флуидния поток, който помага да се насочи и позиционира дюзата и подредбата на компонентите генериращи топлина, за да се организира ред на циркулация. Не се изисква външен поток или външна помпеща система, което улеснява проектирането и изработката на активната охлаждаща система [10].



фиг.23 Процес на ламиниране на флуиден канал.

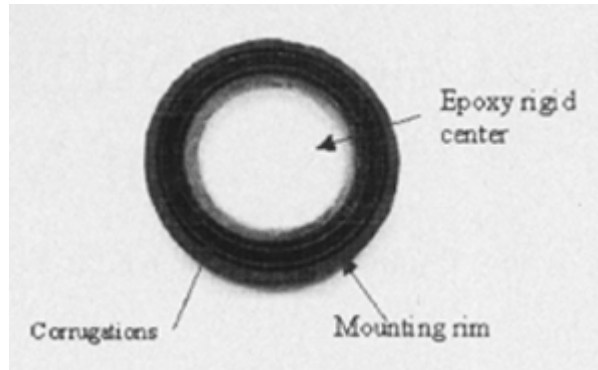


фиг.24 Активна охлаждаща основа с електромагнитно задвижване.

Задвижването на струята е сърцевината на системния модул. Електромагнитно задвижване се използва за управление на синтетичната дюза. В неговото устройство има три основни части: подвижна, еластична мембрана; намотка, монтирана на подвижната мембрана, която работи с променлив ток; постоянен магнит, който осигурява постоянно магнитно поле. Последните две части се използват, за да предизвикват вибрациите на мембраната.

Материала, от който е изработена мембраната трябва да е гъвкав, така че да може да се деформира много без да се прилага голяма сила. За да се повиши ефективността на устройството не трябва да се допускат течове. По тази причина мембраната се ламинира, за да се осигури по-голяма плътност, така че избрания полимер трябва да може да премине през ламинация. В разглеждания случай, за изготвяне на мембраната е избран Dyneon fluoroelastomer (със съдържание на 75% Dyneon FE-5621Q и 25% FC-2145). Този материал има добри механични характеристики, с коефициент на еластичност 1.46 МРа при 100% разтегляне. Освен това има предимствата да е едновременно устойчив при ламинация и да може да се оформя в необходимите форми. С цел да получим голяма еластичност при определена сила, в полимерната мембраната за оформени концентрични кръгови гънки. Нагънатата структура може да повиши линейното разтягане на мембраната. В централната си област, където се прилага електромагнитната силата,

мембраната трябва да бъде достатъчно устойчива, така че да не се измества забележимо от натиска и достатъчно голям диаметър, за да няма непокрити/осигурени от мембраната зони. Материала с по-ниска плътност (epoxy prepreg) е избран за направата на централната област, вместо elastomer-а, тъй като е доста по-нееластичен от Duneon fluoroelastomer. По тази причина се изисква много по-малко материал за направата на централната част, което осезаемо намалява общата маса на мембраната, както и нуждата за деформацията и сила. Структурата на мембраната е показана на фиг.25.



фиг. 25 Структура на мембраната.

Проектирането на мембраната директно влияе на цялостната работа на дюзата. Структурата на мембраната определя оптималната честота на вибрация и прилаганата сила, които имат забележително влияние върху обема на потока, преминаващ през дюзата. От енергийна гледна точка е желателно да постигнем най-голяма деформация с най-малка приложена сила и съответни най-малък разход на електрическа енергия. Повишаването на обема на потока влияе по два начина: по-голяма струя сама по себе си пренася и премахва по-голямо количество топлина; освен това тя предизвиква и допълнителен въздушен поток, който също води до охлаждане.

Показаната на фиг.25 мембрана има диаметър 33 mm. Epoxy prepreg е изрязан с кръгла форма с 24 mm диаметър и е залепен за отворения център на мембраната, заобиколен с нагънатата elastomer-на структура. Мембраната може да достигне до ъгъл 60°, 2.2 mm дълбочина и 0.2 mm дебелина. Тази мембрана има резонансна честота от приблизително 100Hz.

Вибрацията на мембраната се предизвиква от електромагнитна сила. Схемата на задвижването включва намотка, монтирана на подвижната мембрана, която работи с променлив ток и постоянен магнит, както е показано на фиг.24. Намотката е направена от метален проводник с диаметър 0.08 mm, има вътрешен

диаметър 21 mm и 3mm височина. Съпротивлението намотката е приблизително 12 Ω . Залепена е за централната част на мембраната с *cyanoacrylate superglue*. Sm-Co магнит с диаметър 20 mm е разположен в центъра на кухината на основата, която е с диаметър 22 mm и 4mm дълбочина. Пермалоен капак покрива магнита и завършва магнитната верига. Магнита и намотката са така разположени, че намотката да може да се движи в кухината при протичане на AC ток през намотката.

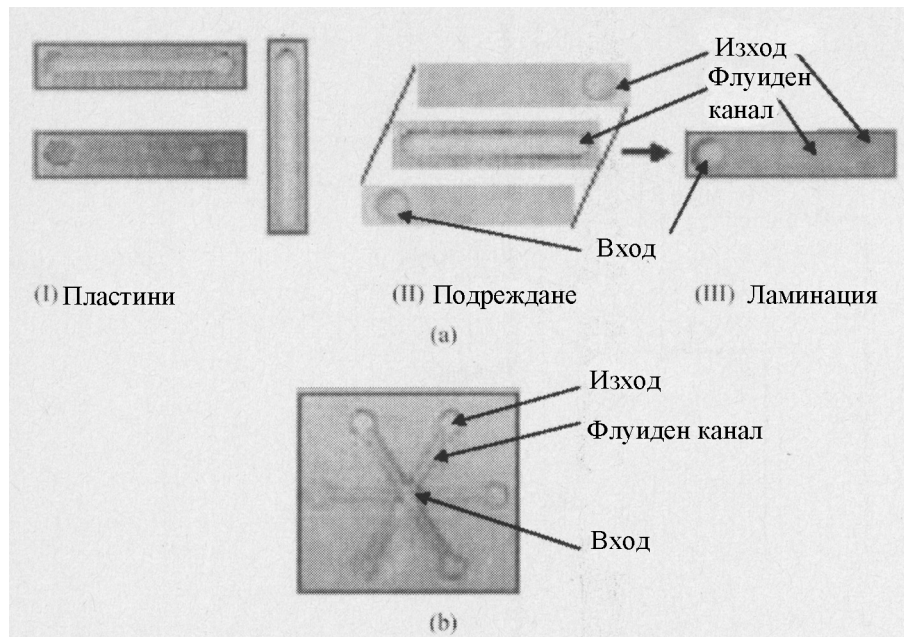
Захранването се генерира от неустойчив (astable) мултивибратор, показан на *фиг.35 (пр.)*. Схемата съдържа два активни компонента – два операционни усилвателя (U1, U2), шест пасивни елемента – три резистора (R1, R3, R4), два потенциометъра (R, R2) и един кондензатор (C). L е товарната индуктивност. Първият усилвател, R1 и R2 формират мултивибратор. Когато V_{1o} е положително (V_{sat+}), V_{1+} ще е постоянно със стойност $(V_{sat+}) R1/(R1+R2)$, кондензатора ще се зареди до R, така че V_1 ще нараства експоненциално; когато V_{1o} е отрицателно, кондензатора се разрежда и V_1 ще намалява експоненциално. Вторият усилвател е изходното звено и работи като буферен усилвател, който задвижва намотката. Резисторите R3 и R4 помагат да се намали изкривяванията в сигнала, дължащи се на неидеалността на усилвателите. Тази схема няма стабилно състояние, поради тази причина се нарича неустойчив (astable) мултивибратор. Периода T на тази схема се изразява с уравнение (1):

$$T = 2RC \ln \left[\frac{1 + \frac{R1}{(R1 + R2)}}{1 - \frac{R1}{(R1 + R2)}} \right]$$

Тази задвижваща схема е избрана, поради своята простота, дори и да не може да генерира перфектни синусоидални вълни. С промяна на R и R2, може да се генерира псевдо-синусоидална вълна и могат да се контролират честотата и големината на изходното напрежение.

Изработка на ACS - както е споменато по-горе, микрофлуидната структура се асемблира посредством ламинация на многослоени ероху-glass – ови пластини. Последователността на изработка е показана на *фиг.25*. Материалът на основата съдържа отделни ероху ррегг слоеве. Формата им е предварително лазерно изрязана. Слоеве се подреждат и поставят в гореща преса за ламиниране. През цялата продължителност на процеса на съединяване на слоевете се поддържа температура от 177°C. Подобен многоканален елемент е показан на *фиг.26*. минималните размери на каналите са 1000 μ m ширина и 300 μ m дебелина [10].

С цел да се постигне целта на ACS охлаждането, тази флуидна технология трябва да се комбинира със синтетичната дюза и нейното задвижване, които са описани по-горе. На *фиг.27 (пр.)* е показано ACS устройство, охлаждащо силициев елемент, който е проектиран, така че да наподобява елементи, генериращи топлина. Той се състои от 100 платинени загряващи елемента, всеки от които е с $75\mu\text{m}$ височина и приблизителна площ на затопляне $20\mu\text{m} \times 20\mu\text{m}$. Платината работи добре като нагревател подобно на *съпротивителен топлинен сензор*, тъй като съпротивлението на платината като функция на температурата е почти линейно.



фиг. 26 Процес на ламиниране: (а) последователност, (б) изделие.

Активни охлаждащи основи имат кухня с диаметър 33mm , дълбочина 5mm , флуиден канал с дължина 10mm , ширина 10mm , дебелина 1mm и правоъгълни канали $10\text{mm} \times 1\text{mm}$. Намотката е свързана с *prepreg*-овия център на мембраната. Изводите и достигат до пробити в PWB вътрешни канали от мед. Задвижващата схема на неустойчивия (*astable*) мултивибратор съдържа активни и пасивни елементи. Кондензаторите, резисторите и потенциометрите имат индивидуални корпуси. Само два от трите му усилвателя са включени в задвижващата схема. Най-високият му изходен ток може да достигне 130mA . Всички елементи са разположени на горната повърхност на PWB и са свързани чрез вътрешните медни канали.

Тестване и експериментални резултати - отклонението на мембраната се разглежда в статично и динамично състояние. Характеристиките в статично

състояние се определят посредством използването на устройство за тестване на отклонение (Модел 921A на TRICON). При тестването се прилага натиск върху мембраната, посредством цилиндричен накрайник с диаметър 2mm и височина 5mm, като отклонението се определя от преместването на накрайника. Резултатите са показани на *фиг.31 (nr.)*. Провежда се и компютърна симулация за сравняване с тестовите резултати. Използваното компютърно приложение е ANSYS. Благодарение на симетричната структура на мембраната, опростен двуразмерен модел (*фиг.28 (nr.)*), който демонстрира сечението на мембраната от центъра до външните и очертания, се използва при симулациите. За създаване на модела на структурата са използвани множество триъгълни елементи. Приложени са две условия на съединяване: едното се отнася за централната част, която може да се движи при прилагане на определена сила, а другото се отнася за външния ръб на мембраната, който е фиксиран без свобода на движение. При тези условия върху центъра на мембраната се прилагат различни сили и преместването на мембраната се изчислява чрез модела на FEM. Сравнените резултати от ANSYS симулацията и експеримента са показани на *фиг.31 (nr.)*. С повишаване на стойността на прилаганата сила се повишава и преместването. Видимо е, че експерименталните резултати и предвидените от симулацията са доста близки под 0.1N. До 0.1N мембраната има линейно отклонение. Поради тази причина можем при този режим на работа можем да използваме ANSYS, за да проектираме евентуални оптимизации при статичен режим.

Когато върху мембраната се прилага сила от електромагнитното задвижване, тя работи в динамичен режим. Разглежда се нейната работа при различни приложени честоти, за да се открие оптималната работна честота. Използва се лазерен виброметър, който да отчита преместването от разстояние. На *фиг.32 (nr.)* са е показана зависимостта на преместването от честотата. Тока през намотката е с константна стойност от 70mA, следователно прилаганата електромагнитна сила също е константна с консумирана мощност е 0.06W. Наблюдава се логаритмична зависимост. Избира се оптималната честота - 100Hz, при която преместването е приблизително 0.5mm.

Струята, която се генерира от ACS се разглежда експериментално посредством hot-wire anemometry и измерване на скоростта и. Стойността на изходната скорост на струята, на 0.8 mm от изхода на дюзата се измерва от hot-wire anemometry. Микродюзата работи при честота от 100Hz и ток на задвижване на намотката 70mA. На *фиг.33 (nr.)* е показана средната стойност на за един период. При най-голяма стойност на въздействието, най-голямата положителна стойност на

скоростта е около 14m/s. най-малката отрицателна стойност е 5m/s. Средната стойност на скоростта на струята е приблизително 2.7m/s. По оста на ACS разликите в стойностите на тези величини показват местата където определено количество въздух е отнесено към изходите на каналите. Следователно е желателно да има по-голяма разлика между двата максимума, което ще доведе до по-голям пренос на топлина през въздушните дюзи.

Частично отразено измерване на скорост (PIV – particle image velocimetry) се използва за определяне на цялостната картина на скоростите около изхода на дюзата. Поредица от PIV измервания на скоростите на потока на изхода на дюзата се провеждат при константна стойност на честотата на задвижващия сигнал през 18 периода. На *фиг.29 (a) (nr.)* е показано разположението на измерването. Двумерна равнина се оформя симетрично от центъра на ACS. Изхода на дюзата се намира в горния ляв ъгъл, като струята е насочена надолу. Близо до изхода, стойностите на потока се определят по-силно от периода и advection на потока, който най-добре понася прехода към турбуленция, забавяне и загубата на кохерентност. От *фиг.14 (b) и (c) (nr.)* е видно, че на разстояние от 6-10 mm от изхода на канала ($Y= 10-6$ mm), има район на образуване на завихряне по време на полупериода от единия до другия максимум. Силните временни завихряния, образувани по време на най-силно въздействие могат да придвижат въздуха през отворите на дюзата. Наблюдава се и свиване и разширяване на флуида. Всичко това води до принудена топлинна конвекция.

Тестването на охлаждането се осъществява при константна отделяна температура. Източникът на топлина е покритие от платинени елементи, монтирано върху силициев чип. Всички повърхности на ACS са изложени на температура на околната среда от 23°C. Самият затоплящ елемент е пригоден да се използва и като топлинен сензор, поради линейната зависимост на съпротивлението му от температурата. Като се следи съпротивлението във елементите върху чипа, можем да получим температурата на нагревателя. Проследяването на процеса на охлаждане се осъществява на три етапа, които са показани на *фиг.30 (nr.)*. При първия нагревателят достига до температура от 100°C. Във втория етап се пуска охлаждането докато температурата не спадне до 70°C. При третия етап в теста се включва повишаване на мощността на нагревателя до достигане на 100°C при работещо охлаждане. Преноса на топлина от ACS по време на трите етапа се отчита от инфрачервена камера (*фиг.34 (nr.)*). Областите с по-висока температура се появяват директно над нагревателите, които се намират на 0.8 mm от изходите на каналите. Температурата намалява с отдалечаване от

центъра на нагревателя. Средната температура е отбелязана на фигурата. При първия етап входната мощност на нагревателя е 365mW. Топлината се разпространява по цялата повърхност посредством естествена конвекция. При етап три входната мощност на нагревателя се повишава до 707mW, за да може да поддържа същата температура като в първия етап. Повишената входна мощност на нагревателя и намаляването на горещата зона показва, че при принудената конвекция с използването на дюзи за охлаждане коефициента на топлинен пренос е много по-висок отколкото при естествена конвекция. Потокът премахва около $3.6\text{W}/\text{cm}^2$, при консумирана от на бобината мощност от 60mW. Грешката при тестовите резултати е над 10%, главно дължаща се на грешки при измерване на температурата. За сравнение при естествена конвекция охлаждането има стойности от около $1\text{W}/\text{cm}^2$. Представянето на ACS охлаждането може да се сравни с това при използване на вентилатори, но има по добри характеристики по отношение на консумираната мощност и съвместимостта с работата на PWB.

Заключение - описано е монтирането на MEMS ACS към многослойна PWB, базирано на струйното охлаждане. Използва вибрационният микрофлуиден момент на fluoroelastomer-на нагъната структура. Посочени са характеристиките на устройството по отношение на механичните вибрации, механиката на флуидите и охлаждащите качества.

ГЛАВА ТРЕТА

Анализ и заключение

В описаните методи за охлаждане на електронни системи и устройства се използват различни вариации на конвекцията и кондукцията, като се търсят оптимални решения за постигане на най-добри резултати.

Още преди десетилетие е било предвидено, че тенденциите към намаляване на размерите в микроелектрониката ще доведат до нуждата от разсейване на мощност от стотици W/cm^2 при ограничена площ на топлообмен. Тази тенденция е силно засегната при *процесорите*, където увеличаващата се функционалност се съчетава с намаляване на размерите. Към момента се срещат стойности на отделена топлина над $100W/cm^2$.

Оптимизирането на размерите и комбинациите на вентилатори и радиатори помага да се достигнат максималните възможности на въздушното охлаждане без да се усложнява позната ни конструктивна схема. От системна гледна точка, трябва да се отбележи, че въздушното охлаждане е ограничено от допустимите размери на корпусите и е видимо, че дори и оптимизирано то не може да постигне особено голямо повишаване на кондукцията, освен ако не се направи компромис с размерите на охлаждащата система. Поради ограничените си възможности, този метод на охлаждане може да се прилага само за дадени системи с по-ниски изисквания.

Тенденцията към повишаване на работните честоти на електронните системи и устройства, както и увеличаването на тяхната функционалност също представляват голямо предизвикателство за топлинното регулиране. Когато стандартните техники на въздушното охлаждане достигнат до предела на възможностите си, както по отношение на ефективност, така и по отношение на себестойността си, се обръщаме към водното охлаждане. То може да се приложи в различни вариации, за постигане на нужните резултати. Водно охлаждане се използва в три от описаните в дипломната работа нови метода за охлаждане - водно охлаждане за FBGA корпуси, струйно охлаждане и активни охлаждащи основи.

При първият метод се използват радиатори с микрокалани, като по високата степен на охлаждане се подsigурява от прилагания воден поток. Този метод, макар и да има известна степен на трудност при прилагането си е може да намери своето приложение в *съвременната компютърна техника*, където изискванията към охлаждането се бързо се покачват. При този метод може да се контролира отделяна мощност от $100\text{W}/\text{cm}^2$.

В сравнение с въздушното охлаждане, техниките за охлаждане с течност могат да доведат до различни усложнения и разходи при реалното си прилагане. Това се дължи на нуждата от употребата на помпа за осигуряване на движението на течността в затворен кръг, чиято работа повишава разходите.

Новите две тенденции в проектирането на *мощни усилватели (SSPA)* правят изготвянето на корпуси и топлинното регулиране голямо предизвикателство. Едната насока е към повишаване на работните честоти, които сега са над 5 GHz за персоналните комуникационни услуги (PCS) при безжичните технологии. Независимо, дали прилаганата технология е базирана на полеви или биполярни транзистори, високите честоти като цяло водят до по-нисък КПД, както и по-голяма отделяна мощност за единица площ. Топлоотделяне от порядъка на $1\text{kW}/\text{cm}^2$ се счита за нормално. Дори силициевите транзистори, с подложка с топлинна проводимост от $1.48\text{W}/\text{cm} \cdot \text{K}$ [1], се затрудняват да разсейват подобни мощности. Другата насока е към работа в “тежки” условия на SSPA. Освен всичко друго, това означава работа при температури от порядъка на 200°C и по-високи, при които стандартните Si прибори обикновено отказват. Обещаващо постижение, подобряващо топлинното регулиране при по-високо топлоотделяне или нарастващи температури, е охлаждането посредством впръскването на струя течност директно върху повърхността на полупроводников прибор. Струйното охлаждане повишава топлообмена, комбинирайки ефекта на движението с охлаждането при изпаряване. Това предимство е познато и е използвано за охлаждане на обекти както в механиката, така и в електрониката. Отчетените резултати показват как охлаждането може да влияе върху работните характеристики на устройствата и да удължи периода на експлоатацията им.

Повишената консумирана мощност на новите микроелектронни устройства, заедно с понижаването на размерите на корпусите, завишава изискванията към топлинното регулиране. Например в процесорите на Intel броя на транзисторите се удвоява, размерът им нараства с 14% и честотата им се удвоява всеки две години.

По отношение на консумираната мощност, при 486 процесор е била 2W, за произведените през 2005г. е около 100 W. Друг проблем пред топлинното регулиране е неравномерното отделяне на топлина. При корпусирането се предвиждат начини за пренос и разпространяване на топлината, така че да се увеличи местната кондукция. Микрофлуидното охлаждане на печатни платки чрез микроелектромеханичната система (активни охлаждащи основи) е обещаващо разрешение на този проблем, тъй като повишава местната кондукция. В сравнение с вентилаторите, те могат лесно да се комбинират с единични или мултичипни корпуси. В много отношения активни охлаждащи основи показват по-добро представяне от традиционните методи на охлаждане и дават възможност за директен монтаж към платката, което позволява да се извършва топлинно регулиране на ниво корпус. Също така могат да се съчетаят и с други методи на охлаждане като радиатор или други елементи, с което може да се постигне по-висока степен на охлаждане.

Новите тенденции в оптоелектронните и микроелектронните устройства са към минимизиране на размерите на чиповете, повишаване на нивото на интеграция и тактовите честоти. Това повишава температурите на чиповете и разсейваната мощност. Тъй като нивото на отказите от електромиграция и окисление е в експоненциална зависимост от температурата, топлинното регулиране играе важна роля в проектирането на *интегрални схеми*. Според предвижданията до пет, десет години изискванията към мощностите на ИС ще надминат познатите ни технологии. Това ще наложи експлоатационните температури на електронните системи да са с 20°C до 30°C но ниски. Друга отличителна характеристика на ИС е тяхното неравномерно топлоотделяне, което води до появата на “горещи точки”. Температурата в чиповете може да се различава с от 5°C ~ 30°C в отделните участъци. Пиковото топлотделяне в “горещите точки” може да е с пет или шест пъти по-високо от средната стойност за чипа, 10–50 W/cm². Приоритетно става охлаждането на “горещите точки” вместо това на целия чип. При оптоелектронните устройства температурните разлики между активните участъци и останалите им части може да достигнат стотици градуси. Разрешение на описаните проблеми е едно от новите постижения в охлаждането на микроелектронни устройства - твърдотелната подложка, използваща тънкослойни микрохладилници от силиций/германий. Сред традиционните методи за термоелектрическите охладители, но те са с ниската ефективност, ниската охладена мощност и техните производствени техники не съответстват на производството на ИС.

Съществуващите термоелектрически модули не могат да премахнат “горещите точки”, заради големите си размери. Оптиелектронните устройства с микроразмери могат да генерират $100-1000\text{W}/\text{cm}^2$ мощност, което е далеч извън възможностите на ТЕ модулите. Следователно алтернативата на локализираните охладители е от голям интерес. През последните няколко години има видим напредък в тънкослойните BiTe термоелектрически охладители. Демонстрирани са дебелини от $3-5\mu\text{m}$, $100\mu\text{m}$ диаметър BiTe/PbTe на охладителната супер-решетка с максимално охлаждане от $\sim 30^\circ\text{C}$ и максимална охлаждаема мощност от $> 500\text{W}/\text{cm}^2$.

При сравнение на тънкослойните интегрирани SiGe/Si микрохладилници с обемните термоелектронни модули, те имат три основни предимства. *Първо* – много малките размери и стандартните тънкослойни технологии за производство правят микрохладилниците подходящо за монолитни ИС. Възможно е да поставиш хладилника до активните части и така охлаждаш директно “горещите точки”. *Второ* - високата относителна охлаждаема мощност е едно от основните предимства в сравнение с познатите обемни ТЕ хладилници. *Трето* – бързодействието на SiGe/Si супер-решетков микрохладилник е няколко пъти по-добро от това на обемни ТЕ хладилници.

Предизвикателството на топлинното регулиране, предизвикано от бурните темпове на развитие на производствените технологии, дава възможност за разработване на редица методи за оптимизация на охлаждането. В дипломната работа са разгледани някои от тях, които могат да намерят своето приложение в различни сфери на практиката, в зависимост от производствените технологии, стойностите на отделяните мощности, приложението и условията на експлоатация на електронните системи и устройства.

Представените методи на охлаждане успешно могат да се справят с предизвикателствата, свързани с наблюдаваните тенденции към минимизиране на размерите на устройствата, увеличаване на работните им честоти, повишаване нивото на интеграция, увеличаване на отделяната топлина. Описани са методи използващи прилагането на тънкослойни интегрирани микрохладилници и охлаждане с течности като: водно охлаждане за FBGA корпуси, струйно охлаждане и активни охлаждащи основи. Посредством използването им могат да се постигне по-голяма надеждност на работа, както и по-добри работни характеристики.

Използвана литература:

- [1]. В. Михайлова, Основи на физиката, издателство Сиела, София, 2005;
- [2]. В. Любенов, Генчо Генчев, Механика на флуидите, ТУ-София, 1998;
- [3]. С. Куцаров, Охлаждане на електронна апаратура, списание “Инженеринг ревю”, брой 5, 2005г., стр.42-51;
- [4]. A.C. Cotler, E.R.Brown, Chip-Level Spray Cooling of an LD-MOSFET RF Power Amplifier, IEEE Transaction on components, and packaging technologies, June 2004, pages 411-416;
- [5]. A. Shakouri, Y. Zhang, On-Chip Solid-State Cooling for Integrated Circuits Using Thin-Film Microrefrigerators, IEEE Transaction on components, and packaging technologies, March 2005, pages 65-69;
- [6]. H.Y. Zhang, T.N. Wong, Development of Liquid Cooling Techniques for Flip Chip Ball Grid Array Packages With High Heat Flux Dissipations, IEEE Transaction on components, and packaging technologies, March 2005, pages 127-135;
- [7]. M.F. Holahan, Fins, Fans, and Form: Volumetric Limits to Air-Side Heatsink Performance, IEEE Transaction on components, and packaging technologies, June 2005, pages 255-262;
- [8]. T.J. Pemberton, Practical Methods of Heat Computations in Electronic Equipment, IEEE Transaction on parts, materials and packaging, June 1967, pages 65-67;
- [9]. W.E. Pence, J.P. Krusius, Package Thermal Resistance: Geometrical Effects in Conventional and Hybrid Packages, IEEE Transaction on components, hybrids, and manufacturing technology, June 1990, pages 245-251;
- [10]. Y. Wang, G. Yuan, Active Colling Substrates for Thermal Management of Microelektronics, IEEE Transaction on components, and packaging technologies, September 2005, pages 477-483;