

國 立 清 華 大 學

碩 士 論 文

平板熱管之可視化觀察與蒸發熱阻量測—不同  
工作流體與表面潤濕性之效應

**Visualization and Measurement for Evaporator in  
Operating Flat-Plate Heat Pipes — Different Working  
Fluids and Wettabilities**

所 別：動力機械工程研究所

組 別：熱 流 組

學號姓名：9733503 林宇中

指導教授：王 訓 忠 博士 Dr. Wong, Shwin-Chung

中華民國九十九年七月

## 摘要

本研究利用自行設計之可視化平板熱管，使用水、甲醇、丙酮三種不同工作流體，觀察與量測在 100+200 mesh 燒結銅網以及燒結不規則粉兩種毛細結構下其蒸發現象。在蒸發熱阻方面，三種工作流體並無太大差異，主要以液膜厚度為主導。臨界熱負載量兩種毛細皆水表現最佳、其次為甲醇、丙酮最差，此結果也與流體的 figures of merit 有直接相關。燒結銅網實驗過程中沸騰現象以丙酮表現最明顯，甲醇則只有少數情況下有觀察出些微液膜晃動，水則完全沒發生沸騰。而使用不規則粉並無預期促發激烈沸騰現象產生。

藉由一維性的加熱面積實驗，證實加熱面積形狀對於熱管蒸發熱阻與臨界熱負載量有直接關係。在熱管臨界熱負載量定性分析方面，容易受到加熱面形狀、填充量、毛細結構、工作流體等因素而影響。而就算減少加熱面形狀及填充量影響，其分析結果與實驗結果始終有極大差距。

藉由銅表面氧化而降低表面潤濕度研究對熱管蒸發性能影響。發現蒸發熱阻在三種工作流體並無太大改變。但臨界熱負載量，水卻因接觸角增加而導致毛細半徑增加，毛細力減弱，熱負載力也因而降低，而甲醇、丙酮則無明顯影響。

# 目錄

摘要.....	1
目錄.....	2
圖表目錄.....	4
第一章 緒論 .....	7
1.1 研究背景 .....	7
1.2 熱管工作原理.....	7
1.3 研究動機與目的.....	10
第二章 文獻回顧 .....	14
2.1 平板熱管毛細蒸發區之熱傳模式.....	14
2.2 毛細結構對蒸發熱阻之影響 .....	16
2.3 薄膜蒸發熱傳.....	19
2.4 工作流體之影響.....	23
第三章 實驗方法 .....	30
3.1 實驗設計.....	30
3.2 實驗架構與配置.....	33
3.3 實驗步驟.....	34
3.3.1 前置作業流程.....	34

3.3.2 實驗流程.....	35
3.4 實驗數據計算方式 .....	36
第四章 實驗結果與討論 .....	42
4.1 不同工作流體性能比較—100+200 mesh 毛細 .....	42
4.1.1 不同填充量下各工作流體之蒸發特性 .....	42
4.1.2 三種工作流體之蒸發熱阻比較 .....	45
4.1.3 三種工作流體之臨界熱負載量比較 .....	47
4.2 不同工作流體性能比較—不規則粉 .....	47
4.2.1 不同工作流體蒸發熱阻與臨界熱負載量比較 .....	48
4.2.2 燒結不規則粉與 100+200 mesh 燒結銅網比較 .....	49
4.3 一維性之加熱面.....	50
4.4 熱管臨界熱負載量定性分析 .....	51
4.5 銅表面親水性.....	53
第五章 結論 .....	67
參考文獻.....	69

## 圖表目錄

圖 1-1 平板熱管剖面圖 .....	13
圖 2-1 平板熱管熱傳機制示意圖 .....	25
圖 2-2 金屬網之熱傳模式示意圖 .....	25
圖 2-3 毛細結構等效厚度示意圖 .....	26
圖 2-4 薄膜蒸發示意圖 .....	26
圖 2-5 半月膜對壁面溫度分佈之影響 .....	27
圖 2-6 Marangoni 效應在薄膜蒸發中對於流場的影響 .....	27
圖 2-7 極性流體與非極性流體液膜長度比較 .....	28
圖 2-8 極性流體與非極性流體單位面積質傳量 .....	28
圖 2-9 工作流體性能參數圖 .....	29
圖 3-1 可視化平板熱管設計圖 .....	38
圖 3-2 熱損失百分比溫度量測點 .....	38
圖 3-3 實驗設備配置圖 .....	39
圖 3-4 鋁合金冷板設計圖 .....	39
圖 3-5 彈簧壓力座 .....	40
圖 3-6 熱電偶配置圖 .....	40
圖 3-7 注水設備示意圖 .....	41

圖 3- 8 蒸發區熱傳路徑示意圖 .....	41
表 4- 1 工作流體物理性質表 .....	56
表 4- 2 Figures of merit 與臨界熱負載量實驗值相比 .....	56
圖 4- 1(a)~(c)不同工作流體在銅網毛細中蒸發熱阻與熱通量關係....	57
圖 4- 2 三種工作流體之過熱度與熱通量關係 .....	58
圖 4- 3 三種工作流體相同填充量之蒸發熱阻與熱通量關係 .....	58
圖 4- 4 可視化蒸發區觀察位置示意圖 .....	59
圖 4- 5 不同工作流體在最小蒸發熱阻時之照片(a)較接近冷凝端之蒸 發區 (b)較遠離冷凝端之蒸發區 .....	60
圖 4- 6 三種工作流體在不規則粉毛細中蒸發熱阻與熱通量關係 .....	61
圖 4- 7 不同燒結毛細下蒸發熱阻與熱通量關係 .....	62
圖 4- 8 水位分布示意圖 .....	63
圖 4- 9 不同加熱形狀及回水示意圖 .....	63
圖 4- 10 不同加熱面形狀之蒸發熱阻與熱通量關係 .....	64
圖 4- 11 水與銅板接觸角實驗之照片 .....	64
圖 4- 12 接觸角隨時間分佈圖 .....	65
圖 4- 13 表面濕潤度—水在不同接觸角下蒸發熱阻與熱通量關係....	65
圖 4- 14 表面濕潤度—甲醇、丙酮在不同接觸角下蒸發熱阻與熱通量 關係 .....	66

圖 4- 15  $q_{\max, \theta}/q_{\max, 10^\circ}$  實驗比例與理論值  $\cos \theta$  之比較.....66



# 第一章 緒論

## 1.1 研究背景

現今電子產品走向隨著科技的飛快進步，產品研發方向朝可攜式與多功能化發展。產品的可攜式造成了產品體積不斷縮小；而為了達到產品多功能化，核心晶片就必須要提高其運算速度，使其單位面積所產生的熱通量(heat flux)不斷增加。根據上述兩點原因，為了使晶片可以在惡劣環境下正常運作並有較長壽命，過去不被重視電子產品的熱管理(thermal management)成為現在研發必須要仔細考量的課題。

為配合各式電子散熱需求，各式散熱元件皆有廣泛的研究與利用，其中熱管(heat pipe) 目前已被廣泛運用在筆記型電腦及桌上型電腦；其原因為熱管是藉由內部工作流體相變化吸收潛熱而帶走熱量，且熱管溫度分佈均勻、構造簡單易加工、不需要額外輸入電功運作、技術成熟且成本較低。

## 1.2 熱管工作原理

熱管可以分成三個工作區域如圖 1- 1 所示，分別是蒸發區(evaporation zone)、絕熱區(adiabatic zone)、冷凝區(condensation zone)。蒸發區與熱源接觸，蒸發區的工作流體吸收熱產生相變化，



此時由於蒸發區蒸汽壓力較大，由於壓差的關係會將蒸汽推向冷凝區，此時冷凝區會透過熱沉(heat sink)將熱帶走，故蒸汽又會冷凝為液態透過毛細結構的毛細力帶回至蒸發區完成一個循環。

而熱管主要包含三個部份：密閉容器(container)、毛細結構(wick structure)、工作流體(working fluid)，密閉容器主要是隔絕腔體與外界環境，維持內部低壓，並防止外部非凝結氣體進入；毛細結構則是有三個功能，使工作流體順利回流至蒸發區、確保工作流體可以均勻分佈於蒸發區，提供路徑使熱能較快速的由熱管內壁傳至工作流體。

熱管性能好壞決定於臨界熱負載量(critical heat flux)以及熱阻。臨界熱負載量表示熱管在還未發生乾化現象時所能操作到的最高瓦數。若毛細力無法克服流阻回流至蒸發區時，則發生乾化，稱之為毛細極限(capillary limitation)；若蒸發區發生沸騰導致氣泡塞住蒸發區毛細而乾化，稱沸騰極限。臨界熱負載會與工作流體與毛細結構有關。

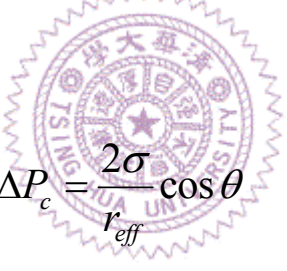
工作流體包括表面張力、潛熱、黏滯性、沸點值等等。表面張力越大，可產生較大的毛細壓，利於工作液體回流，且可促進金屬/液體界面之薄膜蒸發(thin film evaporation)。較高的潛熱代表在相同工作流體蒸發量下可以帶走較多的熱。而黏滯力越小，表示流體在回流過程中所受流阻越小。沸點較低的工作流體可以在較低溫下具有較高蒸發率，使熱管在較低熱負載時即可發揮較佳性能。

而毛細結構主要分為粉末、溝槽、銅網。孔洞大小以粉末為最小，網次之、溝槽最大，越小的孔洞越能產生較小的毛細半徑，增加毛細力幫助回水，但也會因為小孔洞而產生較大流阻抑制回水。

工作流體臨界熱負載量與其流體 figures of merit,  $N$  有關，而一般 figures of merit 定義為[1]：

$$N = \frac{\rho_l \lambda \sigma}{\mu_l}$$

$\rho_l$  為流體密度， $\lambda$  為潛熱， $\sigma$  為表面張力， $\mu_l$  為流體黏滯性，用來當作不同流體在熱管中散熱表現的重要指標。從 Young-Laplace 方程式中得知



$$\Delta P_c = \frac{2\sigma}{r_{eff}} \cos \theta$$

$\Delta P_c$  為毛細壓力， $\theta$  為接觸角， $\sigma$  為表面張力， $r_{eff}$  為毛細等效孔洞半徑，若接觸角很小，且忽略重力、蒸汽壓差等影響，其毛細壓力便相等於流阻

$$\Delta P_c = \Delta P_l$$

$$\frac{2\sigma}{r_{eff}} = \frac{\mu_l \dot{m} L_{eff}}{\rho_l K A_w}$$

而  $Q = \dot{m} \times h_{fg}$ ，其毛細限制與極限熱負載量關係可由下列式子表示：

$$Q_{\max} = 2 \left( \frac{\rho_l \lambda \sigma}{\mu_l} \right) \left( \frac{K}{r_{eff}} \right) \left( \frac{A_w}{L_{eff}} \right) \quad (1.1)$$

$K$  為滲透度(permeability)， $A_w$  為毛細截面積， $r_{\text{eff}}$  為在毛細底部孔洞中的等效毛細半徑， $L_{\text{eff}}$  為流體流經的路徑長。而若毛細與熱管幾何形狀皆固定，則

$$Q_{\text{max}} \propto N \quad (1.2)$$

表示不同工作流體極限熱負載量將與 figures of merit 成正比關係。

蒸發熱阻方面由於受工作流體與毛細結構影響複雜，且蒸發行為與薄膜蒸發有密切相關，目前相關研究仍不完全，有待深入探討。

### 1.3 研究動機與目的

根據熱管工作原理可得知，直接影響熱管性能的重要參數為毛細結構與工作流體。毛細結構的尺寸及孔隙度會直接影響毛細力與滲透度，進一步影響工作流體的回流能力。而不同的工作流體其表面張力、沸點、潛熱(latent heat)不同，會造成不同的熱傳機制與毛細現象。

在工作流體方面，水因高潛熱、表面張力強的特性，使其在蒸發熱阻及臨界熱負載上表現突出。但是過高的凝固點以及無法運用在鋁製材料上等限制，也使得甲醇、丙酮等其他工作流體有機會能運用於熱管中。

熱管為一封閉腔體，過去的學者大部分以測試性能為主，並根據在大氣下的實驗觀察來間接推測內部的物理行為，較少有研究直接觀

察熱管內部真正的熱傳機制與現象。本實驗室便藉由自行設計的可視化平板熱管觀察水在不同的燒結銅網以及不規則燒結銅粉中的蒸發現象[2, 3]。研究顯示在熱管中不管是在燒結銅網或是燒結銅粉，水都表現出較優異的蒸發特性。實驗中隨著加熱瓦數的增加，液膜開始退下至毛細內部且形成無數個半月膜，薄膜蒸發(thin film evaporation)便發生在半月膜與固體的交界面上，此現象也在熱管蒸發中扮演非常重要的角色。而在過程中並沒有發現核沸騰現象。

沸騰現象主要受過熱度、流體表面張力與潛熱等因素所影響，而甲醇與丙酮表面張力小於水許多，因此預期甲醇、丙酮較容易發生沸騰現象影響蒸發性能。不同的工作流體，表面張力、潛熱、黏滯性等特性皆不相同，進而所表現出的薄膜蒸發現象與臨界熱負載量也有所差異。

再者，影響蒸發的另一個重要參數便是表面潤濕性(wettability)。在先前本實驗室研究中發現，純銅板會受空氣中氧氣與水氣影響，而逐漸氧化形成氧化亞銅( $\text{Cu}_2\text{O}$ )，使得銅板的潤濕性下降，影響熱管性能。從 Young-Laplace 方程式中得知

$$\Delta P_c = \frac{2\sigma}{r_{eff}} \cos \theta$$

若表面潤濕性越好，其接觸角也越小，而影響毛細壓力以及薄膜蒸發。因此，為了達到最小的接觸角，除了必須除去熱管內部表面的油

汙及其他汙染物外，也要減少氧化亞銅的產生。現今文獻中，有許多學者在微觀情況下以數學理論來分析表面能量對薄膜蒸發之影響[4-7]，甚至進一步也討論到流體極性與薄膜蒸發關係[8]。但很可惜的是，不管是在業界還是學術界，卻鮮少人以實驗的方式檢驗銅板表面氧化導致的潤濕性降低對於薄膜蒸發在熱管性能中的影響。

因此本論文將分成兩大主軸，以 Wong and Liou[2, 3]作為基礎進行實驗：

- (1) 在操作中熱管內以水、甲醇、丙酮作為工作流體，選用燒結網及燒結不規則粉，分別比較其蒸發熱阻與臨界熱負載量。再藉由可視化裝置觀察各個工作流體在蒸發區水位變化以及是否產生沸騰現象。
- (2) 選擇上述三種工作流體，且固定填充量。藉由熱管表面暴露空氣中而產生氧化現象，再測量不同銅/水接觸角下(不同表面潤濕度)，填注不同工作流體的熱管的蒸發性能的改變。

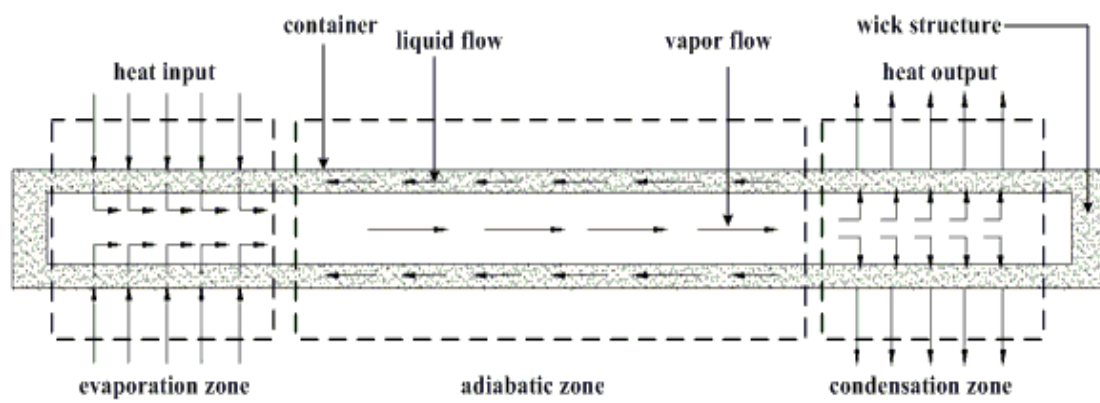


圖 1-1 平板熱管剖面圖





## 第二章 文獻回顧

### 2.1 平板熱管毛細蒸發區之熱傳模式

Faghri [9]針對平板熱管內部毛細結構熱傳行為做下列理描述，主要有四種類型(參見圖 2- 1)：

(1) 如圖 2- 1(a)所示，在熱管剛開始運作時，由於熱負載較少，熱管內部的熱傳模式主要是以毛細結構的熱傳導以及工作流體的熱對流為主。

(2) 如圖 2- 1(b)所示，當熱負載持續上升，工作流體會開始蒸發而導致液氣介面向下退至毛細結構中，且為了彌補相變化損失的工作流體，液氣介面會形成半月面以增強毛細力，此時主要熱傳模式為液膜表面蒸發。

(3) 如圖 2- 1(c)所示，當毛細結構內部的過熱度隨熱負載繼續上升而達到一定程度時，毛細結構內部熱傳模式將會發生成核沸騰。

(4) 如圖 2- 1(d)所示，當毛細結構過熱度持續上升時，氣泡產生速度也會相對增加，此時數顆氣泡若尚未脫離毛細結構前會聚集成較大的氣膜，此氣膜會阻擋工作流體回流至蒸發區，導致蒸發區發生乾化，此時熱傳模式以薄膜沸騰(film boiling)為主，即為熱管之沸騰極限。

Li and Peterson[10, 11]根據在大氣下的實驗研究，進一步對燒結

銅網毛細結構熱傳模式過程有下列討論(參見圖 2- 2)：

(1) 圖 2- 2(a)為低負載下之狀態，熱傳模式以表面蒸發為主，液膜表面形成較大曲率半徑之半月面。此與前述 Fagri [9]對低負載狀態下之描述相同。

(2) 當熱負載增加時，會有少量的氣核產生於加熱面，如圖 2- 2 (b) 所示，此時金屬網表面已經形成薄膜，薄膜區域具有極佳的蒸發率，此時成核沸騰與薄膜蒸發一起發生。隨熱負載續增，半月面的曲率半徑會隨之變小，如圖 2- 2(c)所示，液膜表面相對會隨之增大，藉此可提供足夠的毛細力使工作流體回流；此時氣核產生頻率與薄膜蒸發面積皆同時增加，熱傳模式仍然以成核沸騰與薄膜蒸發為主。

(3)當熱負載更為增加時，半月形液氣介面會退後而接近加熱面，且在金屬網與加熱面接觸的角落會形成極薄的液膜，如圖 2- 2(d) 所示。由於液體與固體之間有極大的附著力抑制了氣核的產生，因此熱傳模式以薄膜蒸發為主。

(4)若熱負載進一步增加時，就會發生乾化，如圖 2- 2 (e)所示。

上述 Li and Peterson[10, 11]的描述主要是納入了高效率之薄膜蒸發的效應，但因其實驗研究乃在大氣下進行，並不一定能全然適用於近真空狀態下運作之熱管的蒸發過程。

本實驗室對運作中平板式熱管之可視化研究[2, 3]則指出，在以水



為工作流體的燒結銅網或具大量成核址的銅粉毛細結構中，核沸騰均不會發生，熱傳均以薄膜蒸發為主導的表面蒸發機制進行。推測無核沸騰發生的原因為，運作中熱管蒸發出的蒸汽分子迅速流向低蒸汽壓之冷凝區，以致蒸發區上方之蒸汽壓低於液體表面溫度對應之飽和蒸汽壓，此時蒸發帶出的熱量大於蒸汽分子撞返液面帶入的熱量，換言之，此時液面發生之淨散熱率足以應付熱負載，故未能激發核沸騰機制來提升散熱率。

## 2.2 毛細結構對蒸發熱阻之影響

蒸發區是平板熱管內部熱傳行為最激烈且複雜之處，此處的熱傳機制直接影響到平板熱管的效果。Wang and Peterson[ 12]自行設計一燒結銅網平板熱管，毛細結構分別為 4 層 100 目燒結銅網與 6 層 150 目燒結銅網。實驗結果顯示，6 層 150 目燒結銅網有較佳的熱傳極限，而其建立的理論分析模式分析結果，與實驗符合。推論熱傳性能極限與網目、厚度有直接關係，金屬網毛細結構具有一最佳厚度值。

Li and Peterson [10, 11]觀察孔隙度(volumetric porosity)與金屬網孔隙尺寸(pore size)對蒸發與沸騰熱傳之影響。發現金屬網目數增加時，亦即減少金屬網線孔隙尺寸，將會增加液膜表面積，導致薄膜蒸發熱傳量增加，並使等效熱傳係數上升；當孔隙度下降時能夠提昇毛細結構與工作流體間的熱傳效應，同時也觀察到當毛細結構部份乾化

後，由於低孔隙度能夠提供較強的毛細力，因此低孔隙度能夠比高孔隙度達到更高的熱通量。

Khrustalev and Faghri [ 13]針對自行設計的溝槽式平板熱管進行理論分析計算，發現蒸發熱阻會隨著輸入熱量的增加而減少，推論其原因為蒸發區液膜變薄導致薄膜蒸發增強；假使在高輸入熱的情況下會有大量的工作流體進行相變化，此時若沒有足夠的毛細力提供所需的液體量，將會導致乾化現象且限制了平板熱管的臨界熱負載量，此狀況即為熱管的毛細極限；此外[ 13]認為當毛細厚度增加時，將會使壁面過熱度增加，較容易引起沸騰，但卻並未確定其效應對熱管效能是好處或壞處。

Lin et. al.[ 14]以金屬銅網作為毛細結構並探討毛細結構厚度對蒸發以及沸騰熱傳之影響，並發現熱傳機制及等效熱傳係數與毛細結構和工作流體間的暴露面積有關；當固定一種金屬網目而改變毛細厚度時，等效熱傳係數並沒有明顯的改變，這是由於暴露面積沒有改變；臨界熱通量會隨著毛細厚度增厚而增加，此乃較厚的毛細結構能夠降低工作流體在毛細結構中傳輸的阻抗並可容納較多工作流體以提高熱傳量之極限。

Chang et. al.[ 15]針對燒結銅粉平板熱管進行測試，其實驗結果顯示，蒸發熱阻會隨著熱通量增加而遞減。過去針對非溝槽的燒結式毛

細結構此變化趨勢多歸因於核沸騰發生，此文則嘗試以另一種觀點做解釋，從而建立理論模式進行分析。其觀點如圖 2-3 所示，燒結銅粉毛細結構為不規則堆疊，會產生大小不同的孔洞；當輸入熱增加時，水會先從較大孔洞的蒸發掉，因此毛細結構的等效厚度會變小，而蒸發熱阻隨之減少。其調整膜厚的理論分析可得到蒸發熱阻會隨熱通量增加而遞減的趨勢，不需歸因於核沸騰發生。

Chang et al.[16]針對銅水平板式熱管在非均勻熱源下的性能作理論與實驗研究。文中指出，由於薄膜蒸發產生的熱阻極小，蒸發熱阻主要受毛細之等效熱阻與水膜厚度決定。本文獻提出一考慮燒結粉毛細中不同孔隙分佈的退水機制，成功地模擬出平均水膜厚度隨熱通量增加而漸減、以及蒸發熱阻同步降低的現象。

Wong and Kao [17]使用玻璃管搭配未燒結之雙層銅網模擬真實熱管運作並觀察蒸發區毛細內部工作流體行為。實驗結果顯示，當輸入瓦數增加時，液膜會降低使半月膜面積增加導致蒸發旺盛；當輸入瓦數持續增大，將會使壁面過熱度增加而導致成核沸騰發生；以細網為底層毛細時，當輸入瓦數大到一定程度，此時在最底層網會有一層極薄的液膜，不僅核沸騰消失，蒸發熱阻也會達到最小值。

Liou et al.[2]以自行設計之可視化平板熱管搭配燒結不同網目銅網為毛細結構，以水當作工作流體。結果顯示在操作瓦數 20W-100W

間，最大過熱度增加到 8K，蒸發區毛細皆沒有沸騰現象的產生，蒸發熱傳機制以薄膜蒸發為主。而藉由可視化觀察到蒸發區的液膜，隨加熱瓦數增加而逐漸變薄，熱阻持續下降，直到最後出現部分乾化，熱阻才開始回升。其結果說明隨工作瓦數增大，蒸發熱阻下降，原因在於液膜變薄，而非產生沸騰。而在做不同網目銅網搭配實驗時，發現當較細小的毛細位於毛細層底部時，其蒸發熱阻最小。

Liou et al.[3]同樣以水做為工作流體，自行設計可視化複合式平板熱管，以 100+200mesh 複合網為主要毛細，並在加熱區燒結不規則粉與球粉為毛細結構用以增加表面成核址(nucleation site)，藉此觀察蒸發現象。實驗發現不管是哪種燒結粉末皆未發生沸騰現象，即使過熱度已經高達 13.7°C。

## 2.3 薄膜蒸發熱傳

薄膜蒸發是一種高效率的熱傳機制，在熱管中主要是發生在半月面與固體交界處，此處會有極薄的液膜，並伴隨著強烈的蒸發熱傳。如前文所述，Li and Peterson [11]認為薄膜蒸發在熱管毛細蒸發過程中的高通量區扮演重要角色。以下針對此蒸發熱傳機制作介紹。

Wang et al. [4]以數學模擬非極性流體辛烷(octane)在特定管徑矽管內的薄膜蒸發理論模型，文中假設蒸氣壓為定值，則壓力方程式可簡化為

$$P_{sum} = P_d + P_c + \Delta P_l$$

$P_d$  為分離壓力(disjoining pressure)，其值與流體對固體間作用力有關， $P_c$  為毛細壓力(capillary pressure)， $\Delta P_l$  為特定地點與原始點  $x=0$  處流體壓力差，而此三種壓力相加要為定值  $P_{sum}$ 。並藉由此三種參數與液膜厚度將薄膜分成三個區域，如圖 2-4，分別為：

- (1) 非蒸發區(non-evaporating region)：此區液膜與固體表面完全接觸，形成液膜極薄、分子附著力極強，故液體分子難以脫離液膜表面進行相變化熱傳，此區也無流體流動， $P_{sum} = P_d$ 。
- (2) 蒸發薄膜區(evaporating thin film region)：此區分離壓力  $P_d$  的影響開始隨液膜厚度增加而急速下降，毛細壓力與流體壓差增加，開始有些微相變化出現於此區，直到分離壓力  $P_d$  下降至初始值的 1/5000 而進入下一區域。
- (3) 本體半月膜區(intrinsic meniscus region)：此區分子幾乎不再受附著力影響，完全以毛細壓力為主導，且液膜厚度變化受管徑大小而影響。

該文界定液膜厚度小於  $1\mu\text{m}$  者為微觀區域(micro-region)，涵蓋前兩區域及本體半月膜區的一小部分。

文中藉由改變管徑大小(改變毛細半徑)來計算對薄膜蒸發的影響，結果顯示微觀區域的熱傳量占總共的 50% 以上，代表有一半以上



的熱量從  $1\mu\text{m}$  以下的液膜散去，且比例隨著管徑變小而增加，也證明薄膜蒸發在熱管中為主要的熱傳機制。而流體表面張力會影響到分離壓力與毛細壓力，表面張力越強，越容易形成薄長型液膜，但也會抑制薄膜蒸發。

至於其他文獻對薄膜蒸發區亦有不同定義[ 18, 19]，分別以薄膜長度或厚度來定義，例如 Jiang et al.[ 18]分析酒精在玻璃上的薄膜蒸發，將液膜長度小於  $100\mu\text{m}$  者定為薄膜蒸發區，其蒸發量占總共 40% 以上。而 Dhavaleswarapu et al.[ 19]則以實驗方式測量庚烷在石英上薄膜蒸發，在小於  $50\mu\text{m}$  的薄膜蒸發區有 70%左右的蒸發量。

Hohmann and Stephan[ 20]利用光學量測法量測具有微液膜之加熱壁面溫度，結果如圖 2- 5 所示，在主要液體區之壁面溫度皆保持一定，但進入至微液膜區時，壁面溫度會突然下降，直到進入平衡薄膜區時溫度再度上升；此實驗結果應證在微液膜區確實有較佳的熱傳效果。Dhavaleswarapu et al. [ 19]亦藉理論與實驗分析指出微液膜區確實有較佳的熱傳效果。

Wang et al.[ 21]便以數值分析薄膜蒸發在圓管中流體流動行為。發現在靠近管壁的薄膜蒸發區會因散熱量大而溫度較低，以致於較邊緣的流體產生較大的毛細力吸引半月膜中間的流體而產生渦流，形成 Marangoni 效應，如圖 2- 6 所示，而此效應會受重力以及管徑而改變

渦流形狀。而 Chamrathy et al. [22]則以實驗的方式應證上述在圓管內 Marangoni 效應影響。

Bertossi et al.[5]以數學理論計算一鋁製溝槽熱管蒸發區的薄膜蒸發現象，並選用氮、甲醇、庚烷等不同流體作為比較。文中定義微觀區域為液膜厚度小於  $1\mu\text{m}$  以內之區域，以外定義為本體半月膜區。發現微觀區與半月膜區並不會互相影響，其交界處的接觸角只與流體與固體表面作用力有關，不會受外界幾何形狀或毛細半徑有關。

Jiao et al.[6]以數學計算一梯型溝槽在不同接觸角下側邊與中間底部之薄膜蒸發行為。發現對側邊薄膜蒸發來說，接觸角越大液膜越厚，造成熱通量下降。在中間底部之薄膜蒸發行為並不受側邊接觸角大小影響。而在文中提到在中間底部發生乾化後，流體會於溝槽角落形成新的半月膜，改變毛細半徑。

Qu and Ma[7]以數學計算的方式探討極性流體與非極性流體在薄膜蒸發中的差異，文中選用水(極性流體)與四氯化碳(非極性流體)於  $2.5\mu\text{m}$  的石英管內液膜厚度、分離壓力  $P_d$ 、毛細壓力、等效熱傳系數等重要參數的比較。結果顯示，極性流體的液膜長度明顯較非極性流體來得長，如圖 2-7；分離壓力極性遠遠大於非極性，證明分離壓力對液膜厚度有極大影響力。由於極性流體分離壓力較大，表示與固體介面作用力較大，較易形成薄長型液膜而產生較大的薄膜蒸發區域。

但也因表面吸引力較弱，非極性流體分子較易脫離薄膜表面，而在單位面積內產生較大熱傳量。

Wee and Kihm[8]計算水與戊烷在 20 $\mu\text{m}$  的毛細管內薄膜蒸發，來比較流體極性對薄膜蒸發的影響。結果顯示，極性流體因表面作用力較大，分子不易脫離薄膜，因此單位面積蒸發熱傳量較非極性流體來得差。但由於極性流體能形成較大面積的薄膜蒸發，使得兩種流體總質量流率並無明顯差異，如圖 2-8 所示。

## 2.4 工作流體之影響

熱管運作就是藉由工作流體在熱管內的蒸發和凝結傳遞熱量，因此設計熱管時需要選擇適當的工作流體，以配合熱管所運作的外在條件。所以設計熱管選擇工作流體時必須要考慮到下列幾點：熱管運作溫度範圍、工作流體蒸氣壓、熱傳導係數、流體與熱管材質的搭配性、流體的穩定性、流體毒性等因素。

Chi[1]定義性能參數(figure of merit)為：

$$N = \frac{\rho_l \lambda \sigma}{\mu_l}$$

$\rho_l \times \lambda$  代表了流體單位體積熱傳量，此參數越大代表單位體積帶走熱越多； $\sigma/\mu_l$  則是關係到液體從冷凝區回流至蒸發區的能力， $\sigma$  越大表示毛細力越大，回流能力較強， $\mu_l$  越小則表示流體流阻越小。因此工作



流體性能參數  $N$  越大，代表其性能越佳。然而不同的流體會有不同的性能參數，且這些物理性質皆為溫度的函數，因此可以知道性能參數也會受到溫度的影響，如圖 2-9 所示。

一般而言，因水的 figure of merit 遠高於其他工作流體，使其熱管性能遠優於他者，以致非水作工作流體的熱管研究較少，甲醇與丙酮因凝固點低於水，其中丙酮又可配合鋁容器，故有其應用價值。Lips et. al.[ 23]採用甲醇為工作流體、微流道為毛細結構的平板式熱管實驗，其加熱面積為  $14\text{cm}^2$  在  $3\text{W}/\text{cm}^2$  即發生核沸騰，並在  $12\text{W}/\text{cm}^2$  發生乾化，最低蒸發熱阻為  $0.84\text{Kcm}^2/\text{W}$ 。Go[ 24] 使用丙酮為工作流體，並以鋁做為腔體之平板熱管，內部毛細則是採用化學蝕刻微流道；其實驗結果顯示，加熱面積為  $1\times 1\text{cm}^2$  時，其蒸發熱阻為  $0.5\text{Kcm}^2/\text{W}$ ，其臨界熱負載為  $80\text{W}$ 。

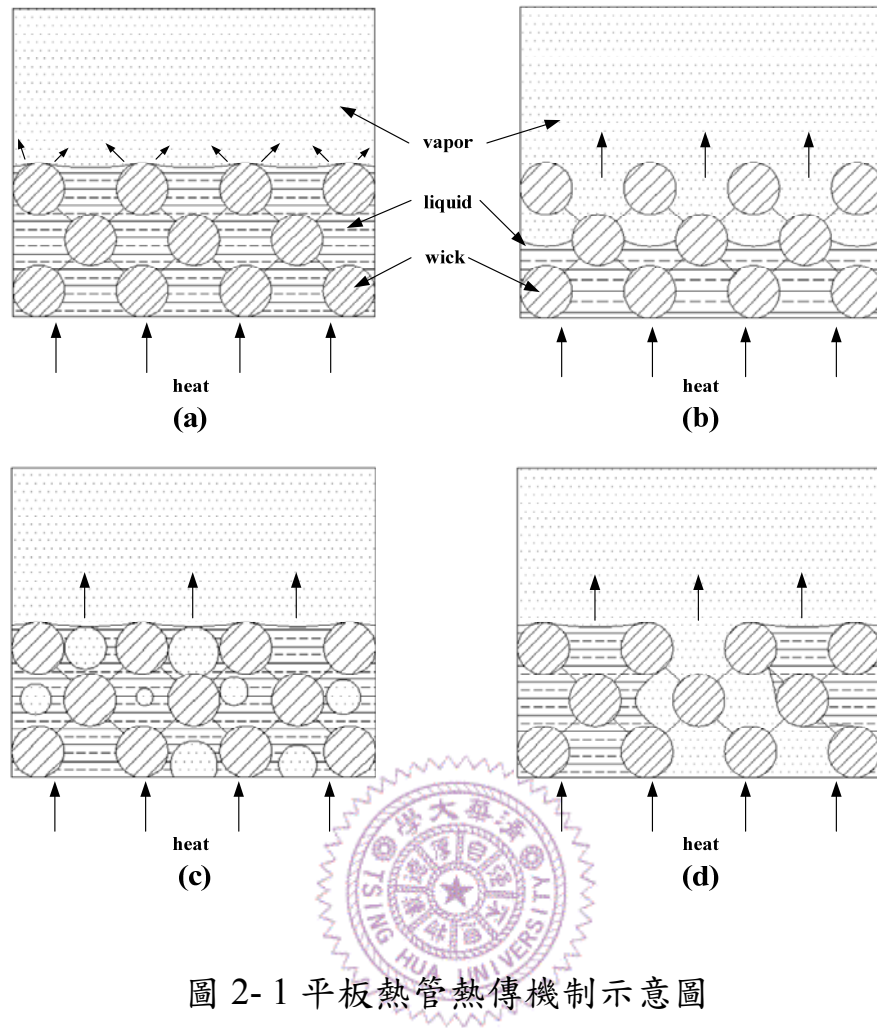


圖 2-1 平板熱管熱傳機制示意圖

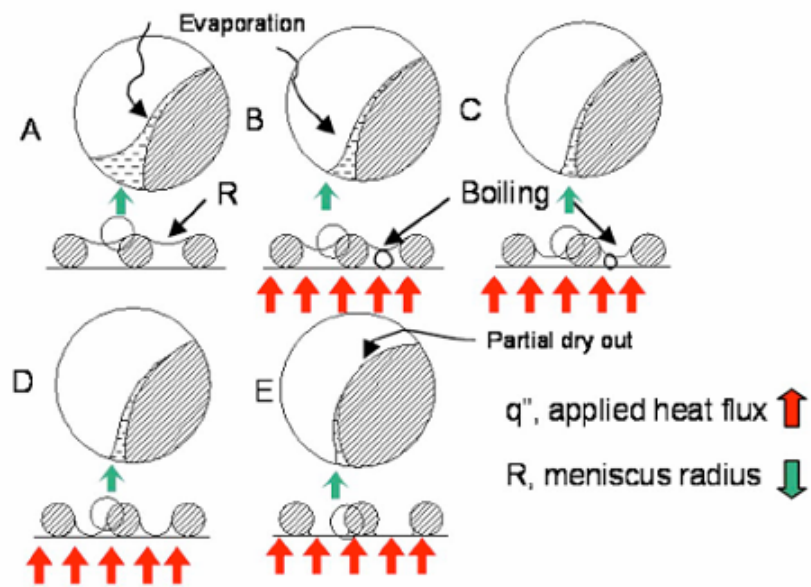


圖 2-2 金屬網之熱傳模式示意圖



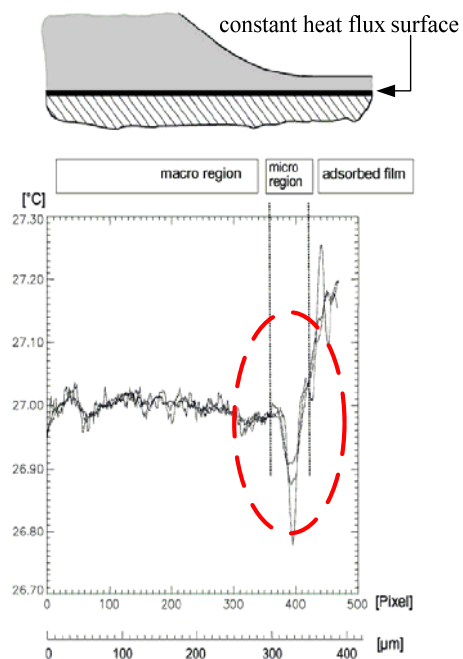


圖 2- 5 半月膜對壁面溫度分佈之影響

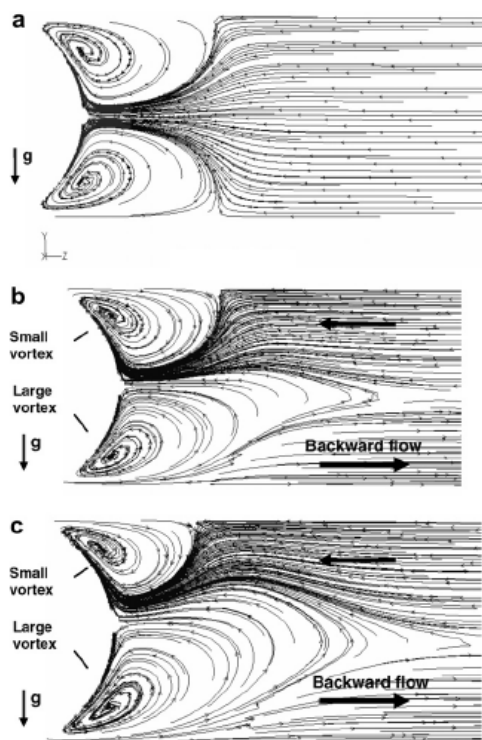
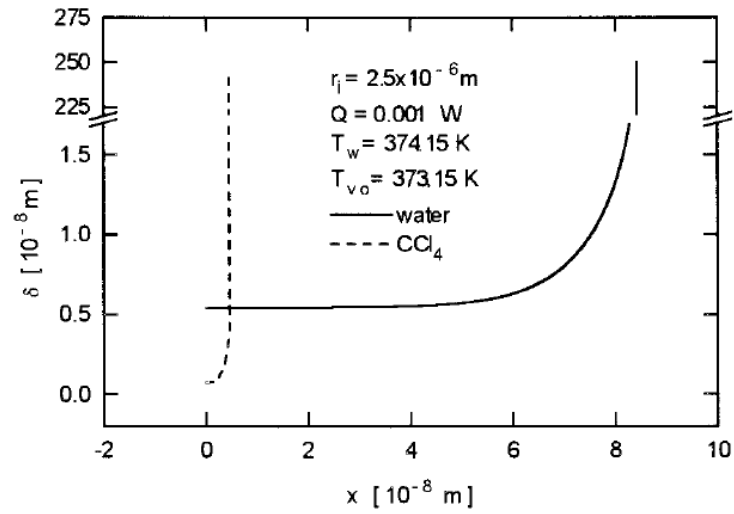


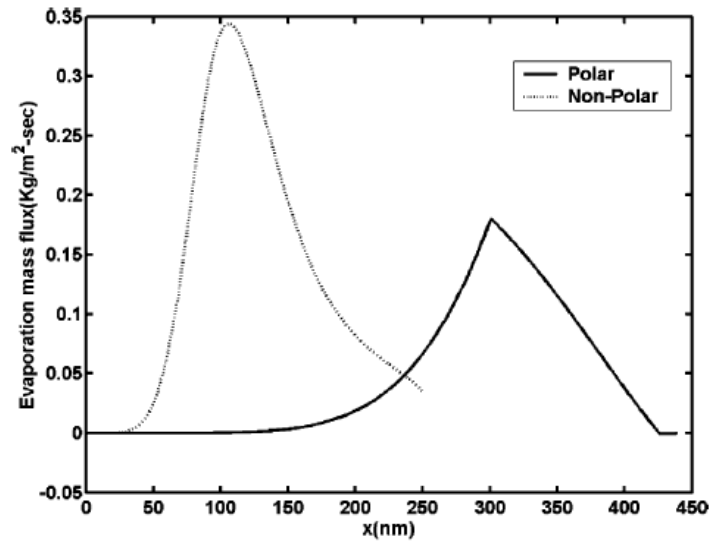
Fig. 10. Variation of flow patterns along the vertical center plane for tube diameters  $d_t$  of: (a) 100  $\mu\text{m}$ , (b) 600  $\mu\text{m}$ , and (c) 1200  $\mu\text{m}$ .

圖 2- 6 Marangoni 效應在薄膜蒸發中對於流場的影響



**Figure 2.** Variations of the thickness of the liquid film when working fluids of different polarity are used in a quartz capillary tube.

圖 2- 7 極性流體與非極性流體液膜長度比較



**Fig. 7.** Comparison of the evaporative mass flux of non-polar water and polar water for the same superheat condition of  $T_w - T_v = 0.1$  K.

圖 2- 8 極性流體與非極性流體單位面積質傳量

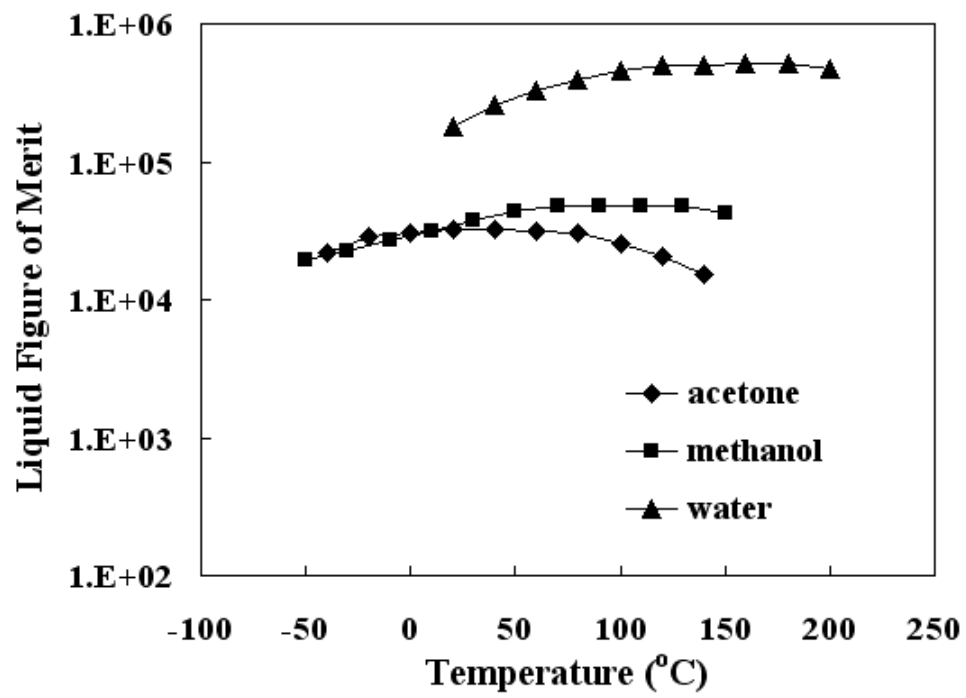


圖 2-9 工作流體性能參數圖



## 第三章 實驗方法

### 3.1 實驗設計

本研究實驗設計主要有三大重點，分別為：1.建立一平台以實驗模擬真實平板熱管工作情形；2.量測熱管底板與內部蒸汽溫度以估計其蒸發熱阻；3.可視化觀察蒸發區毛細結構工作流體行為。藉由本實驗設計將可以探討蒸發熱阻與內部流體行為之關連性，實驗設計元件主要有下列六點所示：

#### (1) 可視化之平板熱管

為了能夠觀察真實平板熱管內部物理現象，設計一可視化平板熱管如圖 3-1 所示。本實驗平板熱管採取組裝式設計，分別設計三層不鏽鋼框固定無氧銅板及強化玻璃，其優點為可以方便替換中間銅板改變毛細結構，並且可以重複組裝；上方強化玻璃搭配中間銑空之不鏽鋼框則可以提供攝影機拍攝或肉眼觀察。

平板熱管內部腔體尺寸為 120(長)×30(寬)×7(高)mm<sup>3</sup>，蒸發段長度為 10mm，冷凝段為 50mm，其餘空間為絕熱段。本實驗採用 3mm 厚之無氧銅板(C1010，銅含量 99.99%以上)，為了減少過多的熱藉由銅板傳遞至冷凝區，在銅板與熱源接觸面周圍銑深 2mm 之溝槽，並在銅板絕熱段底部安排 2 個溫度量測點(T6、T7)，計算銅板側向傳遞



之熱量，由於本實驗室先前量測中發現銅板在橫向方面溫差皆在 0.1 度以內，因此本研究僅放置兩測量點，如圖 3-2 所示，。

## (2) 封閉式工作流體循環系統

為了實際模擬真實熱管內部行為，本研究採取封閉式工作流體循環系統，而熱管內部流體循環的順暢會影響到整體熱管所能承受的最大熱傳量，採用封閉式可以實際模擬毛細回水的行為對於蒸發熱阻及熱傳量的效應。

## (3) 內部蒸汽之溫度量測

本研究工作流體分別為除氣去離子水 (degassed deionized water)、除氣丙酮 (acetone) 與除氣甲醇 (methanol)，為了量測熱管內部真實溫度，從不鏽鋼框側面銑穿個小孔伸入 K 型熱電偶，量測蒸發區上方蒸汽溫度並藉由此溫度計算蒸發熱阻。

## (4) 中高度真空系統

為了達到真實熱管工作條件，本研究在不鏽鋼框與銅板之間以及玻璃與不鏽鋼框之間使用 o-ring 密封，其優點為簡化密封系統手續，組裝式平板熱管保持完整使其可以重複使用，降低實驗成本；缺點為真空度無法降至太低且無法維持太久，本實驗設計真空度可達到  $10^{-2}$  Torr，15 分鐘回壓約達到  $7 \times 10^{-2}$  Torr。



由於丙酮具高侵蝕性，用以密封的 o-ring 必須特別選擇，經仔細測試，採用 aflas<sup>®</sup>材質的 o-ring 可以達到良好的密封效果，經過反覆加熱、冷卻，蒸發熱阻值仍可保持良好的重複性，且平板熱管內部毛細結構觀察不出受污染的徵狀。

#### (5) 燒結毛細之結構

本研究採用兩種毛細結構，一種為燒結複合式銅網，使用 100 目與 200 目兩種編織網進行實驗。過去平板熱管的研究中，大部分是以溝槽或燒結銅粉作為毛細結構，但這兩種毛細結構所需要的製作成本過高且花費時間較長。金屬銅網的優點在於簡單、製程容易以及穩定性高，經過燒結程序之後可以擁有強大的毛細力且能夠有效降低金屬網層之間的接觸熱阻。

而另一種使用粒徑小於 200 $\mu\text{m}$  之全不規則粉，且覆蓋面積以及厚度皆與上述之複合銅網相等，經本實驗室測量孔隙度為 57.3%，滲透度為  $3.0 \times 10^{-12} \text{ m}^2$ 。

#### (6) 單側冷板冷凝裝置

本研究所使用的冷凝方式為間接式冷板冷卻，本研究為了方便可視化，將冷板置於冷凝區的下端，如圖 3-3 所示；為了彌補冷凝能力之不足，將冷凝區所佔熱管的比例增加，其面積為 50(長) $\times$ 30(寬)

mm<sup>2</sup>。冷板材質為鋁合金(T6061)，為了增強冷卻效應，在冷板內部銑了流道並在流道壁面製造出凹凸不平的小凹洞以增加熱傳面積，設計如圖 3- 4 所示。並將冷板接至低溫水槽，冷卻水溫與質量流率分別為 20°C 及 24 g/s。

### 3.2 實驗架構與配置

實驗架構配置圖如圖 3- 3 所示，實驗相關設備說明如下：

(1)加熱台(heater)：

A. 正方形加熱面：加熱面積為 10×10 mm<sup>2</sup>。

B. 長條型加熱面：加熱面積為 4×25 mm<sup>2</sup>。

外圍使用陶瓷材料和電木做為絕熱。在加熱塊底埋入兩根熱電偶。

(2) 恆溫水槽：流量為 24 g/s，冷卻水溫度控制於 20°C。

(3) 電源供應器(power supply)：Topward 6603D，規格為 60V、3A。。

(4) 熱電偶與資料擷取器(data logger)：熱電偶採 K-type，Omega KMQX-040-G 之不銹鋼包覆之熱電偶，溫度擷取裝置為 FLUKE HYDRA Series II，兩者搭配之溫度解析度為 0.1°C。

(5) 配備高倍放大鏡頭之 CCD 攝影機：紀錄蒸發過程中水位的變化與動態行為。

(6) 真空幫浦(vacuum pump)：本研究採用油式幫浦，其真空極限為  $8 \times 10^{-3}$  Torr。

(7) 燒結爐(sintering furnace)：燒結爐採用振華電熱公司製作的管狀氣氛燒結爐，其程式控制器可控制加熱曲線，最高加熱溫度可達  $950^{\circ}\text{C}$ ，而爐內鋼管的尺寸為長 120 cm、直徑 10 cm，爐管內外部各放置一支 K-type 熱電偶用來量測爐管內外的溫度。

(8) 導熱膏(thermal grease)：Corning TC-5021，熱傳導係數為 3.5 W/mK。

(9) 彈簧壓力座(pressing coils)：如圖 3-5 所示，單一彈簧係數為 1.25 kg/m。整體壓力控制於 3~5 kg。

本實驗之熱電偶配置如圖 3-6 所示。在兩個熱源接觸面上方分別埋入一根熱電偶(T4)，且在所對應之位置於平板熱管內部毛細上方埋入另一根熱電偶(T5)，利用銅板與蒸氣溫度差來計算蒸發熱阻。在加熱銅塊上埋入三根熱電偶，用以估算加熱量，熱電偶彼此間距為 10mm，最上層的溫度點距離加熱面 0.5mm；T6&T7 為測量銅底板中側向熱傳量所用。

### 3.3 實驗步驟

#### 3.3.1 前置作業流程

前置作業流程可分為三大流程：(1)清洗流程、(2)燒結流程、(3)煮沸流程。分別說明如下，

(1)清洗流程：將實驗物件置入超音波震盪儀分次以除油劑、RO 水洗滌，最後以丙酮去水使用氮氣吹乾，避免物件氧化。

(2)燒結流程：使用自製夾具將銅板與毛細結構固定，並置入高溫燒結爐內，加熱溫度為  $850^{\circ}\text{C}$ ，加熱時間與持溫時間皆控制為 1 個半小時，之後開始自然冷卻至室溫便可取出。

(3)去氣流程：將工作流體(去離子水、丙酮或甲醇)放置加熱台上加熱至沸騰，且持續沸騰 10~15 分鐘，除去溶解於其中的大部份非凝結氣體，再立即注入玻璃管內。

### 3.3.2 實驗流程

將處於室溫還原好的銅板從真空狀態的燒結爐中取出後，在 10~15 分鐘內組裝完成，將壓力抽至壓力計顯示為  $10^{-2}$  Torr 為止，以防表面氧化或汙染而影響性能。開啟注水閥件，注入適當水量後關閉閥件保持腔體內真空，注水架構如圖 3- 7 所示。

而在研究表面濕潤度實驗時，會在還原平板熱管的毛細銅板的過程中，同時還原另一片光滑銅板，此板供作接觸角量測。將兩板同步暴露於空氣中使表面開始氧化，在特定時間後在銅板在光滑銅板表面滴上乾淨的常溫水滴，水滴體積約在 0.005 ml，再用相機拍攝後測量

接觸角。同時毛細銅板則參照上述方式組裝、抽真空並注水測量性能。

本研究對於水之實驗從 20W 開始進行，並以 10W 為一間隔直至蒸發熱阻值往上升或乾化為止；而丙酮與甲醇則是 10W 開始，每 3W 做一間格直至乾化發生為止。本研究定義之穩態為 5 分鐘各點溫度跳動範圍在  $0.2^{\circ}\text{C}$  之內。每一組瓦數進行至穩態之後，便移開蒸發區上端的絕熱棉以拍攝內部熱傳機制。

### 3.4 實驗數據計算方式

#### 1. 總輸入瓦數( $Q_t$ )

$$Q_t = I \times V$$

其中  $I$ ：電流； $V$ ：電壓，由電源供應器得知。實際輸入的瓦數則是由 T1、T2 及 T3 之溫度梯度計算獲得，誤差量控制於 5% 以內。

#### 2. 熱損失百分率、蒸發熱阻、等效熱傳係數之計算

本研究利用 3mm 厚之無氧銅板作為平板熱管之底板，雖然在熱源接觸面周圍銑入回字形溝槽以避免熱量藉由銅板傳遞，但由實驗量測結果發現並非所有的熱都藉由工作流體相變化帶走，仍然有少量的熱經由銅板傳導遞至冷凝區，其熱傳遞路徑如圖 3-8 所示。本研究在銅板底部埋入兩個溫度點以計算銅板傳遞之熱量( $Q_{\text{cond}}$ )；利用  $Q_{\text{cond}}$  即可得到相變化所帶走之熱量( $q$ )以及因為銅板效應所造成的熱損失，稱之為熱損失百分率(percentage of plate heat loss, PPHL)，

$$q = Q_t - Q_{\text{cond}}$$

$$\text{PPHL} = (Q_{\text{cond}} / Q_t) \times 100\%$$

所以本研究實際計算之蒸發熱阻與等效熱傳係數為

$$R_e = (T_4 - T_5) / q \quad (\text{Kcm}^2/\text{W})$$

$$h_e = 1/R_e \quad (\text{W/m}^2\text{K})$$

本實驗的經驗顯示 PPHL 之大小可以比較出不同情況下所形成蒸發熱阻之優劣；當 PPHL 上升時，亦即藉由銅板傳遞之熱量比例上升，可反應蒸發區之熱傳能力下降，可能是液膜太厚或局部乾化導致；反之，當 PPHL 下降時，代表藉由銅板傳遞之熱量亦下降，此反應出蒸發區之熱傳能力較佳。因此可藉由 PPHL 之大小可以推斷蒸發熱阻之趨勢。而本研究以水為工作流體之實驗的 PPHL 皆控制在 2%~6% 之間，以丙酮、甲醇為工作流體之實驗的 PPHL 則在 5%~10% 之間。

### 3. 過熱度之計算

為了解熱管內部低壓狀態過熱度與熱傳機制之關係，藉由 T4 與 T5 計算過熱度，T4 位於受熱處銅板中心處(距離銅板壁面  $l=1.5\text{mm}$ )，T5 位於蒸發區中心毛細上方 1mm 處。其中假設 T5 假設為近似液體表面飽和溫度，並將銅之熱傳導係數  $k$  值取為  $400\text{W/mK}$ ，藉由外插方式近似毛細下方加熱壁面溫度。

$$\Delta T_{\text{sup}} = T_w - T_{\text{sat}} \approx T_4 - T_5 - \frac{l}{k} \times q$$



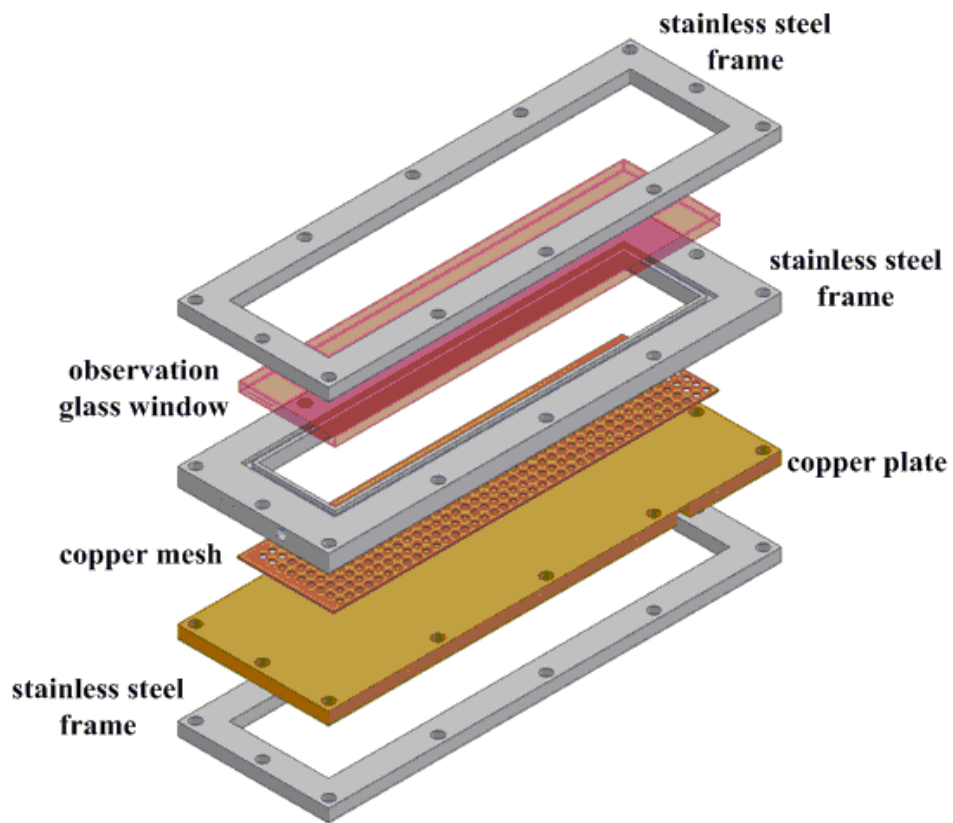


圖 3-1 可視化平板熱管設計圖

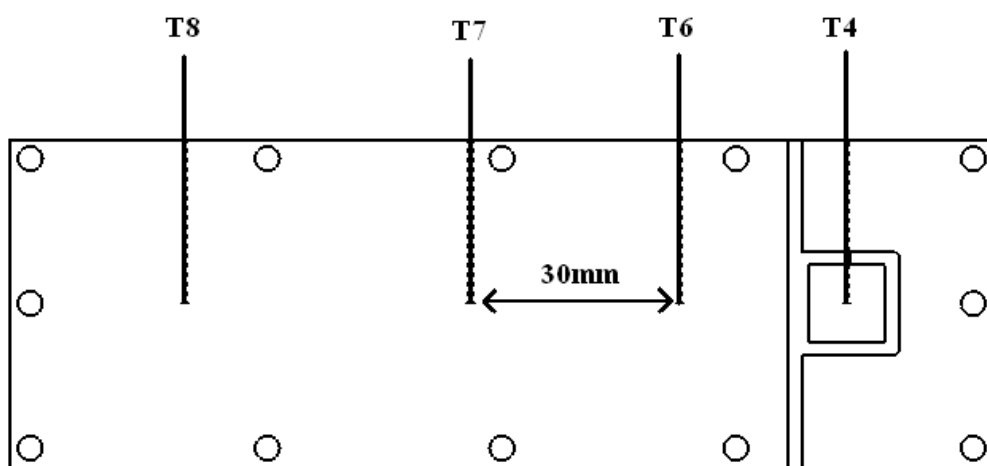


圖 3-2 熱損失百分比溫度量測點

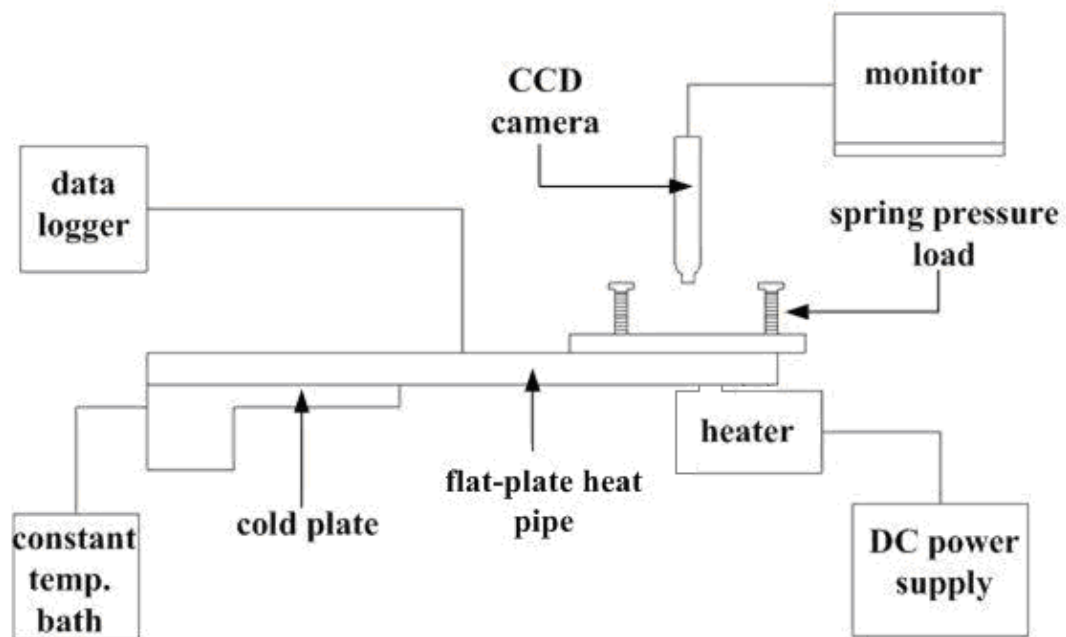


圖 3-3 實驗設備配置圖

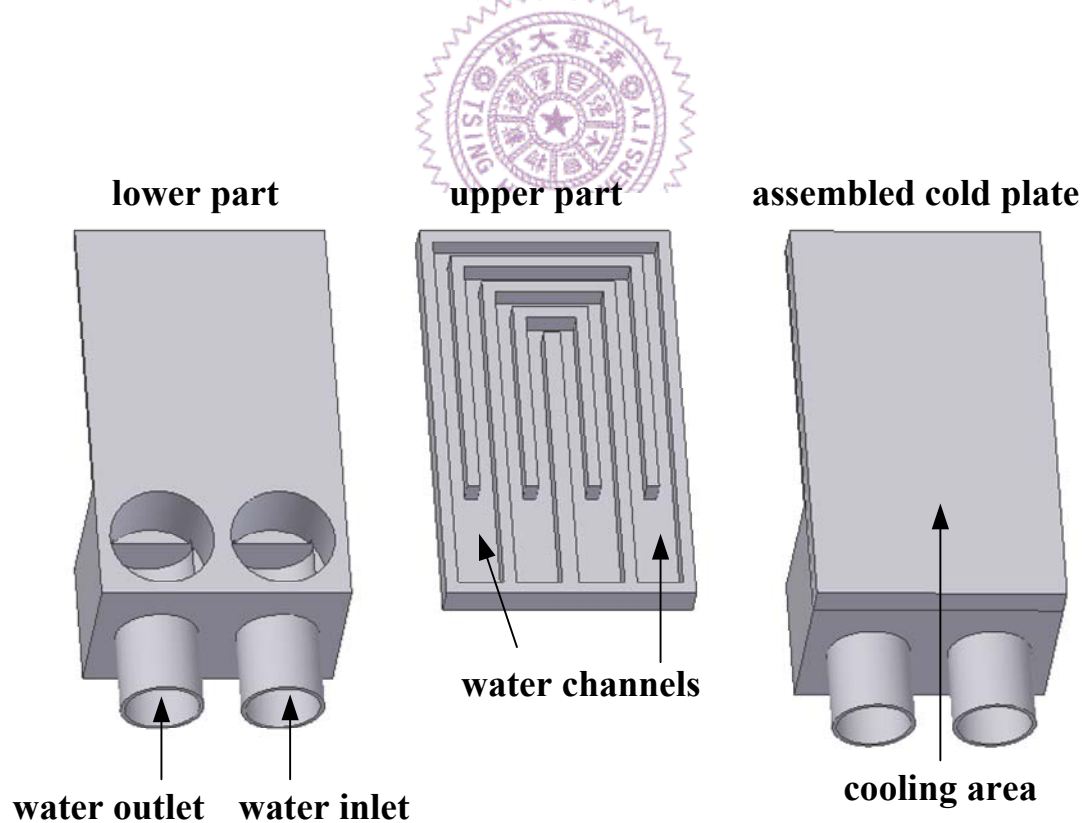


圖 3-4 鋁合金冷板設計圖



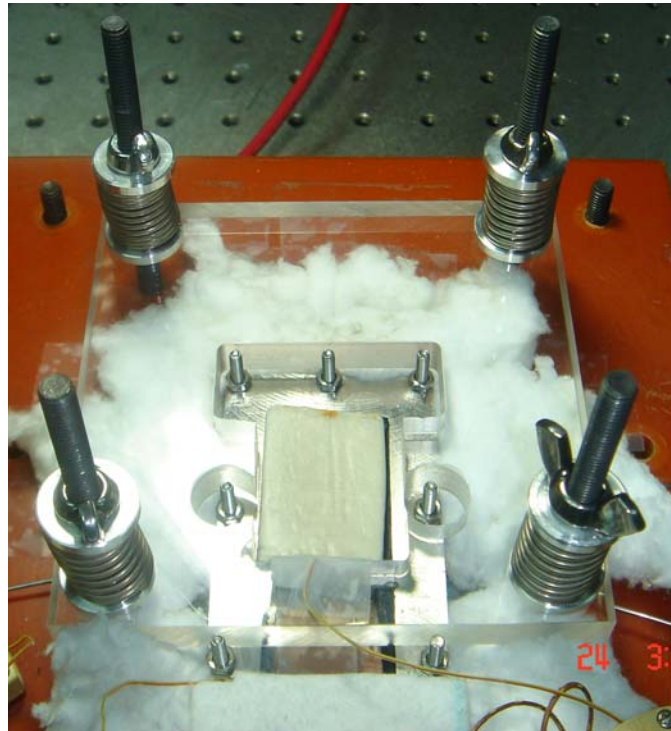


圖 3-5 彈簧壓力座

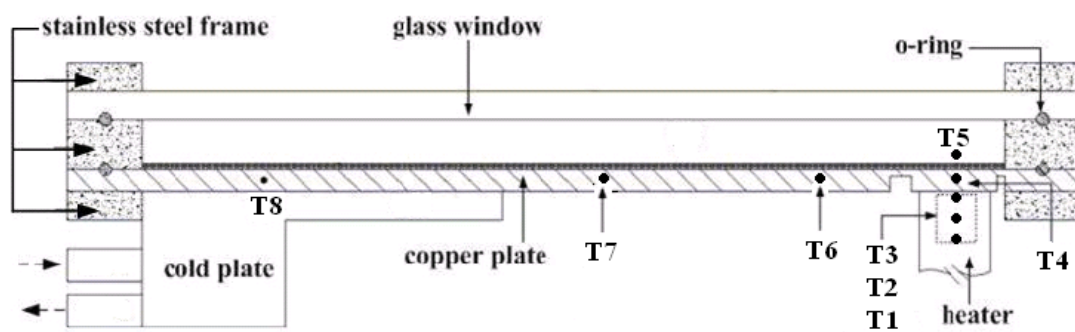


圖 3-6 熱電偶配置圖

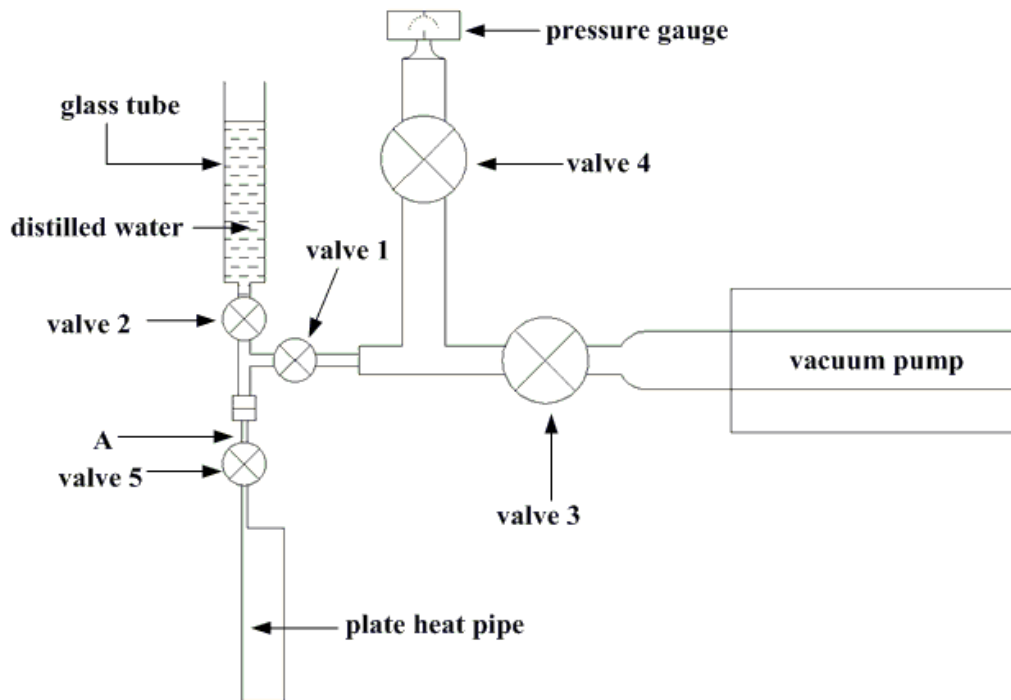


圖 3-7 注水設備示意圖

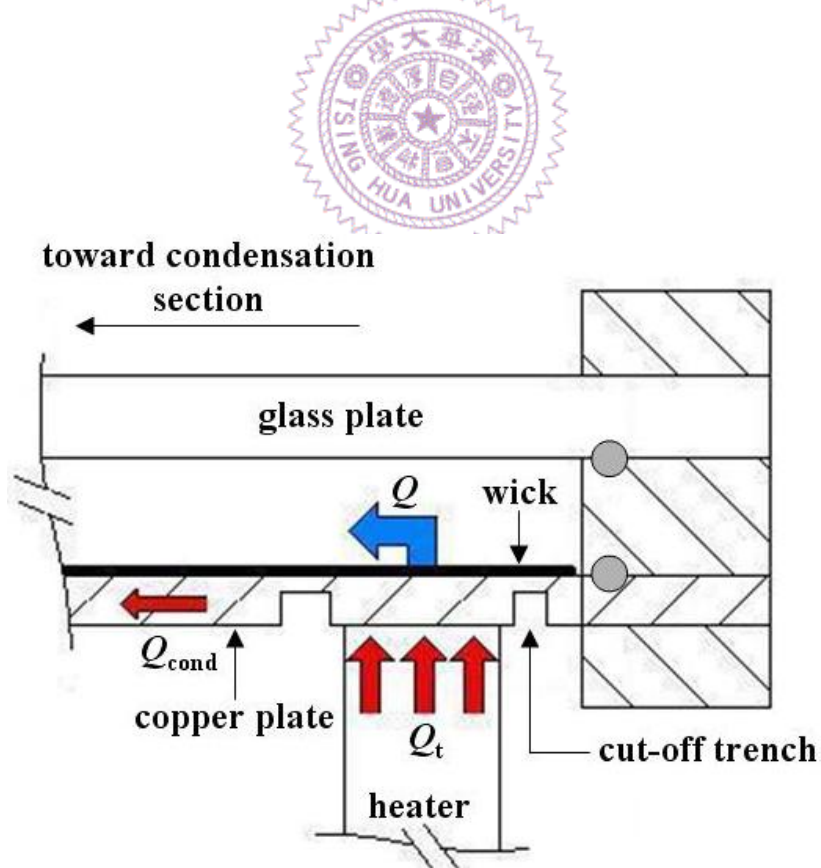


圖 3-8 蒸發區熱傳路徑示意圖

## 第四章 實驗結果與討論

本實驗研究主要分為兩大部分，第一部分主要比較水、丙酮與甲醇搭配不同的毛細結構，藉由可視化觀察薄膜蒸發現象。測量其蒸發熱阻與臨界熱負載量來與理論值做討論。另一部分則討論銅表面潤濕性因氧化而下降對平板熱管性能之影響。

### 4.1 不同工作流體性能比較—100+200 mesh 毛細

本實驗接續 Liou et al.[2, 3]實驗，選擇 100 mesh 銅網為上層網，200 mesh 為下層網之複合式毛細結構進行實驗。本實驗拍攝點位於蒸發區受熱面中心處與近遠端(中心點上、下游 5mm)，藉由觀察三處液膜厚度了解熱管在高瓦數下之乾化過程。值得注意的是，熱管內部工作流體填充量會直接影響到熱管性能，而本實驗實際填充量會顯著大於該毛細結構之飽和水量，主要原因為部分工作流體在操作過程中會卡在熱管內部角落與接縫內，在冷凝區玻璃內表面也會附著少量冷凝水，因此實驗過程中偶而會使用熱風機排除玻璃表面之冷凝水。

#### 4.1.1 不同填充量下各工作流體之蒸發特性

圖 4- 1(a)~(c)代表三種工作流體在不同水量中熱通量與蒸發熱阻關係。以水在  $v = 0.9$  ml 填充量為例，藉由可視化觀察到液膜厚度隨

著熱通量增加而不斷降低，蒸發熱阻也隨之降低，如圖 4- 1(a)所示。直到熱通量  $q = 86 \text{ W/cm}^2$  時，出現最小的蒸發熱阻  $R_e = 0.097 \text{ Kcm}^2/\text{W}$ ，此時液膜完全退至下層細網中，且部分下層網已暴露於液膜外。而當熱通量持續上升，較遠離冷凝端的加熱區域開始出現乾化現象，熱阻開始便上升。

由圖 4- 1 可發現填充量會影響初始的蒸發熱阻。一般而言，在未乾化情況下，較多的注入量會造成較大的蒸發熱阻。原因在於相同輸入熱通量下填充量越多，蒸發區液膜就越厚，蒸發熱阻越大。但當水位皆退至下層細網中，在同樣液膜厚度下，蒸發熱阻則以薄膜蒸發為主導，而在毛細結構、表面潤濕性與工作流體皆相同情況下，薄膜蒸發量也將相同。以水為例，如圖 4- 1(a)所示，當填充量  $v = 0.8 \text{ ml}$ ，熱通量  $q = 70 \text{ W/cm}^2$  時，產生最小蒸發熱阻  $R_e = 0.091 \text{ Kcm}^2/\text{W}$ ，與填充量  $v = 0.9 \text{ ml}$  的最小蒸發熱阻近似相等。在此顯示，填充量只會影響熱管的臨界熱負載量，而不會改變最小蒸發熱阻值，這也與 Liou et al. [2, 3]實驗相吻合。

使用相同的毛細結構與實驗裝置，對於甲醇與丙酮進行性能測試。甲醇的臨界熱負載量遠遠小於水，但略大於丙酮。過程中發現甲醇在接近臨界熱負載量時有機會產生非常微弱液膜晃動的沸騰現象，但並不是每次實驗皆有發現沸騰。而丙酮則是在大多數實驗中皆

發現在接近臨界熱負載量時產生大面積且頻率緩慢的沸騰現象，週期大約為 5~10 秒，而當超過臨界熱負載量而產生乾化時，沸騰現象便不再出現。

圖 4-2 顯示三種工作流體過熱度隨熱通量之變化。水之過熱度即使已高達 13.7K，仍無發生沸騰現象。過熱度於臨界熱負載前有下降趨勢，歸因於液膜厚度因輸入瓦數增加而變薄，而超過臨界熱負載後蒸發區乾化，過熱度上升。甲醇在臨界熱負載時雖有微弱沸騰產生，但過熱度下降推測主因也為液膜變薄。而丙酮會產生大範圍且頻率緩慢之沸騰現象，因液膜厚度降低及大範圍沸騰雙重影響下過熱度下降趨勢也為較明顯。由圖可知，甲醇與丙酮只需要 1.3~4K 之過熱度就可發生沸騰現象，此因兩者之表面張力遠小於水之故（表 4-1）。

與水相似，甲醇與丙酮的臨界熱負載量也隨著填充量增多而增加，但最小蒸發熱阻則不受填充量而改變，如圖 4-1(b)~(c)所示。關於不同工作流體之蒸發熱阻與臨界熱負載量將於後文討論。

關係式(1.1)中  $Q_{\max}$  的推導乃假設工作流體在毛細結構中呈飽和，故並不包括熱管填充量之效應，然而實驗結果顯示填充量是影響  $Q_{\max}$  非常重要的參數。

在多水量的情況下，水平放置的熱管會因為蒸發以及凝結機制導致水位並非處於水平狀況。由實驗可視化裝置可清楚觀察到，冷凝端



在高瓦數情況下會出現積水現象，水位甚至會高出毛細 0.2mm 左右，而蒸發端水位便會退下至下層網中，重力便會幫助水從冷凝端淹回蒸發端，也因此造成越多的填充量越容易回水而熱負載量增加。

#### 4.1.2 三種工作流體之蒸發熱阻比較

圖 4- 3 說明選擇相同填充量  $v = 0.9 \text{ ml}$  來比較三種不同工作流體蒸發熱阻與輸入熱通量關係。而在最小蒸發熱阻方面，三種工作流體並沒有明顯的差距，水與甲醇皆落在  $0.09\sim 0.11 \text{ Kcm}^2/\text{W}$  附近，丙酮  $0.15 \text{ Kcm}^2/\text{W}$  則略高於前兩者。可能的原因包含流體在蒸發區液膜厚度一致性、表面張力對薄膜蒸發影響、以及因流體極性所增加的薄膜吸附力等因素。

而在表面張力方面，水的表面張力為丙酮、甲醇的 3.2 倍，但蒸發熱阻卻近乎相等。Wang et al. [4]在文獻中提及較大的表面張力流體會容易貼附於固體介面，形成薄長型液膜，但也因此造成較大毛細壓力而抑制蒸發。

另一影響原因為流體極性，以水為最大，丙酮最小。Wee and Kihm[8]預測較大的流體極性會造成與固體表面較強的貼合力形成較薄且較長液膜增加蒸發面積，但也進而抑制蒸發。

由以上的文獻結果推論，不同工作流體的表面張力和極性強弱並未明顯影響最低熱阻值大小，反而是液膜厚度較具影響，正如 Chang

et al.[16]指出，由於薄膜蒸發產生的熱阻極小，蒸發熱阻主要受毛細之等效熱阻與水膜厚度決定。本實驗藉由可視化裝置觀察不同位置之加熱區上方暴露在外的毛細銅網來粗略估測液膜厚度，觀察位置分別為加熱區正中心前後 5mm 的位置，如圖 4- 4 所示。發現三種工作流體在臨界熱負載時，較遠離冷凝端的加熱區域皆會觀察到下層網已暴露在外且底部銅板清晰可見，此處液膜厚度極薄甚至近似乾化。但在較接近冷凝端的加熱區三種流體所表現出的液膜厚度卻不盡相同。

如圖 4- 5，水在此加熱區觀察到完全暴露在外の上層網以及有局部暴露於液膜外之下層網，推測水位大約位於下層網 2/3 高度的位置。甲醇則只能觀察到上層毛細，並未發現下層網露出液面，推測液膜約位於兩層網之交界處。而丙酮發現液膜反射光影有局部覆蓋到上層網，表示此時液面完全覆蓋住下層網且淹蓋過部分上層網。

由此可知，在臨界熱負載時三種流體之蒸發區前後液膜厚度差距以丙酮表現最為明顯，當遠離冷凝端之蒸發區水位極薄已接近乾化時，此刻若另一端之加熱區液膜仍處於高水位，厚液膜之加熱區蒸發熱阻便會偏高，導致整體蒸發熱阻上升，也因此丙酮在臨界熱負載時蒸發熱阻較高於另兩種工作流體。本研究結果顯示，蒸發熱阻值主要由液膜厚度與毛細結構之有效熱傳導係數決定，不同工作流體的蒸發潛熱與極性等差異並無影響，而表面張力僅會影響平均液膜厚度而造



成間接效應。

### 4.1.3 三種工作流體之臨界熱負載量比較

圖 4- 3，選擇三種工作流體在相同毛細結構及填充量下比較臨界熱負載量，結果顯示三種工作流體以水表現最優，最大可操作至熱通量  $q = 86 \text{ W/cm}^2$  時還未發生乾化，遠遠超過甲醇、丙酮的  $25 \text{ W/cm}^2$  與  $19 \text{ W/cm}^2$ 。

表 4- 1 為三種不同工作流體在  $30^\circ\text{C}$  時各項物理性質，而 figures of merit 彼此之間比值分別為  $N_w/N_m = 5.7$ 、 $N_w/N_a = 6.7$  以及  $N_m/N_a = 1.2$ 。實驗結果顯示，填充量  $v = 0.8\text{ml}$ ， $q_{\max,w}/q_{\max,m} = 3.9$ 、 $q_{\max,w}/q_{\max,a} = 5.4$  與  $q_{\max,m}/q_{\max,a} = 1.4$ ；當  $v = 0.9\text{ml}$  時  $q_{\max,w}/q_{\max,m} = 3.8$ 、 $q_{\max,w}/q_{\max,a} = 4.5$  與  $q_{\max,m}/q_{\max,a} = 1.2$ 。如表 4- 2 所示，相對於理論計算值有些許差異，但  $N_w > N_m > N_a$  與實驗結果  $q_{\max,w} > q_{\max,m} > q_{\max,a}$  相符，表示工作流體特性與熱傳量關係式在定性分析上是成立的。

## 4.2 不同工作流體性能比較—不規則粉

選擇不規則粉做為毛細結構主要原因為不規則粉表面粗糙度遠遠大於銅網，以及堆疊時容易產生大小不一的孔洞，進而有較多的成核址能激發流體產生沸騰。較多較細小的孔洞也會使得液膜曲率半徑減小，而使得毛細壓力增加，但也由於孔洞變小，造成流阻變大流體

回流不易。

#### 4.2.1 不同工作流體蒸發熱阻與臨界熱負載量比較

選擇相同不規則粉為毛細結構，三種工作流體皆注入 0.9ml，比較其熱阻與熱通量關係，如圖 4-6 所示。結果發現熱阻三種工作流體皆差異不大，水與甲醇熱阻值為  $0.11\text{Kcm}^2/\text{W}$ ，而丙酮則是  $0.15\text{Kcm}^2/\text{W}$  略高於前兩者，其結果也與以燒結銅網為毛細之熱管性能相當。臨界熱負載量方面，以水能操作至熱通量  $97\text{ W/cm}^2$  以上才發生乾化，甲醇、丙酮則是  $25\text{W/cm}^2$  與  $19\text{W/cm}^2$  便發生乾化。

在蒸發行為方面，使用具大量成核址的不規則粉並未顯著激發甲醇與水產生沸騰，甲醇液膜隨著加熱瓦數增加而退至下層最後乾化，過程中並未發現液膜晃動或是小氣泡產生。但此實驗僅作兩次重複性測試，樣本數過少，無法驟下定論。而丙酮則發現熱通量  $13\text{ W/cm}^2$  時在較遠離冷凝區的加熱區塊上出現非常微小且頻率快速的氣泡，顯示不規則粉的大量成核址使得沸騰型態與燒結網時呈現大範圍氣泡消長的型態有所不同。

以下討論在本熱管實驗中成核址對水未能有效激發沸騰的原因。在一般大氣中當流體流過孔洞時並不容易將孔洞中氣泡完全趕出，而這些躲於孔洞中的氣體就容易促使超過沸點的流體產生沸騰，也就是非均質成核(heterogeneous nucleation)現象。但在本實驗中，熱

管於注水前都會先抽真空至  $10^{-2}$  Torr，孔洞中已不存在氣體分子，使得工作流體無法藉由已存在的氣核而產生沸騰。另外，Wong et al. [2, 3]推測，運作中熱管蒸發出的高能量分子迅速流向低蒸汽壓之冷凝區，以致蒸發區上方之蒸汽壓低於液體表面溫度對應之飽和蒸汽壓，此時蒸發帶出的熱量大於蒸汽分子撞返液面帶入的熱量，換言之，此時液面發生之淨散熱率足以應付熱負載，故未能激發核沸騰機制來提升散熱率。

#### 4.2.2 燒結不規則粉與 100+200 mesh 燒結銅網比較

圖 4- 7(a)~(c)說明在臨界熱負載量方面明顯發現燒結不規則粉略優於燒結銅網。水的熱負載量從原先  $86 \text{ W/cm}^2$  增加到  $97 \text{ W/cm}^2$ ，而甲醇也從  $22.7 \text{ W/cm}^2$  增加到  $25.6 \text{ W/cm}^2$ ，唯有丙酮仍維持於  $19 \text{ W/cm}^2$  左右無太大改變。不規則粉會因毛細孔徑較小於銅網而產生較強的毛細拉力增加回水量，但也因毛細孔徑小流阻增加反而抑制回水能力。

熱阻表現如同銅網般隨著熱通量增加而逐漸下降，直到乾化產生後才上升。最小蒸發熱阻相較於銅網並無太大改變，水在不規則粉毛細之蒸發熱阻為  $0.11 \text{ Kcm}^2/\text{W}$  與銅網的  $0.096 \text{ Kcm}^2/\text{W}$  相差不多；甲醇不規則粉是  $0.12 \text{ Kcm}^2/\text{W}$ ，而銅網  $0.114 \text{ Kcm}^2/\text{W}$ ；而丙酮則是  $0.14 \text{ Kcm}^2/\text{W}$  略小於銅網  $0.15 \text{ Kcm}^2/\text{W}$ 。

不規則粉與銅網在實驗結果不管是蒸發熱阻或是臨界熱負載量

方面並無太大差異，但兩種毛細的滲透度與等效毛細半徑卻不盡相同，其詳細原因值得未來作深入探討。

### 4.3 一維性之加熱面

在 $Q_{\max}$ 理論分析中只單純討論毛細力與流阻關係，並未考慮到填充量與加熱面形狀。但在本實驗與現實熱管中，加熱面積通常為二維性的方型加熱面，而造成加熱區於容易產生局部乾化。

先前實驗使用  $1\text{cm} \times 1\text{cm}$  方形加熱面，由可視化裝置可觀察到隨著加熱瓦數增加，蒸發區水位開始下降，且在最遠離冷凝端的區域先發生乾化(A 區)，如圖 4-8 所示。送回 A 區的工作流體必須先經過 B 區才可到達，而 B 區由於液膜位在加熱端上方，厚度較薄，流阻也相較於絕熱端(C 區)大，造成回流不易而乾化。

蒸發熱阻與液膜厚度有密切相關。圖 4.5 顯示，在 A 區發生乾化時，B 區仍保有一定厚度液膜，將容易產生較大蒸發熱阻。因此，熱管的蒸發熱阻會因為加熱面積影響水位分佈而改變。

有鑑於以上原因，本實驗將設計加熱面積為  $4 \times 25 \text{ mm}^2$  之加熱塊，使加熱區毛細蒸發不受彼此影響及其回水路徑皆為同方向，如圖 4-9 所示，並試著降低水量以便將來定量分析。

而毛細結構由於在銅網燒結過程中會因施加壓力分布不均，導致一維加熱區上毛細結構不一致。因此本實驗將選擇不規則粉為毛細，

與上述實驗作比較。

由圖 4- 10 顯示，在最小蒸發熱阻方面，一維加熱面最小可至 0.087 Kcm<sup>2</sup>/W，相較於方形加熱面 0.11 Kcm<sup>2</sup>/W 來的小。臨界熱負載量在填充量皆為 0.9ml 情況下，一維加熱面可達 113W/cm<sup>2</sup>，相較於方形加熱塊 95W/cm<sup>2</sup> 之負載量明顯增加。也在此證實，不同的加熱面形狀對熱管的熱負載量以及蒸發熱阻有相當程度影響。

#### 4. 4 熱管臨界熱負載量定性分析

從以上實驗結果可以得知，臨界熱負載量定量分析，往往會受到工作流體、毛細結構、填充量、加熱面積等許多參數而嚴重影響結果。而本章節便試著以先前實驗結果為依據，討論各參數對分析之影響。

為了降低加熱面對熱負載量的影響，本實驗選用一維加熱面且減少填充量至 0.5ml 以降低過多水量的影響。測試結果，熱通量在 19.8W/cm<sup>2</sup> 便發生乾化。

關係式(1.1)指出，臨界熱負載量  $Q_{\max}$  可表示成

$$Q_{\max} = 2 \left( \frac{\rho_l \lambda \sigma}{\mu_l} \right) \left( \frac{K}{r_{eff}} \right) \left( \frac{A_w}{L_{eff}} \right)$$

30°C 水的 figures of merit 為  $2.15 \times 10^{11}$  W/m<sup>2</sup>，毛細截面積  $A_w = 7.5 \times 10^{-6}$  m<sup>2</sup>，而  $L_{eff} = 0.085$  m。依照 Frghri[9]文獻中等效毛細半徑在球粉中取 0.21 倍的直徑，套用至本實驗以 20~30μm 此範圍做計算，不規則粉



滲透度依照本實驗室所量測結果為  $3.0 \times 10^{-12} \text{ m}^2$ ，計算結果為 3.8~5.7W，仍遠小於實驗結果。

其差異的原因包括以下幾種可能：(1)等效毛細半徑選擇：Jiao et al.[6]的文獻中便指出，在溝槽毛細中當液膜變薄快要接近乾化的情況下，溝槽角落的液膜半徑將會小於中間液膜，而非一固定值。而燒結網與不規則粉幾何形狀相較於溝槽就更趨於複雜，毛細結構的表面粗糙度、顆粒大小、燒結緊密程度都將影響到液膜曲率半徑。由此可知，液膜可能因為毛細結構而在狹小的縫隙中形成半徑極小的液膜甚至可小至幾個  $\mu\text{m}$ ，很難藉由實驗觀察方式找出等效毛細半徑大小，也使得容易在熱管性能定量分析上容易產生極大誤差。(2)滲透度的誤差：滲透度容易因毛細燒結過程中施加的壓力與溫度而改變，測量過程中也可能因為毛細結構有旁通洩露或遭阻塞而產生顯著誤差。再者，各個實驗者所使用的毛細結構也不盡相同，以銅球粉為例，[25]中實驗結果孔隙度 38.8%之小球粉與 56.8%之大球粉兩者滲透度分別為  $4.5 \times 10^{-12} \text{ m}^2$  與  $1.88 \times 10^{-11} \text{ m}^2$ ，滲透度便可差至將近四倍，而不規則粉堆疊方式與大小顆粒更是雜亂且隨機。[26]文獻中實驗結果在 973K 燒結溫度下，孔隙度 59.9%之不規則粉，滲透度為  $1.98 \times 10^{-12} \text{ m}^2$ ，若燒結溫度提升至 1123K 時，則滲透度將下降為  $0.34 \times 10^{-12} \text{ m}^2$ ，顯示毛細結構容易因燒結參數而有所改變。(3)填充量的影響：在 4.1.1

章節中有詳細解釋。(4)蒸發區液膜厚度的分布：在 4.3 章節中提到，蒸發區液膜厚度會因加熱面形狀影響而導致厚度分佈不均。當液膜厚度因輸入瓦數增加而降低時，流體流經此區域之流阻因液膜變薄而增加。由此可知，流阻會因液膜厚度增減而變化，且流體流至不同加熱區域之流阻也受液膜影響而有所不同，並不如理論所假設為一定值。

由此可知，式(1.1)之 $Q_{\max}$ 在不同工作流體定性分析上是成立的，但在定量結果容易受許多未知參數的影響而與實際實驗結果產生極大差距，詳細的解釋需要進一步的探討。

## 4.5 銅表面親水性

現今業界所使用的熱管或均熱板絕大部分皆以銅做為腔體以及毛細材料。而純銅會因為與空氣接觸產生疏水性的氧化亞銅，降低工作流體的表面濕潤性。本章節則討論表面濕潤度對於熱管的性能影響。

本實驗選取上述實驗的雙層網，填充量皆為 0.9ml，依照 3.3.2 實驗步驟對於三種工作流體進行相同測試。值得注意的是，水的接觸角很明顯的會隨著暴露時間越長而增加，如圖 4- 11 所示。接觸角也會因為暴露時間、當天氣溫與濕度而略有不同，如每次實驗所量測水滴接觸角與時間關係如圖 4- 12 所示。但甲醇、丙酮由於分子之間內聚



力較小，即使此銅板已經放置空氣中三個小時以上，滴上流體後還是馬上被拉平，接觸角近乎為  $0^\circ$ 。也因此甲醇、丙酮無法比較出接觸角大小，只能以銅板暴露時間做區隔。

圖 4- 13 為水在不同接觸角下蒸發熱阻與熱通量之實驗數據。結果顯示，在表面濕潤度下降情況下，最低蒸發熱阻並無太大改變，不同接觸角彼此最低熱阻值差異都在 10% 以內，其熱阻值大約都落在  $0.1 \text{ Kcm}^2/\text{W}$  左右。而較顯著影響是在臨界熱負載量方面，隨著表面潤濕性變差，接觸角增大，臨界熱負載能力便開始下降。在未發生氧化情形下，銅與水接觸角約在  $10^\circ$  以內，臨界熱負載量約為  $86 \text{ W/cm}^2$ ，而當接觸角  $30^\circ$  時，臨界熱負載量下降至  $65\sim 80 \text{ W/cm}^2$  之間，甚至到接觸角於  $40^\circ$  時，熱負載只剩  $45 \text{ W/cm}^2$ ，為初始情況的一半左右。

圖 4- 14 顯示甲醇、丙酮的表面濕潤度測試結果，發現即使銅板氧化，蒸發熱阻與臨界熱負載量上仍無太大差異。

銅板表面氧化造成濕潤度下降，代表銅板的表面能量降低，從文獻中可得知較低的表面能量會使得液膜變短，薄膜蒸發面積減少。但也由於表面能量減少，分離壓力減少，分子變得較易脫離表面而蒸發。可能因此在如此消長的情況下，表面能量對最小蒸發熱阻並無明顯影響，蒸發熱阻主要還是以液膜厚度及毛細結構為主導。

熱管的回水能力將直接關係到臨界熱負載量，而此實驗中，在填

充量以及加熱面積皆相同情況下，回水能力便完全決定於毛細壓力。

毛細壓力

$$\Delta P_c = \frac{2\sigma}{r_{eff}} \cos \theta$$

以水的實驗結果顯示，在相同工作流體表面張力皆固定下，毛細壓力減弱，導致臨界熱負載量下降。原因在於當接觸角為  $0^\circ$  時，孔洞中的液膜可形成孔洞一半的毛細半徑，此時擁有最強的毛細力。但當表面濕潤度下降，毛細半徑便會因接觸角開始增加而增大，導致毛細力下降，回水能力變差。

值得注意的是，若假設接觸角  $10^\circ$  時之  $q_{max,10^\circ}$  近似為  $0^\circ$  時之臨界熱負載量，而將不同接觸角下  $q_{max,\theta}$  與  $q_{max,10^\circ}$  之比值來與理論值  $\cos \theta$  相比，結果發現整體趨勢與  $\cos \theta$  隨著角度增加而下降相吻合，但實驗比例值卻皆小於理論  $\cos \theta$  值，如圖 4-15 所示。主要原因可能為由於本實驗之接觸角皆在靜態情況下所測量，但蒸發過程中薄膜形成的外顯接觸角(apparent contact angle)會大於靜態接觸角(static contact angle)的[27, 28]，以致靜態拍攝之接觸角無法直接對應出蒸發過程中薄膜蒸發之接觸角。

在此也說明，甲醇、丙酮在氧化銅板上表現出接觸角仍為  $0^\circ$  的潤濕性，因此在臨界熱負載量上並不受氧化時間而影響，顯示甲醇、丙酮在蒸發時，在不同表面能量之銅板上形成的外顯接觸角應無差異。

表 4- 1 工作流體物理性質表

	$\rho_l$ (kg/m <sup>3</sup> )	$\lambda$ (kJ/kg)	$\sigma$ (N/m)	$\mu_l$ (cP)	$N$ (W/m <sup>2</sup> )
water	996	2430.5	0.0712	0.799	2.15E11
methanol	782	1155	0.0218	0.521	3.78E10
acetone	779	544	0.0225	0.296	3.22E10

表 4- 2 Figures of merit 與臨界熱負載量實驗值相比

	$N_w/N_m$	$N_w/N_a$	$N_m/N_a$
	5.7	6.7	1.2
	$q_{\max,w}/q_{\max,m}$	$q_{\max,w}/q_{\max,a}$	$q_{\max,m}/q_{\max,a}$
$v = 0.8$ ml	3.9	5.4	1.4
$v = 0.9$ ml	3.8	4.5	1.2

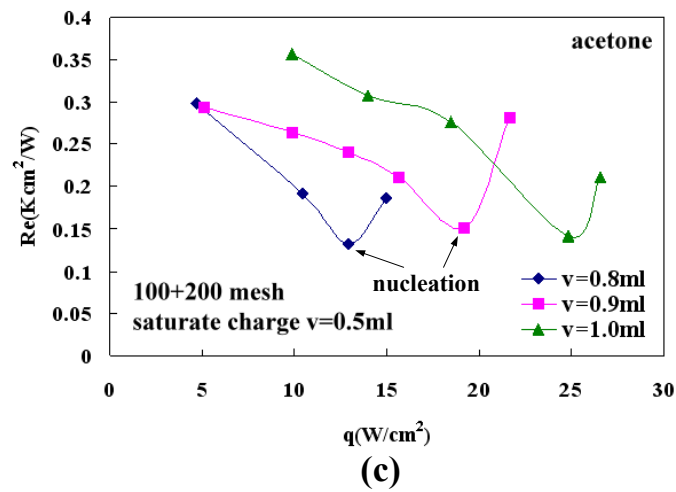
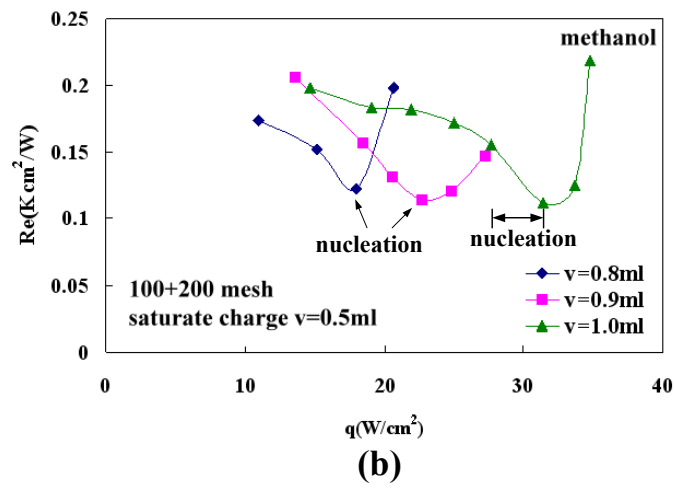
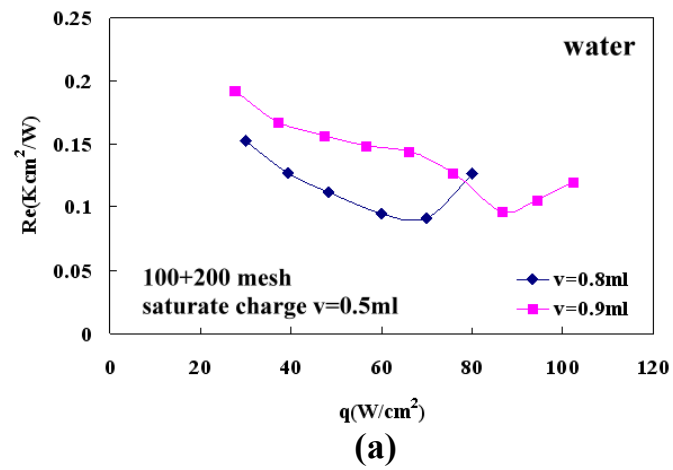


圖 4- 1(a)~(c)不同工作流體在銅網毛細中蒸發熱阻與熱通量關係

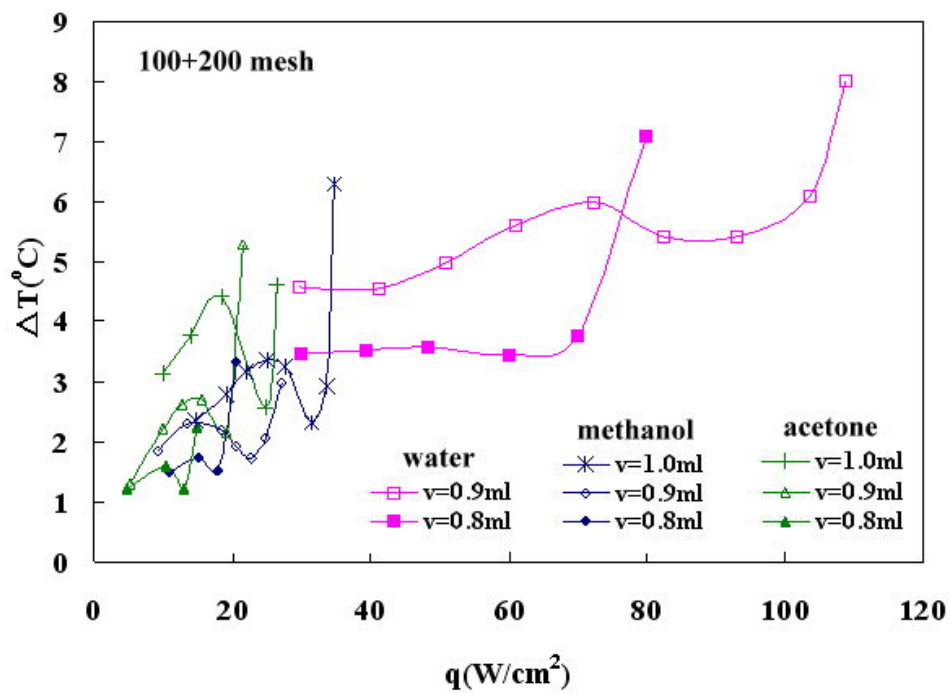


圖 4-2 三種工作流體之過熱度與熱通量關係

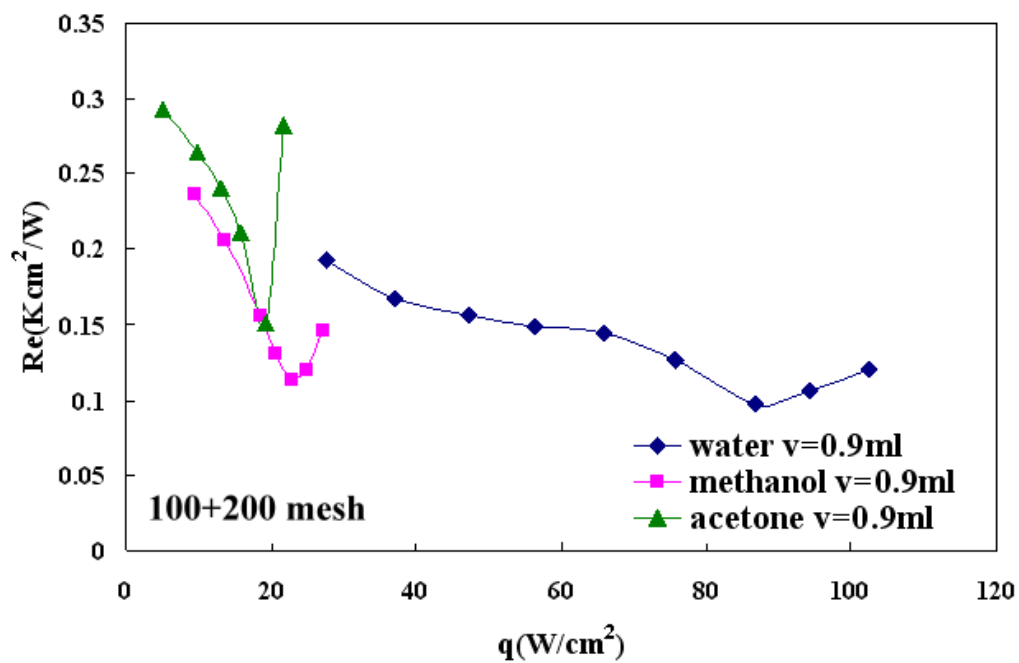


圖 4-3 三種工作流體相同填充量之蒸發熱阻與熱通量關係

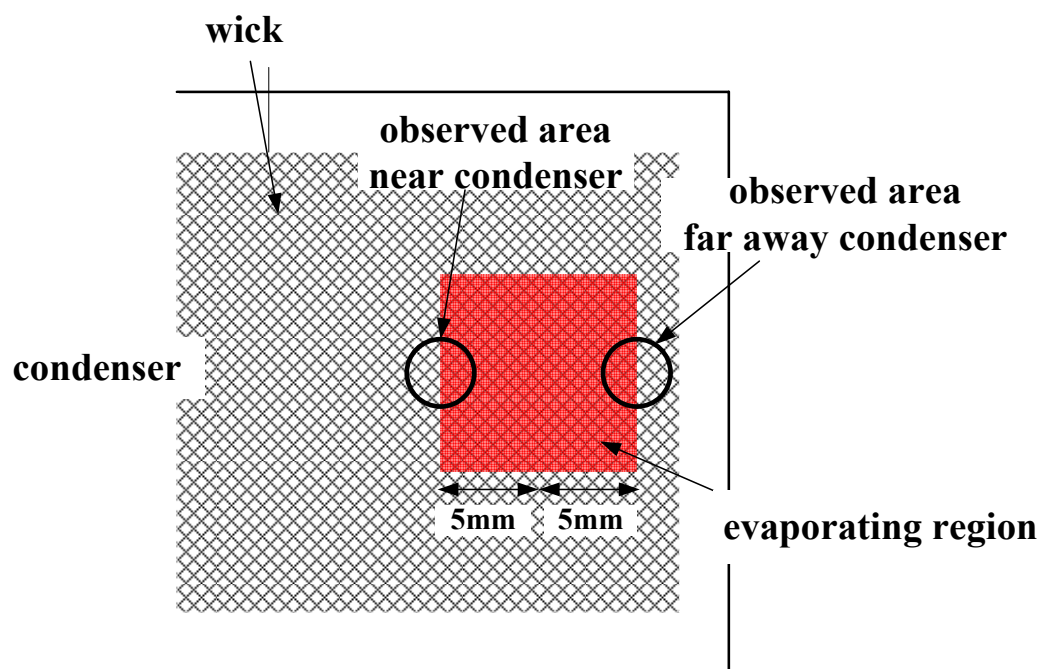


圖 4-4 可視化蒸發區觀察位置示意圖





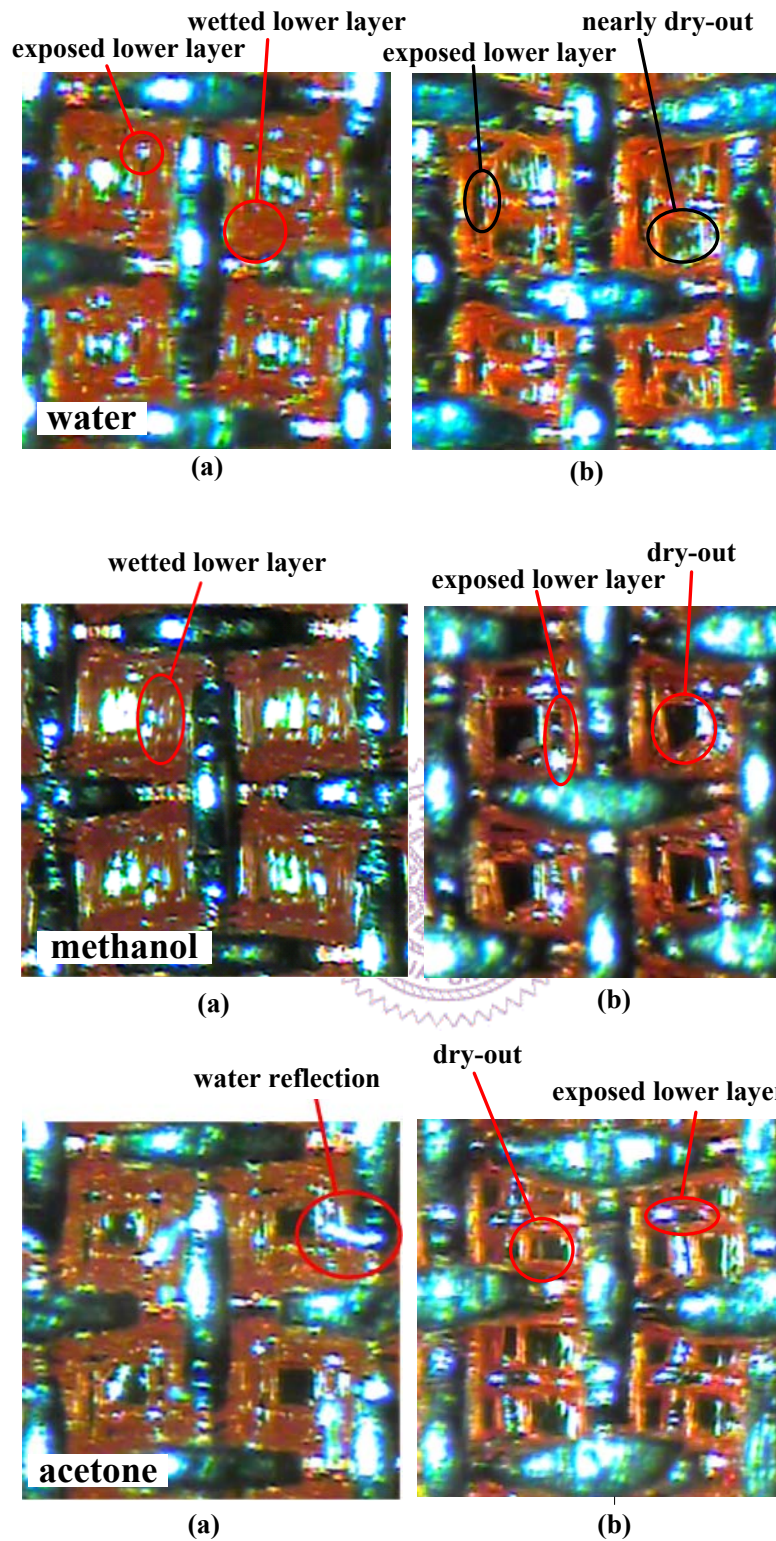


圖 4-5 不同工作流體在最小蒸發熱阻時之照片 (a) 較接近冷凝端之蒸發區 (b) 較遠離冷凝端之蒸發區



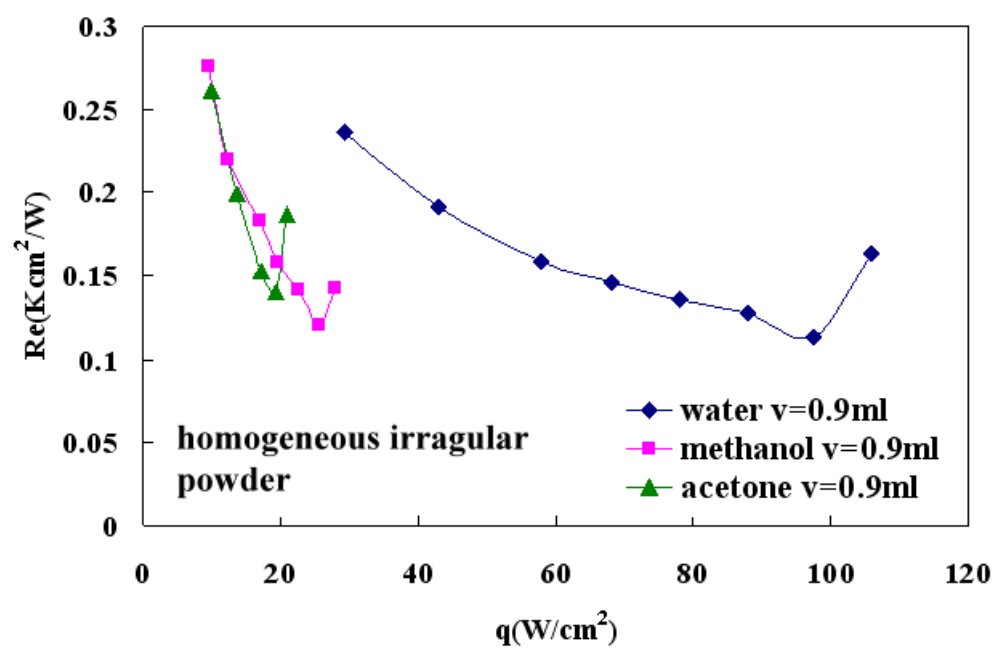


圖 4- 6 三種工作流體在不規則粉毛細中蒸發熱阻與熱通量關係



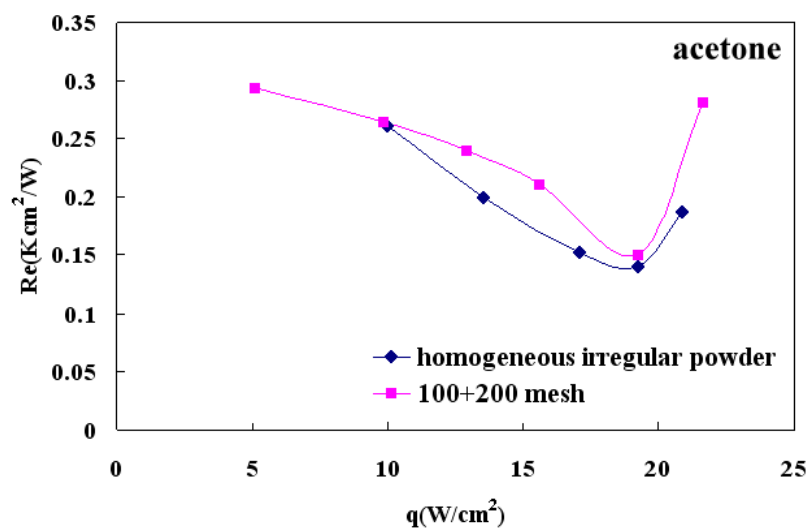
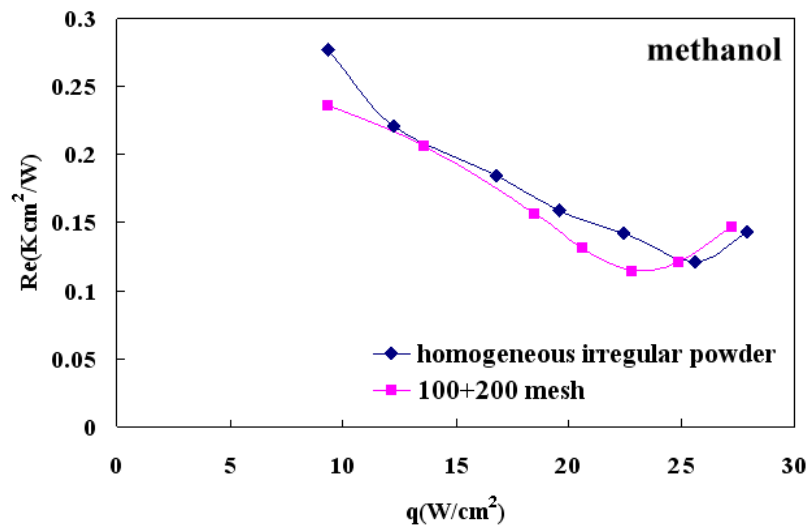
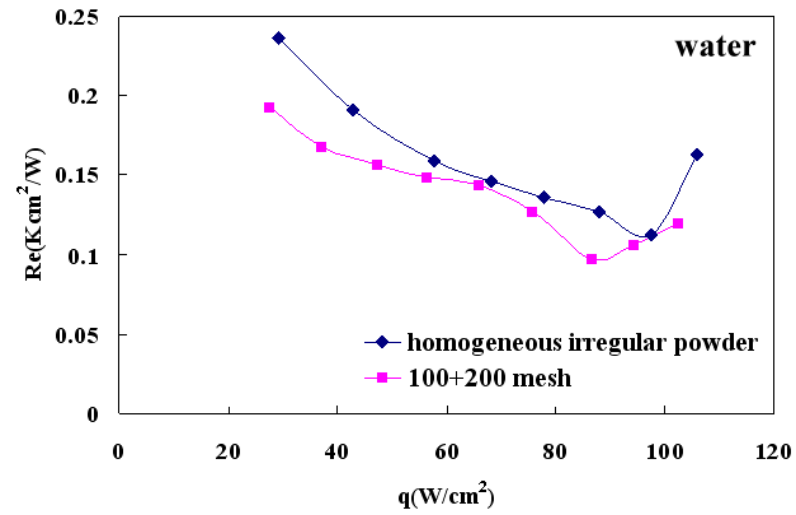


圖 4-7 不同燒結毛細下蒸發熱阻與熱通量關係

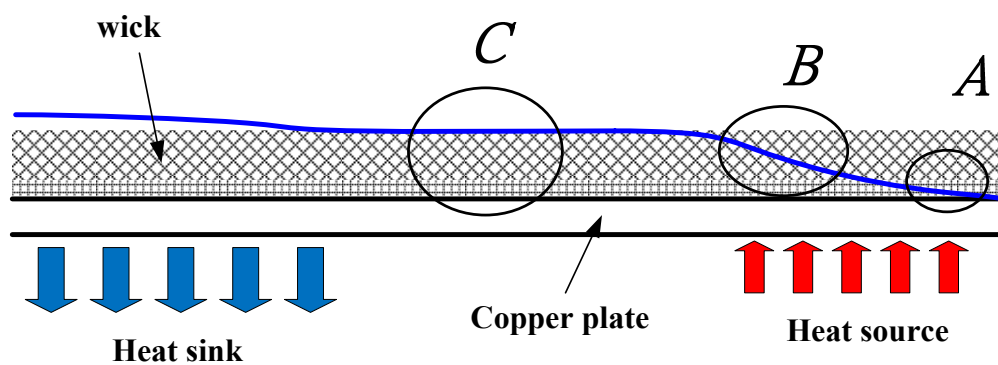


圖 4-8 水位分布示意圖

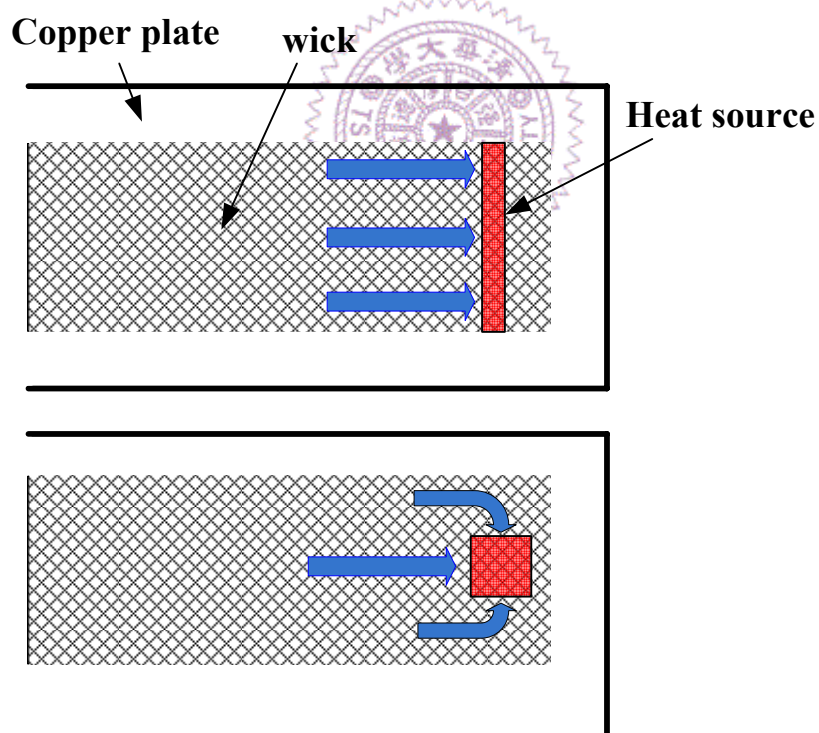


圖 4-9 不同加熱形狀及回水示意圖

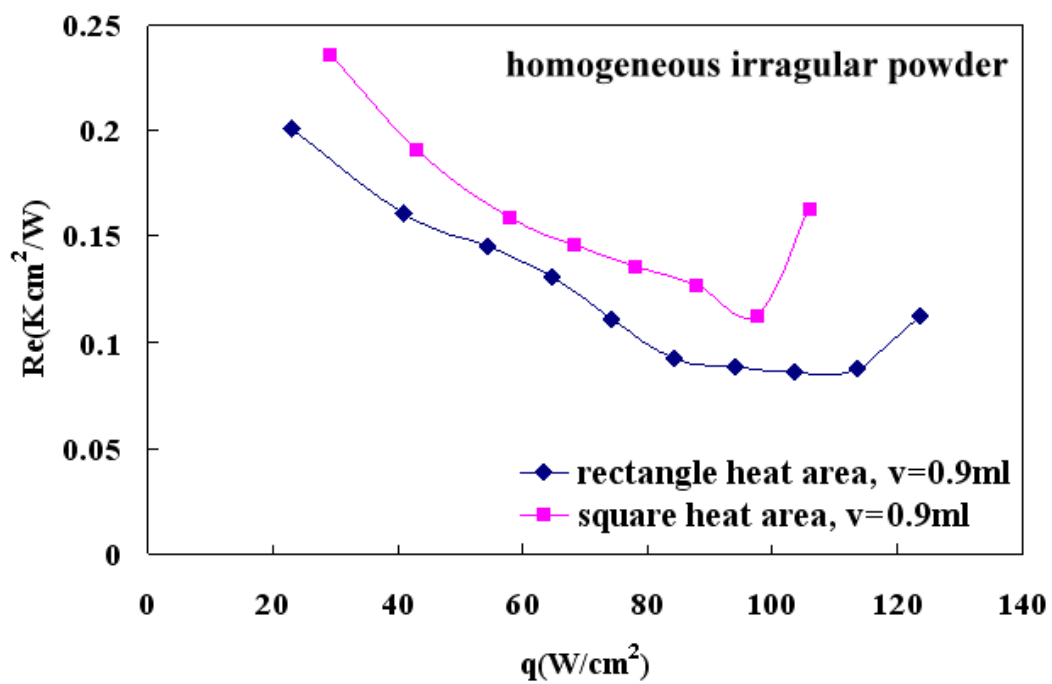


圖 4- 10 不同加熱面形狀之蒸發熱阻與熱通量關係

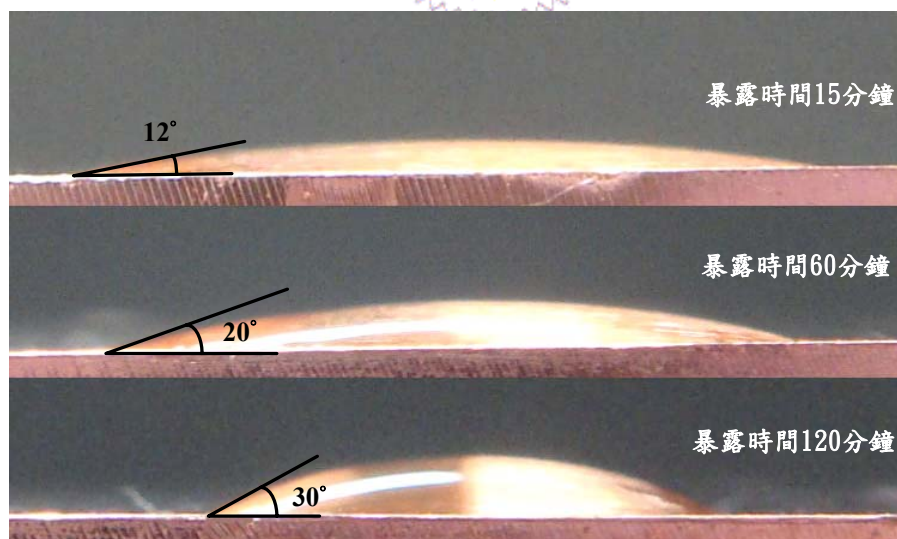


圖 4- 11 水與銅板接觸角實驗之照片

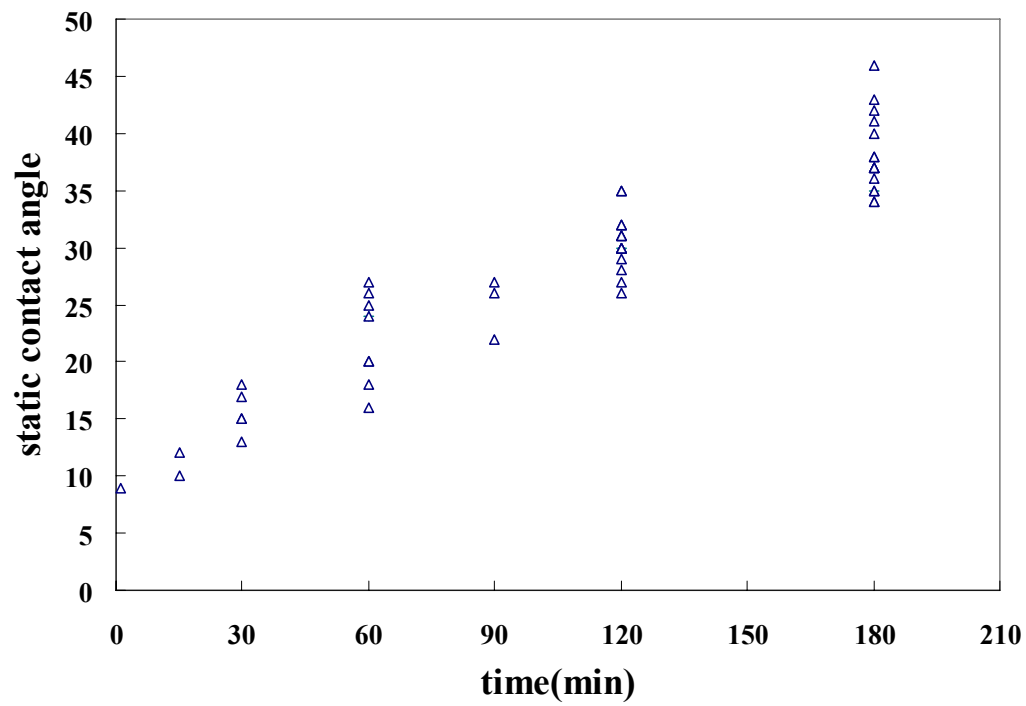


圖 4- 12 接觸角隨時間分佈圖

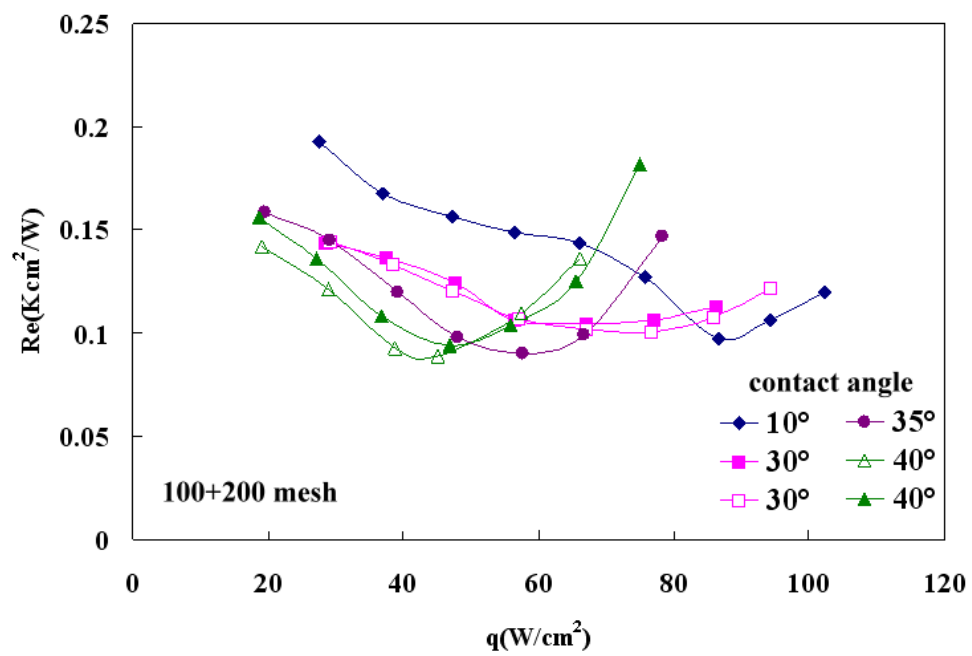


圖 4- 13 表面濕潤度—水在不同接觸角下蒸發熱阻與熱通量關係

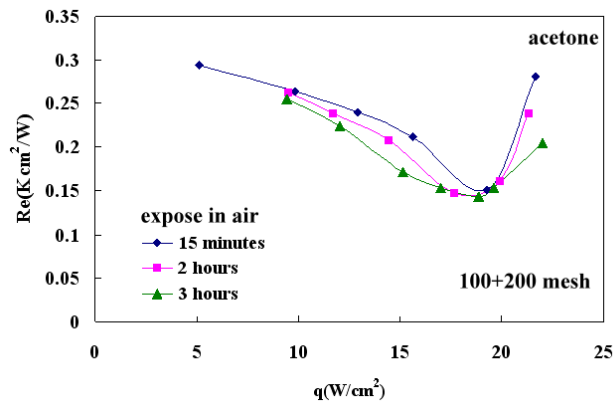
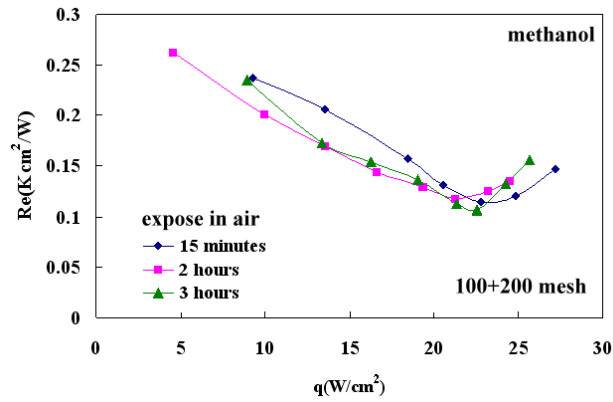


圖 4- 14 表面濕潤度—甲醇、丙酮在不同接觸角下蒸發熱阻與熱通量關係

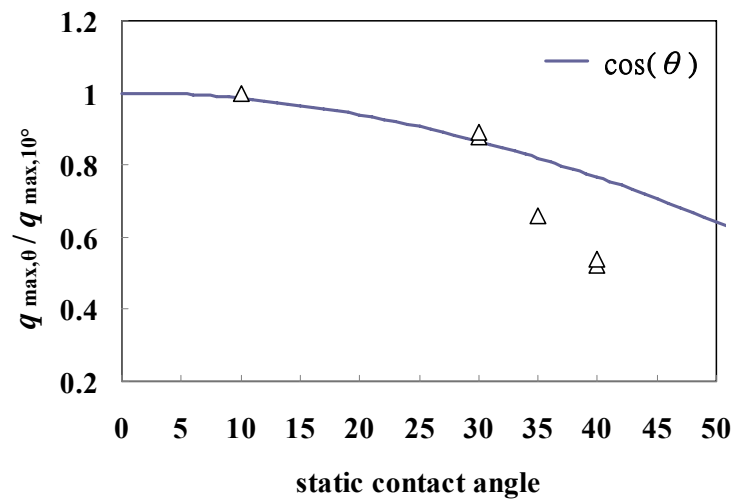


圖 4- 15  $q_{\max, \theta} / q_{\max, 10^\circ}$  實驗比例與理論值  $\cos \theta$  之比較

## 第五章 結論

藉由水、甲醇、丙酮三種工作流體，分別操作在不同毛細結構中之可視化平板熱管，並藉由銅氧化改變表面濕潤度，量測蒸發熱阻以及臨界熱負載量，而獲得以下結論：

1. 三種工作流體在銅網與全不規則粉兩種不同毛細中所表現出的最低蒸發熱阻差異不大，表示蒸發熱阻以液膜厚度與毛細結構有效熱傳導係數為主導，而與流體性質關係不大。
2. 三種流體的臨界熱負載量在兩種毛細中皆以水表現最佳，其次為甲醇，丙酮最差。在相同毛細結構下，臨界熱負載量與 figures of merit 略成正比關係。
3. 在燒結銅網中，甲醇在極少情況下有些微沸騰產生，丙酮則在許多瓦數下發生大面積頻率緩慢的沸騰。而不規則粉中，甲醇並未觀察到有沸騰現象，丙酮則是有在局部發生小範圍且微弱的小氣泡。
4. 以具大量成核址的不規則粉做為毛細結構時，如工作流體為水，並未能激發核沸騰現象。推測主因為高能量分子蒸發後立刻推送至冷凝端，蒸發端蒸氣壓始終未達飽和，而不足以誘發沸騰。但工作流體為丙酮時，其較小的表面張力使得大量且微小的核沸騰在成核址處產生。



5. 方形加熱面會造成液膜厚度分布不均，使得局部乾化發生時平均液膜厚度較大；加熱面形狀為長條形時，蒸發熱阻與臨界熱負載量皆較佳，此因長條加熱面在局部乾化發生時平均液膜厚度較小。
6. 銅的表面潤濕性對於三種工作流體蒸發熱阻並沒有太大影響。推測雖分子在銅板上表面附著力降低因而容易經由相變化離開液膜，但也造成液膜變短變厚而增加熱阻，以上兩種效應會相互抵銷而導致此一現象。
7. 在臨界熱負載量方面，水因銅板潤濕性下降而負載量降低。推測原因為接觸角增大，導致水在毛細孔洞中的曲率半徑增加，使毛细力降低，因而減少熱負載能力。而甲醇、丙酮的潤濕度並不受銅板表面氧化而影響，靜態接觸角依舊維持在  $0^\circ$ ，以致臨界熱負載量並無明顯改變。

## 參考文獻

- [1] S.W. Chi, Heat Pipe Theory and Practice, McGraw-Hill, 1976.
- [2] J.-H. Liou, C.-W. Chang, C. Chao, S.-C. Wong, Visualization and thermal resistance measurement for the sintered mesh-wick evaporator in operating flat-plate heat pipes, *Int. J. Heat Mass Transfer* 53 (2010) 1498-1506.
- [3] S.-C. Wong, J.-H. Liou, C.-W. Chang, Evaporation resistance measurement with visualization for sintered copper-powder evaporator in operating flat-plate heat pipes, *Int. J. Heat Mass Transfer* 53 (2010) 3792-3798.
- [4] H. Wang, S.V. Garimella, J.Y. Murthy, Characteristics of an evaporating thin film in a microchannel, *Int. J. Heat Mass Transfer* 50 (2007) 3933–3942
- [5] R. Bertossi, V. Ayel, C. Romestant, Y. Bertin, Z. Lataoui, Modeling of transfer in the microregion in axially grooved heat pipes, comparison of fluid performances, *Heat Pipe Sci. Tech.* 1 (2010) 99-112.
- [6] A.J. Jiao, H.B. Ma, J.K. Critser, Evaporation heat transfer characteristics of a grooved heat pipe with micro-trapezoidal grooves, *Int. J. Heat Mass Transfer* 50 (2007) 2905–2911
- [7] W. Qu, T. Ma, J. Miao, J. Wang, Effects of radius and heat transfer on the profile of evaporating thin liquid film and meniscus in capillary tubes, *Int. J. Heat Mass Transfer* 45 (2002) 1879–1887
- [8] S.-K. Wee, K.D. Kihm, K.P. Hallinan, Effects of the liquid polarity and the wall slip on the heat and mass transport characteristics of the micro-scale evaporating transition film, *Int. J. Heat Mass Transfer* 48 (2005) 265–278

- [9] A. Faghri, Heat Pipe Science and Technology, Taylor & Francis, 1995.
- [10] C. Li, G.P. Peterson, Y. Wang, Evaporation/boiling in thin capillary wicks (1)—wick thickness effects, ASME J. Heat Transfer 128 (2006) 1312-1319 (8 pp.).
- [11] C. Li, G.P. Peterson, Evaporation/boiling in thin capillary wicks(2)—effects of volumetric porosity and mesh size, ASME J. Heat Transfer 128 (2006) 1320-1328 (9 pp.).
- [ 12] Y. Wang, G.P. Peterson, Investigation of a novel flat heat pipe, ASME J. Heat Transfer 127 (2005) 165-170 (6 pp.).
- [ 13] D. Khrustalev, A. Faghri, Thermal characteristics of conventional and flat miniature axially grooved heat pipes, ASME J. Heat Transfer 117 (1995) 1048-1054 (7 pp.).
- [ 14] L. Lin, R. Ponnappan, J. Leland, High performance miniature heat pipe, Int. J. Heat Mass Transfer 45 (2002) 3131-3142.
- [ 15] J.-Y. Chang, R. S. Prasher, S. Prstic, P. Cheng, H.B. Ma, Evaporative thermal performance of vapor chambers under nonuniform heating conditions, ASME J. Heat Transfer 130 (2008) 121501 (9 pp.).
- [ 16] J-Y. Chang, R.S. Prasher, S. Prstic, P. Cheng, H.B. Ma, Evaporative thermal performance of vapor chambers under nonuniform heating conditions, ASME Journal of Heat Transfer 130 (2008) 121501. (9 pp.)
- [17] S.-C. Wong, Y.-H. Kao, Visualization and performance measurement of operating mesh-wicked heat pipes, Int. J. Heat Mass Transfer 51 (2008) 4249-4259.

- [ 18] J. Jiang, Y.-X. Tao, L. Byrd, Evaporative heat transfer from thin liquid film on a heated cylinder, *Int. J. Heat Mass Transfer* 43 (2000) 85–99.
- [ 19] H.K. Dhavaleswarapu, S.V. Garimella, H.Y. Murthy, Microscale temperature measurements near the triple line of an evaporating thin liquid film, *ASME J. Heat Transfer* 131 (2009) 061501 (7 pp.).
- [ 20] C. Hohmann, P. Stephan, Microscale temperature measurement at an evaporation liquid meniscus, *Experimental Thermal Fluid Sci.* 26 (2002) 157-162.
- [ 21] H. Wang, J.Y. Murthy, S.V. Garimella, Transport from a volatile meniscus inside an open microtube, *Int. J. Heat Mass Transfer* 51 (2008) 3007–3017.
- [ 22] P. Chamrathy, H.K. Dhavaleswarapu, S.V. Garimella, H.Y. Murthy, S.T. Wereley, Visualization of convection patterns near an evaporating meniscus using  $\mu$  PIV, *Exp Fluids* 44 (2008) 431–438.
- [ 23] S. Lips, F Lefèvre, J. Bonjour, Nucleate boiling in a flat grooved heat pipe, *Int. J. Thermal Sci.* 48 (2008) 1273-1278.
- [ 24] J.S. Go, Quantitative thermal performance evaluation of a cost-effective vapor chamber heat sink containing a metal-etched microwick structure for advanced microprocessor cooling, *Sensors and Actuators A* 121 (2005) 549–556.
- [ 25] Y. J. Lin, K.S. Hwang, Effects of Particle Size and Particle Size Distribution on Heat Dissipation of Heat Pipes with Sintered Porous Wicks, *Materials Transactions*, Vol. 40, No. 9 (2009) pp. 2071 to 2078.
- [ 26] Y. J. Lin, K.S. Hwang, Effects of Powder Shape and Processing

Parameters on Heat Dissipation of Heat Pipes with Sintered Porous Wicks, Materials Transactions, Vol. 50, No. 10 (2009) pp. 2427 to 2434.

- [ 27] I.Y. Kim, P.C. Wayner, Shape of an evaporating completely wetting extended meniscus, J. Thermophys. Heat Transfer 10 (1996) 320-325.
- [ 28] S.J.S. Morris, Contact angles for evaporating liquids predicted and compared with existing experiments, J. Fluid Mech. 432 (2001) 1-30.

