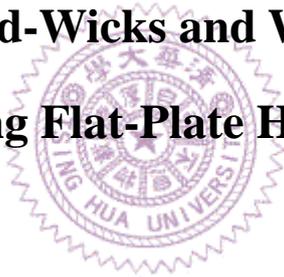


國 立 清 華 大 學

碩 士 論 文

運作中平板熱管在不同燒結毛細結構與工作流體下之  
蒸發區可視化觀察與量測

**Visualization and Measurement for Evaporator of  
Different Sintered-Wicks and Working Fluids in  
Operating Flat-Plate Heat Pipes**



所 別：動力機械工程研究所

組 別：熱 流 組

學號姓名：9633513 劉 展 宏 Liou, Jhan-Hong

指導教授：王 訓 忠 博士 Dr. Wong, Shwin-Chung

中華民國九十八年七月

## 摘要

本研究利用自行設計之可視化平板熱管，分別使用水和丙酮為工作流體、採用多層燒結銅網、燒結銅粉、或複合式燒結銅網/銅粉毛細結構之平板熱管，進行可視化觀察及蒸發熱阻量測。以水為工作流體搭配上所有燒結毛細結構下，當熱通量超過  $100\text{W}/\text{cm}^2$  時，仍無核沸騰發生，蒸發區僅觀察到表面蒸發。透過可視化觀察，水膜會隨熱通量增加而下退，並在毛細間形成皺曲半月液面，在部分乾化發生之前，蒸發熱阻隨熱通量增加而逐漸降低至一最小值。此後，隨熱通量持續增加，蒸發區遠端會開始發生部分乾化，並逐漸擴大至蒸發區，蒸發熱阻也隨之上升。當底層使用較細的 200 目銅網或細銅粉時，由於其較薄並具較強毛細力，在高熱通量下可維持較薄水膜、擁有較多的固/液/汽界面而利於高效的薄膜蒸發(thin film evaporation)、並形成較大的縐折蒸發面積，故可導致較低之蒸發熱阻。

使用丙酮搭配多層燒結銅網毛細之熱阻變化趨勢與水相似，然其毛細力較弱，導致工作流體回流不易，與水相比較早發生乾化。且其表面張力遠小於水，因此在蒸發區毛細中半月液面與金屬壁交界面發生薄膜蒸發之面積較少，以致較多熱量藉由液面表面蒸發，故其蒸發熱阻大於水。由於丙酮其潛熱較小沸點較低，在運作中有局部發生微弱核沸騰，但不足以影響蒸發熱阻，顯示蒸發過程仍由液面蒸發所主

導，蒸發熱阻主要仍是受到液膜厚度之影響，且熱管之操作極限仍屬毛細極限。



# 目錄

摘要.....	I
目錄.....	III
圖表目錄.....	VI
第一章 緒論.....	1
1.1 研究背景.....	1
1.2 平板熱管工作原理.....	1
1.3 研究動機與目的.....	2
第二章 文獻回顧.....	6
2.1 平板熱管之熱傳模式.....	6
2.2 毛細結構對蒸發熱阻之影響.....	8
2.3 薄膜蒸發熱傳.....	11
2.4 成核沸騰熱傳.....	13
2.5 工作流體之影響.....	15
2.6 蒸發熱阻之重要參數.....	17
第三章 實驗方法.....	28
3.1 實驗設計.....	28
3.2 實驗架構與配置.....	31
3.3 實驗步驟.....	33

3.3.1	前置作業流程.....	33
3.3.2	實驗流程.....	33
3.4	實驗數據計算方式.....	34
3.5	毛細等效熱傳導係數量測.....	35
第四章	實驗結果與討論.....	42
4.1	燒結銅網毛細結構.....	42
4.1.1	100+200 目毛細.....	42
4.1.2	2×100 目毛細.....	44
4.1.3	100+2×200 目毛細.....	45
4.1.4	不同多層燒結銅網毛細之蒸發性能比較.....	46
4.1.5	燒結銅網毛細底部之過熱度.....	47
4.2	燒結銅粉毛細結構.....	48
4.2.1	複合式不規則銅粉毛細結構.....	49
4.2.2	複合式球型銅粉毛細結構.....	50
4.2.3	全不規則銅粉毛細結構.....	50
4.2.4	燒結銅粉毛細底部之過熱度.....	51
4.2.5	燒結銅粉與燒結銅網毛細之比較.....	52
4.3	丙酮工作流體之測試.....	53
第五章	結論.....	74

參考文獻.....76



## 圖表目錄

表 2.1	複合式燒結毛細規格表[18].....	19
表 2.2	燒結銅粉規格表[19].....	19
表 2.3	工作流體性質表.....	20
表 4.1	不同燒結銅網毛細性質.....	57
表 4.2	不同燒結銅粉毛細性質.....	57
圖 1.1	平板熱管剖面圖.....	5
圖 2.1	平板熱管熱傳機制示意圖[4].....	21
圖 2.2	燒結金屬網之熱傳模式示意圖[6].....	21
圖 2.3	複合式燒結毛細熱阻圖[10].....	22
圖 2.4	不同尺寸燒結銅粉蒸發熱阻圖[11].....	22
圖 2.5	毛細結構等效厚度示意圖[12].....	23
圖 2.6	半月膜示意圖.....	23
圖 2.7	半月膜及壓力梯度趨勢圖[14].....	24
圖 2.8	半月膜對壁面溫度分佈之影響[15].....	24
圖 2.9	基本沸騰曲線.....	25
圖 2.10	接觸角示意圖.....	25
圖 2.11	三相接觸點力平衡示意圖.....	26

圖 2.12	氣體在凹坑內滯留示意圖.....	26
圖 2.13	各種熱傳效應之熱傳係數[19].....	27
圖 2.14	工作流體性能參數圖.....	27
圖 3.1	可視化平板熱管設計圖.....	37
圖 3.2	熱損失百分比溫度量測點.....	37
圖 3.3	實驗設備配置圖.....	38
圖 3.4	鋁合金冷板設計圖.....	38
圖 3.5	加熱台剖面圖.....	39
圖 3.6	彈簧壓力座.....	39
圖 3.7	熱電偶配置圖.....	40
圖 3.8	注水設備示意圖.....	40
圖 3.9	蒸發區熱傳路經示意圖.....	41
圖 3.10	熱傳導係數實驗之示意圖.....	41
圖 4.1	100+200mesh 毛細在不同注水量下之蒸發熱阻與加熱量關係.....	58
圖 4.2	注水量 $m=0.85g$ 下之 T1 及 T2 隨熱通量之變化.....	58
圖 4.3	100+200mesh 毛細蒸發區中心處以及遠端之對應圖像, $m=0.85g$ .....	59
圖 4.4	2×100mesh 毛細在不同注水量下之蒸發熱阻與加熱量關係.....	

係.....	59
圖 4.5 2×100mesh 毛細蒸發區中心處以及遠端之對應圖像, $m=0.9g$ .....	60
圖 4.6 100+2×200mesh 毛細在不同注水量下之蒸發熱阻與加熱量關 係.....	60
圖 4.7 100+2×200mesh 毛細蒸發區中心處以及遠端之對應圖像, $m=0.88g$ .....	61
圖 4.8 不同雙層燒結銅網之蒸發熱阻比較.....	62
圖 4.9 相似厚度之不同多層燒結銅網之蒸發熱阻比較.....	62
圖 4.10 多層燒結銅網毛細在不同注水量及加熱量下之過熱度變 化.....	63
圖 4.11 不同注水量下之複合式不規則銅粉毛細之蒸發熱阻與加熱量 之關係.....	64
圖 4.12 複合式不規則燒結銅粉蒸發區中心處之對應圖 像, $m=0.86g$ .....	65
圖 4.13 相似注水量下不同尺寸之複合式球型銅粉毛細之蒸發熱阻與 加熱量之比較.....	66
圖 4.14 不同注水量下厚度 0.4mm 全不規則銅粉之蒸發熱阻與加熱量 之關係.....	66

圖 4.15 不同注水量下厚度 1.0mm 全不規則銅粉之蒸發熱阻與加熱量 之關係.....	67
圖 4.16 燒結銅粉毛細在不同注水量及加熱量下之過熱度變化....	68
圖 4.17 多層網與複合式毛細蒸發熱阻與加熱通量之關係.....	69
圖 4.18 多層銅網與全燒結不規則銅粉蒸發熱阻與加熱通量之關 係.....	69
圖 4.19 100+200mesh 毛細在不同丙酮注入量下之蒸發熱阻與加熱量 關係.....	70
圖 4.20 100+200mesh 丙酮毛細蒸發區中心處以及遠端之對應圖像, $v=1.05\text{cm}^3$ .....	71
圖 4.21 100+200mesh 毛細不同工作流體之蒸發熱阻與加熱量之關 係.....	71
圖 4.22 不同工作流體之薄膜蒸發示意圖.....	72
圖 4.23 100+200mesh 毛細在不同丙酮注入量及加熱量下之過熱度變 化.....	73

# 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，核心晶片就必須要能提高其運算速度，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，此時由於蒸發區蒸氣壓力較大，由於壓差的關係會將蒸氣推向冷凝

區，此時冷凝區會透過熱沉(heat sink)將熱帶走，故蒸氣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。

### 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率，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、潛熱不同，會造成不同的熱傳機制與毛細現象；工作流體的多寡則會影響毛細之有效熱阻值(effective conductivity)。此外，蒸發機制可能為表面蒸發或核沸騰，而高效率的薄膜蒸發(thin film evaporation)是否能在毛細界面上有效進行亦可直接影響熱管蒸發熱阻的高低，這些機制發生與否均與上述毛細結構和工作流體的諸多性質有直接或間接關係。

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。而本實驗室 Wong and Kao[1]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，當輸入瓦數增加時水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水膜，不僅核沸騰消失，蒸發熱阻也會達到最小值。趙淇 [2]以自行設計之可視化平板熱管搭配燒結固定厚度為 0.4mm 不同網目銅網為毛細結構，結果顯示在操作瓦數 20W-160W 間，蒸發區毛細皆沒有沸騰現象的產生。推測其原因為厚度薄的毛細結構在蒸發區底板壁面過熱度不大，故無法啟動核沸騰，此時熱傳機制以薄膜蒸發為主。張家瑋 [3]將毛細加厚至 1.0mm 仍然沒有產生沸騰現象；並嘗試將蒸發區部分毛細改為燒結銅粉其餘為燒結銅網進行觀測，其蒸發熱阻較純燒結銅網低，其原因推測為為燒結銅粉之等效熱傳係數較佳，但依舊沒有沸騰現象產生。

本研究將延續[2]、[3]基礎更進一步深入討論，主要研究方向及目的有下列兩點：

- (1) 以去離子水為工作流體，採用多種毛細結構設計，包括燒結銅網、燒結銅網、及複合式毛細結構。其中複合式毛細結構將蒸發區使

用燒結銅粉，其餘部分為燒結銅網。實驗工作將比較不同毛細結構之蒸發熱阻及熱傳機制的差異。此外並將針對不規則銅粉與圓球狀銅粉，量測比較銅粉形狀及大小對蒸發熱阻及熱傳機制的效應。

(2) 上述實驗成果顯示，燒結銅網毛細結構搭配去離子水並沒有沸騰產生，此時仍以薄膜蒸發為主，因此將工作流體更換為丙酮，利用丙酮較低的沸點，觀察是否會在較低輸入熱通量下有沸騰現象產生，以比較水與丙酮蒸發熱阻之差異，並討論其實用性。



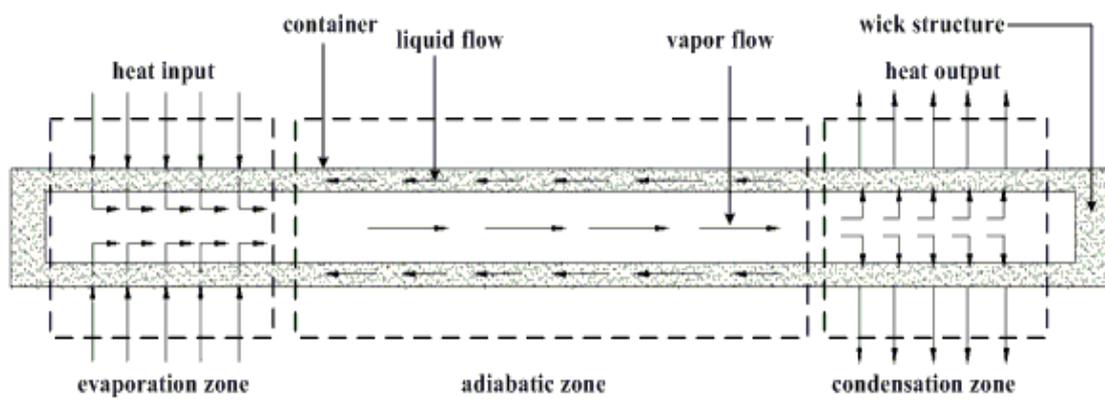


圖 1.1 平板熱管剖面圖

## 第二章 文獻回顧

### 2.1 平板熱管之熱傳模式

Faghri [4]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(meniscus)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(superheat)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(nucleate boiling)。
- (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(dryout)，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 [5, 6]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 [4]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 [5]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。

## 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 [7]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，並建立理論分析模式，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 [5]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(mesh number)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 [8]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最大熱負載量 (maximum heat capacity)，此狀況即為熱管的毛細極限 (capillary limitation)；此外[8]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，故可以知道平板熱管的最大熱負載量受限於毛細極限與沸騰極限。

Lin et. al. [9]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(exposed surfaces)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。

Mochizuki et.al. [10]自行設計平板熱管，並針對內部毛細結構為燒結銅網、燒結銅網搭配蒸發區不同粗細燒結銅粉進行測試，其實驗參數列於表 2.1。實驗結果如圖 2.3 所示，燒結銅網搭配粗銅粉之複合式毛細結構具最佳性能，優於全燒結銅網，其推論原因為銅粉在蒸發區能夠提供較多的成核址，有利於沸騰的產生，故性能會優於全燒結銅網；但太細的銅粉其滲透率較低，影響到工作流體回流的難度，故選擇毛細尺寸必須要在毛細力與滲透率之間取得平衡。

Davis and Garimella[11]自行設計一密閉系統以模擬真實熱管運作情形，並藉由此系統量測燒結銅粉的蒸發熱阻，實驗共測試三種不同尺寸的燒結銅粉，如表 2.2 所示。實驗結果如圖 2.4 顯示，粗細適中的銅粉可有最大熱負載，其推論原因為最細的銅粉滲透率太小造成流阻過大，液體回流不佳，而最粗的銅粉則因為毛細力較弱導致回流不佳，因此可以得知毛細力與滲透率會有一個最佳的平衡點，此時熱管性能最佳。此外當輸入瓦數增加時，蒸發熱阻會隨之下降，推測原因為液膜變薄，其銅粉有效蒸發面積約為  $8.25 \text{ cm}^2$ ，蒸發熱阻為  $0.01^\circ\text{C}/\text{W}$ ，等效熱傳係數約為  $128,000\text{W}/\text{m}^2\text{K}$ 。然而此研究中所測試的最大熱通量僅  $3.9 \text{ W}/\text{cm}^2$ 。遠低於當今實際高效能電子晶片的熱通量值。

Chang et. al. [12]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 Grubb[13]，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 2.5 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。

## 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 [6]認為薄膜蒸發在熱管毛細蒸發過程中可能扮演某程度的角色。以下針對此一蒸發熱傳機制作介紹。

Potash and Wayner [14]首先提出微半月膜理論模型，如圖 2.6 所示，並將液膜蒸發區分成五個區域：

- (1) 平衡薄膜區(equilibrium thin film region)：此區半月膜與固體邊界完全接觸，在此所形成的液膜極薄、附著力極強，故液體分子難以脫離液膜表面進行相變化，此處幾乎沒有熱傳發生。
- (2) 蒸發薄膜區(evaporation thin film region)：位於平衡薄膜區下方，此區液膜開始逐漸增厚，附著力相對逐漸減弱，故液體分子可以開始脫離液膜表面進行相變化。
- (3) 過渡區(transition region)：介於薄膜蒸發區與本體半月膜區之間，此區附著力對液體的影響最小，故液體分子可以更容易的脫離液體表面進行相變化，造成熱傳大量增加，為薄膜蒸發熱傳主要發生的區域，又稱為三相中線區(triple interline region)。
- (4) 本體半月膜區(intrinsic meniscus region)：介於過渡區與主要液體區之間，此區液體分子幾乎不受到附著力的影響，但因為液膜厚度隨

著曲率半徑減少而增加，並造成熱阻增加，故薄膜蒸發熱傳會逐漸減弱。

(5) 主要液體區(bulk fluid region): 在本體半月膜區之後皆為主要液體區，由於此處液膜太厚，所以液體是藉由自然對流傳遞熱量，佔整體熱傳量比例不高。

Potash and Wayner [14]指出，半月膜熱傳超過 90% 都藉由蒸發薄膜區、過渡區與本體半月膜區傳遞，其中又以過渡區所佔比例最多，大部分研究(包含此研究)皆將這三區域合稱為微液膜區(micro film region)。液膜內的各種物理量，如壓力、速度、平均徑向速度(radial velocity，即為二次流速度)如圖 2.7 所示，在平衡液膜區皆趨近於零，但從蒸發薄膜區開始(膜厚為  $10^{-6}$  cm)，這些物理量逐漸增加，至過渡區時達到極大值，之後開始隨液膜增厚逐漸變小，過了本體半月液膜區後趨於平緩。

Holm and Goplen [15]藉由計算的方式得知平衡液膜區的液體分子在靠近壁面處具有相當高的溫度及表面壓力，但附著力的影響太大而導致無法脫離液體表面進行相變化。此文也指出在過渡區內熱傳量達到最大值，約有 80% 的熱傳量是藉由過渡區(transition region)傳遞，而薄膜蒸發區(evaporation thin film region)約佔有 8%。

Hohmann and Stephan [16]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 2.8 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。

## 2.4 成核沸騰熱傳

沸騰模式可如圖 2.9 所示區分為三種：低壁面過熱度的核沸騰區(nucleate boiling)，高壁面過熱度的膜沸騰區(film boiling)，及介於二者之間的過渡沸騰區(transition boiling)。隨著熱通量的增加，壁面過熱度會沿著沸騰曲線上升，當第一顆氣泡產生時，此為成核沸騰的起始點(onset of nucleate boiling)，之後進入核沸騰機制；當熱通量持續上升，氣泡也會不斷增加直到曲線上的最高點，此時若是熱通量再增加，加熱面的蒸氣會形成一層氣膜阻隔了液體與加熱面的接觸，此時就進入了薄膜沸騰機制，而當核沸騰轉變為過渡沸騰時所對應的熱通量稱為臨界熱通量(critical heat flux, CHF)。

成核現象為形成各種沸騰模式的第一條件，而成核與以下的因素有關，包含接觸角、表面粗糙度以及氣核成長。各項因素說明如下：

### (1) 接觸角(contact angle)

接觸角的定義為從固液介面經由液體到氣液介面切線之夾角，如圖 2.10 所示。接觸角越小，表示液體越容易與固體表面接觸，潤濕

能力佳；反之，接觸角越大，潤濕能力越差。接觸角是液-汽( $\sigma_{lv}$ )、固-液( $\sigma_{sl}$ )及汽-固( $\sigma_{vs}$ )三個介面張力抗衡的結果。由圖 2.9 可得三相接觸點力平衡之關係式為

$$\sigma_{lv} \cdot \cos \theta + \sigma_{sl} = \sigma_{vs}$$

此一方程式稱為楊氏方程式(Young's equation)，其中 $\theta$ 為接觸角，移項可得

$$\cos \theta = (\sigma_{vs} - \sigma_{sl}) / \sigma_{lv}$$

因此，接觸角為固-液-氣三種物質狀態的函數。

## (2) 表面粗糙度(surface roughness)

真實的表面並非完全光滑。從微觀的角度來看，真實的表面皆為凹凸不平。所謂平滑的表面是指平均粗糙度較小的表面；反之，平均粗糙度較大的表面即為粗糙面。不論光滑面或粗糙面，必然存在著或大或小的凹坑(cavity)。當加熱面灌滿工作流體後，有些凹坑可能會因為液體接觸角的限制而殘存工作流體的蒸氣或非凝結氣體。這些殘存的蒸氣或非凝結氣就成為成核所需要的胚胎；而真正影響成核現象的機制是氣核在凹坑內及凹坑口的成長是否受到限制。Bankoff [18]提出一套理論說明凹坑內殘留氣體的機制。考慮加熱面上一個圓錐形的凹坑，其底部之夾角為 $2\beta$ ，開口半徑為 $r_c$ ，如圖 2.12 所示，且固體與液體間之接觸角為 $\theta$ 。若 $\theta > 2\beta$ ，則汽-液介面由凹坑的一邊前進到

另一邊時，將在凹坑的底部殘留一些氣體，這一部分氣體很有可能成為加熱沸騰時成核沸騰開始的氣核胚胎。反之，若  $\theta < 2\beta$ ，則氣-液介面的前進，將導致凹坑內浸滿工作流體，不會有殘留的氣體。一個浸滿液體的凹坑，其成核仍需很大的自由能或液體過熱度。

### (3) 氣核成長

如果加熱面溫度足夠高，凹坑裡形成的氣核將持續成長至凹坑口外。成長中的氣核此時能夠藉由本身一擴一縮的液氣介面強化周圍工作流體的對流熱傳。

不論是平板熱管內部的沸騰或是傳統的池沸騰(pool boiling)，其沸騰的理論皆是以成核理論為基礎；如圖 2.13[19]可以知道各種熱傳模式所對應的等效熱傳係數，其中沸騰擁有最佳的等效熱傳係數。對池沸騰而言，越是強烈的沸騰就具有越好的熱傳效果，但並非完全適用於平板熱管內。Faghri [4]指出在平板熱管中，過於激烈的沸騰並不適用於熱管內，除非氣泡能夠順利脫離加熱面而不受毛細結構的阻礙，否則毛細結構過於緊密則有可能使氣核受困於毛細結構內而阻擋了工作流體的回流，形成沸騰極限。

## 2.5 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 [20]根據工作流體的蒸發潛熱(latent heat)、黏滯力等因素，提出一個工作流體性能參數(figure of merit)，其定義如下：

$$N = \frac{\rho\sigma\lambda}{\mu}$$

其中  $\rho$  為工作流體的密度、 $\sigma$  為流體表面張力、 $\lambda$  為流體潛熱、 $\mu$  為流體黏滯係數。 $\rho\times\lambda$  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； $\sigma/\mu$  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， $\mu$  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 2.14 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。表 2.3 比較水、甲醇與丙酮之相關物理性質。Lips et. al.[21]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

14cm<sup>2</sup> 在 3W/cm<sup>2</sup> 即發生核沸騰，並在 12W/cm<sup>2</sup> 發生乾化，最低蒸發熱阻為 0.84Kcm<sup>2</sup>/W。Jeung [22] 使用丙酮為工作流體，並以鋁做為腔體之 vapor chamber，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 1×1cm<sup>2</sup> 時，其蒸發熱阻為 0.5Kcm<sup>2</sup>/W，其最大熱負載為 80W。

## 2.6 蒸發熱阻之重要參數

根據上述文獻可以了解蒸發熱阻能夠直接反應熱管性能，而毛細結構與工作流體會對蒸發熱阻有極大的影響，因此分別針對毛細結構與工作流體整理出下列重要參數：

毛細結構：

- (1) 毛細半徑(capillary radius)：較小的毛細半徑能夠(i)提供較大的毛細力，增加熱管總熱傳量；(ii)形成較縐折且較多的蒸發面積；(iii)形成較多的金屬/液體界面以強化薄膜蒸發。但較小的毛細半徑相對會產生較大的流阻使工作流體不易回流。
- (2) 滲透率(permeability)：較高的滲透率能夠降低流阻使工作流體較快回流至蒸發區，不易乾化。
- (3) 等效熱傳係數(effective thermal conductivity)：較高的毛細結構等效熱傳係數可以降低蒸發熱阻，使熱管效能提升。

工作流體：

- (1) 蒸發潛熱(latent heat)：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。
- (2) 接觸角(contact angle)：當工作流體與金屬表面有較小的接觸角時，表示工作流體較易潤濕毛細結構。
- (3) 表面張力(surface tension)：表面張力越大，可產生較大的毛細壓(capillary pressure)，利於工作液體回流，且可促進金屬/液體界面之薄膜蒸發。
- (4) 沸點值(boiling point)：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。



表 2.1 複合式燒結毛細規格表[10]

Sample NO.	Heating section	Other section
No.1 (Current)	#100 - Cu powder -1 layer (t 0.5mm)	#100 - Cu powder -1 layer (t 0.5mm)
No.2	#100 - Cu powder - 1 layer (t 0.5mm)	#200 - Mesh -2 layer (t 0.3mm)
No.3	#200 - Cu powder - 1 layer (t 0.3mm)	#200 - Mesh -2 layer (t 0.3mm)



表 2.2 燒結銅粉規格表[11]

Wick name	TSW1	TSW2	TSW3
NIST size	-45 + 60	-100 + 140	-200 + 325
ASTM sieve opening ( $\mu\text{m}$ )	355-250	150-106	75-45
Porous layer thickness (cm)	0.1016	0.1016	0.1016
Height (cm)	1.27	1.27	1.27
Outside diameter (cm)	2.21	2.21	2.21
$A_{wick\_top}$ ( $\text{cm}^2$ )	3.84	3.84	3.84
Porosity	0.60	0.53	0.46

表 2.3 工作流體物理性質表

fluid	Temperature (°C)	Latent heat(kJ/kg)	Density (kg/m <sup>3</sup> )	surface tension(N/m×10 <sup>2</sup> )	Viscosity (cP)
water	20	2448	998	7.28	1.0
	40	2402	992.1	7.0	0.65
acetone	20	552	790	2.37	0.323
	40	536	768	2.12	0.269
methanol	10	1175	800.5	2.36	0.701
	30	1155	782	2.18	0.521



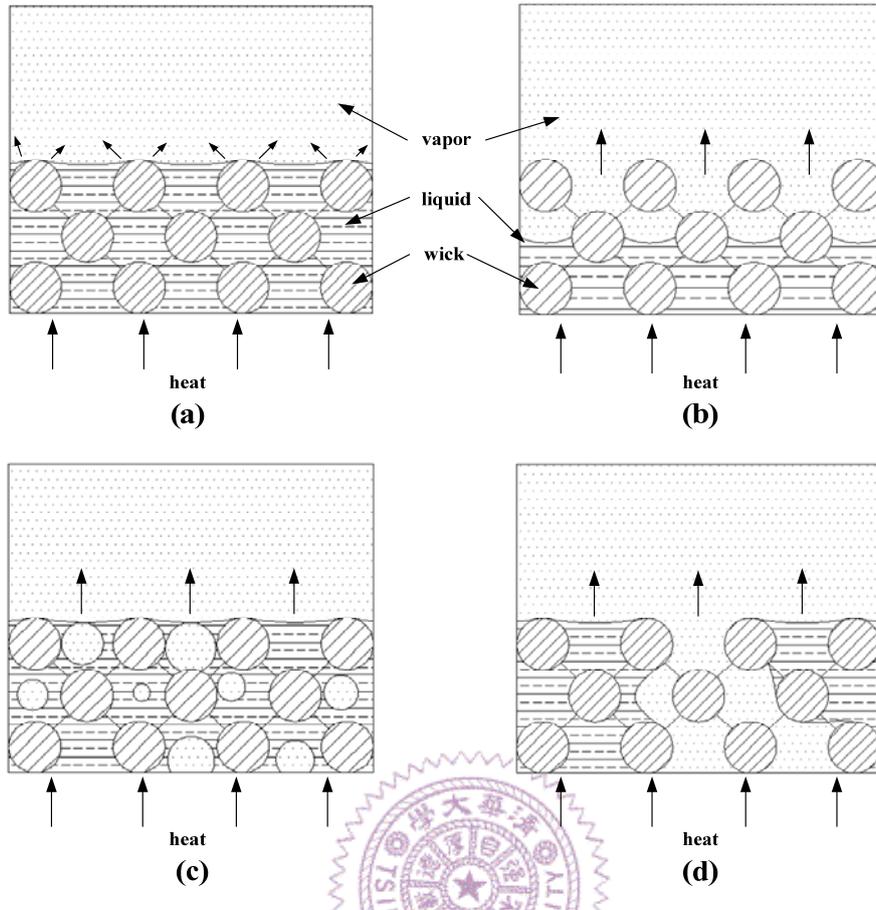


圖 2.1 平板熱管熱傳機制示意圖[4]

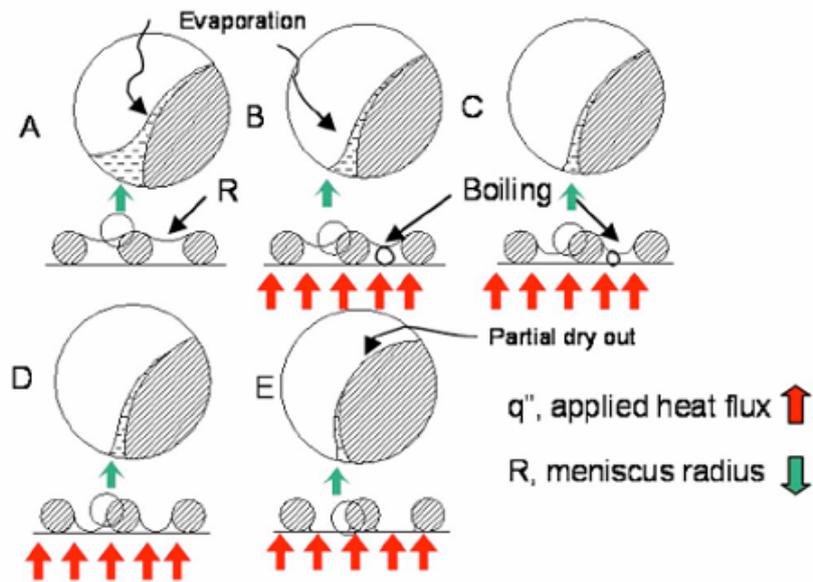


圖 2.2 金屬網之熱傳模式示意圖[6]

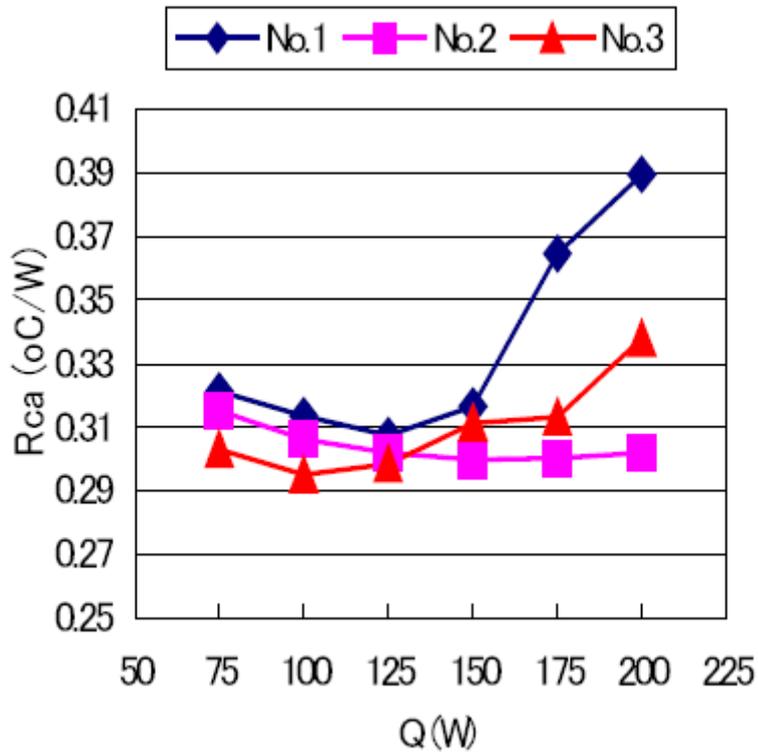


圖 2.3 複合式燒結毛細熱管熱阻圖[10]

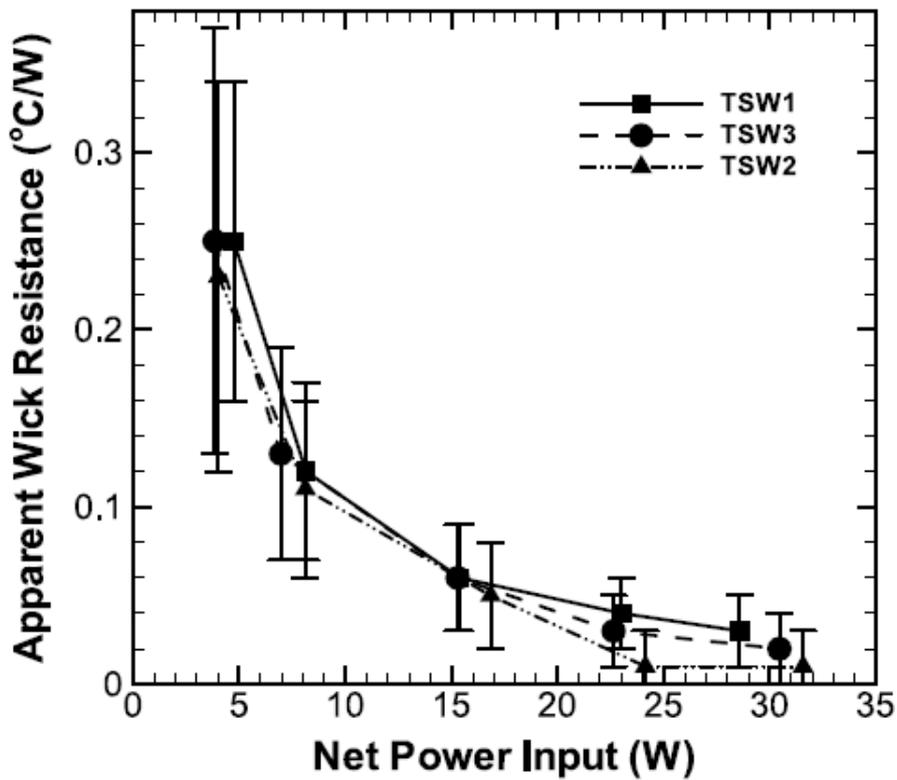


圖 2.4 不同尺寸燒結銅粉蒸發熱阻圖[11]

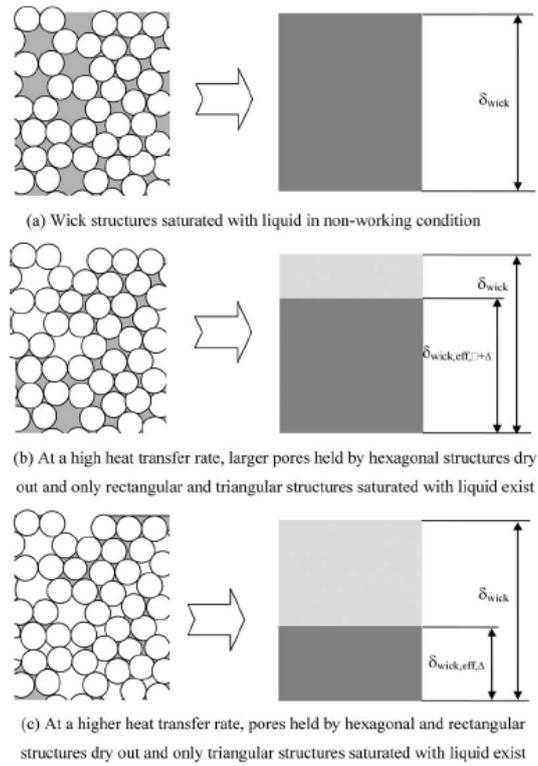


圖 2.5 毛細結構等效厚度示意圖 [12]

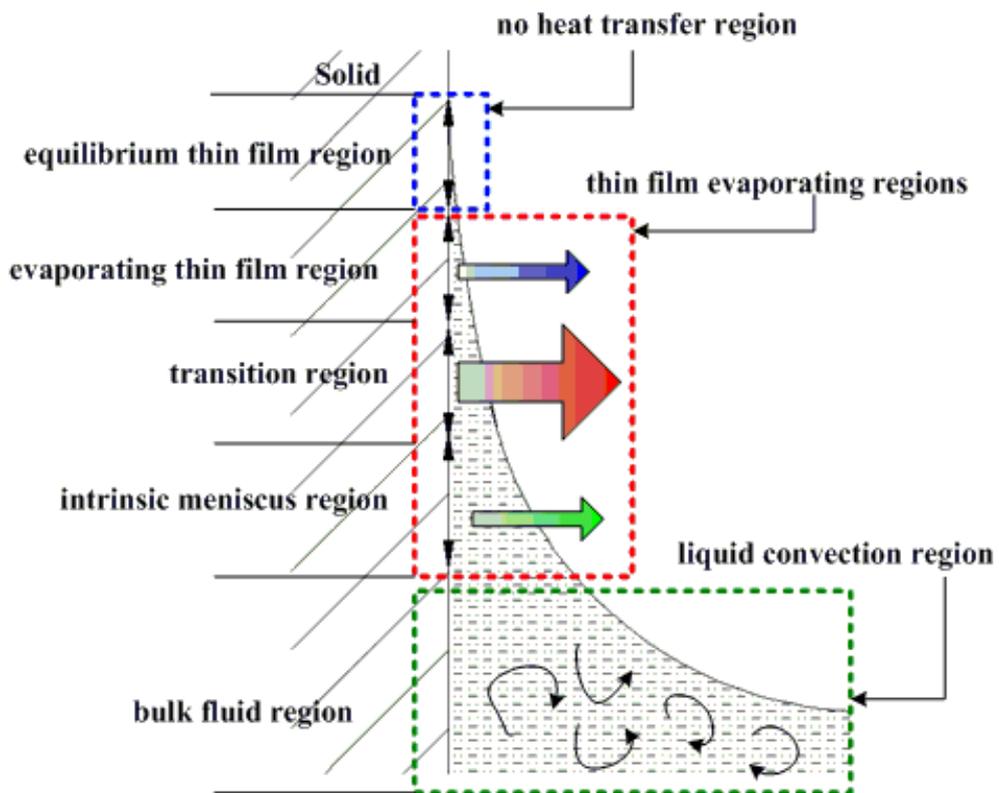


圖 2.6 半月液膜示意圖

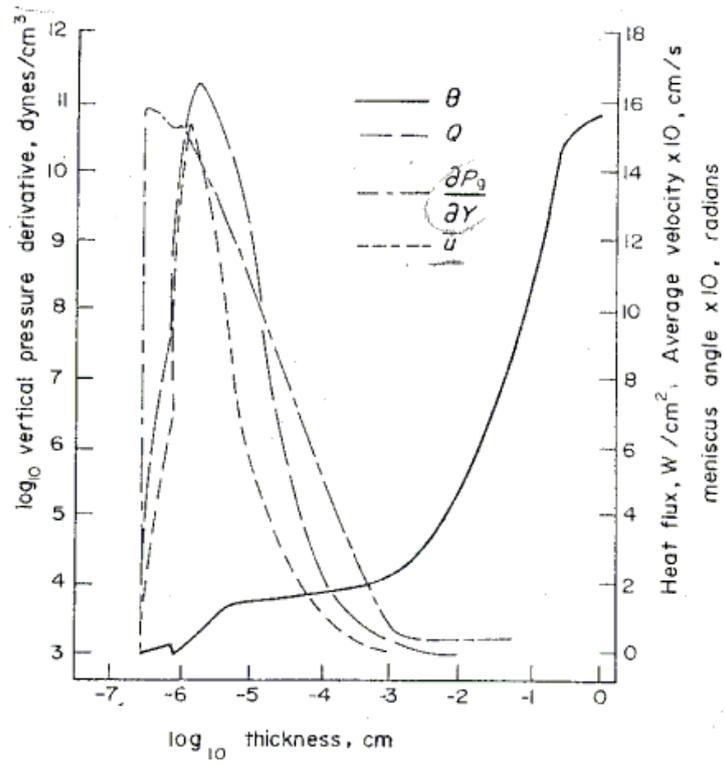


圖 2.7 半月膜及壓力梯度趨勢圖 [14]

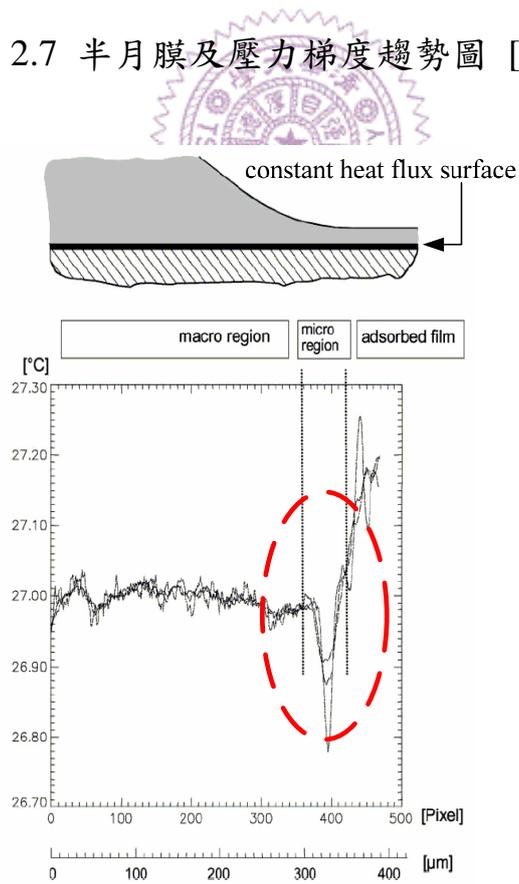


圖 2.8 半月膜對壁面溫度分佈之影響 [15]

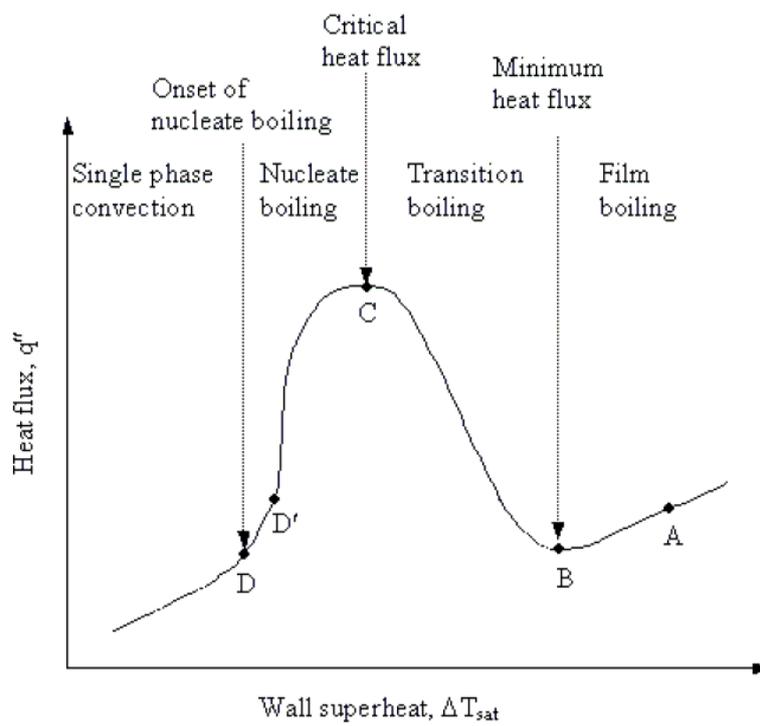


圖 2.9 基本沸騰曲線

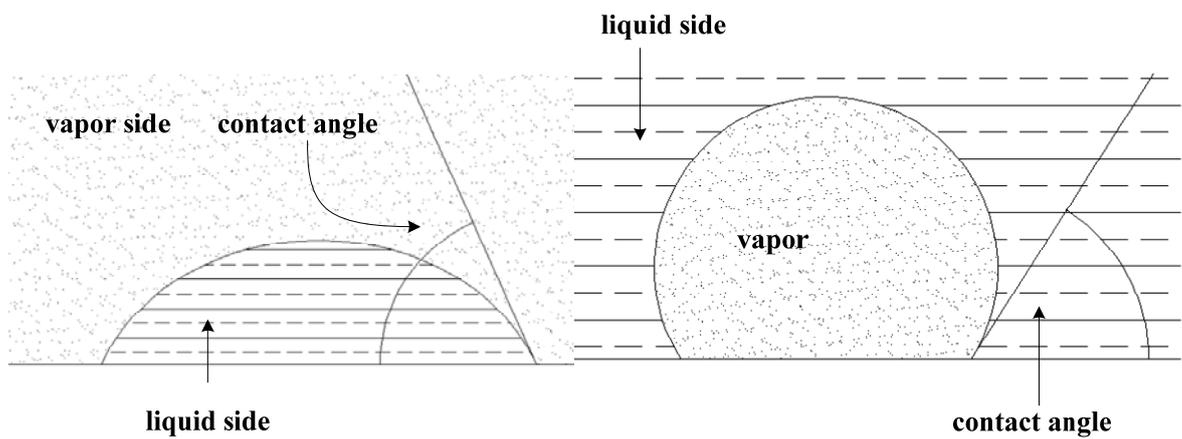


圖 2.10 接觸角示意圖

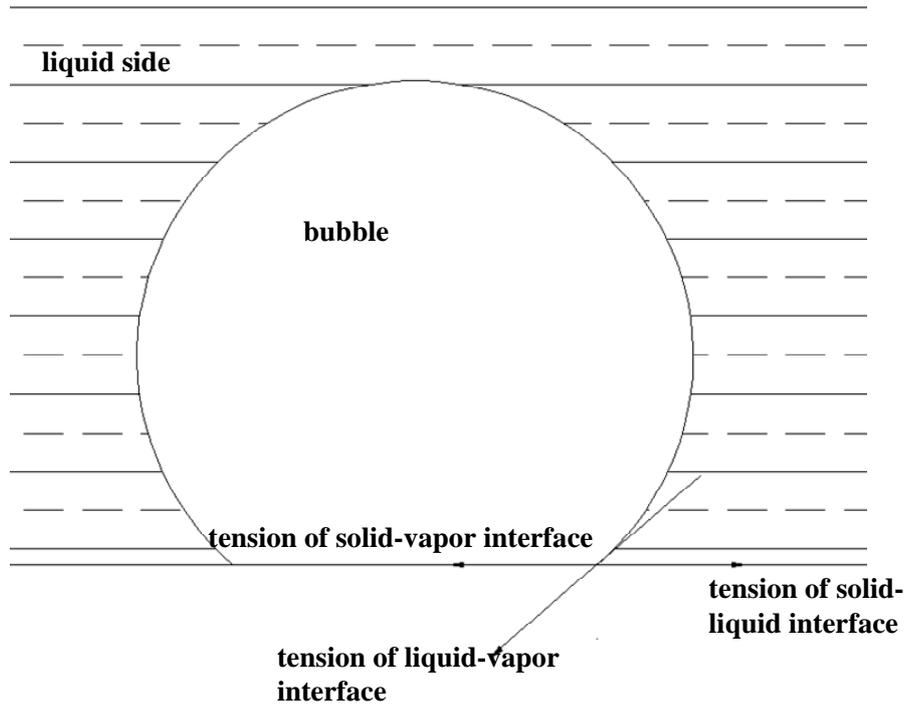


圖 2.11 三相接觸點力平衡示意圖

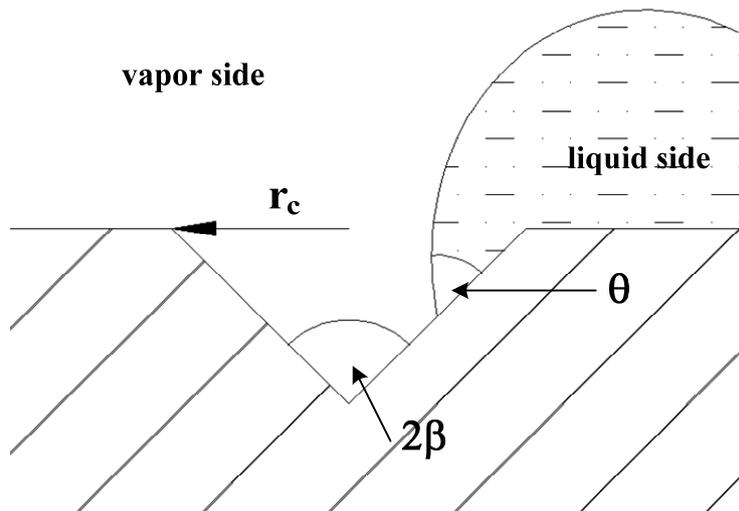


圖 2.12 氣體在凹坑內滯留示意圖

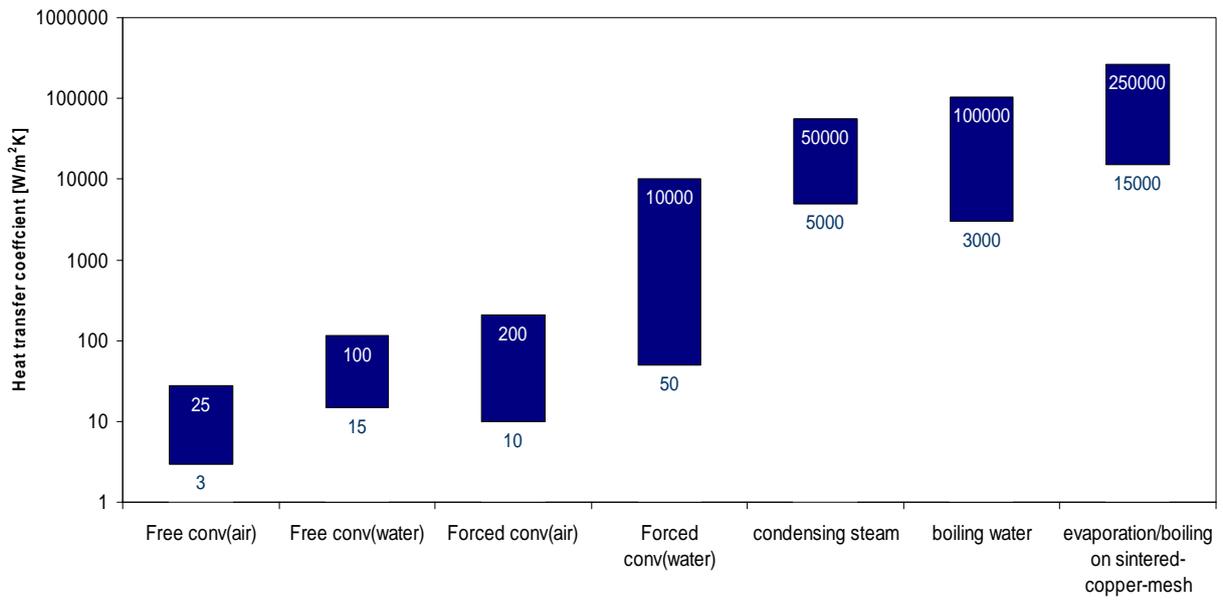


圖 2.13 各種熱傳效應之熱傳係數 [19]

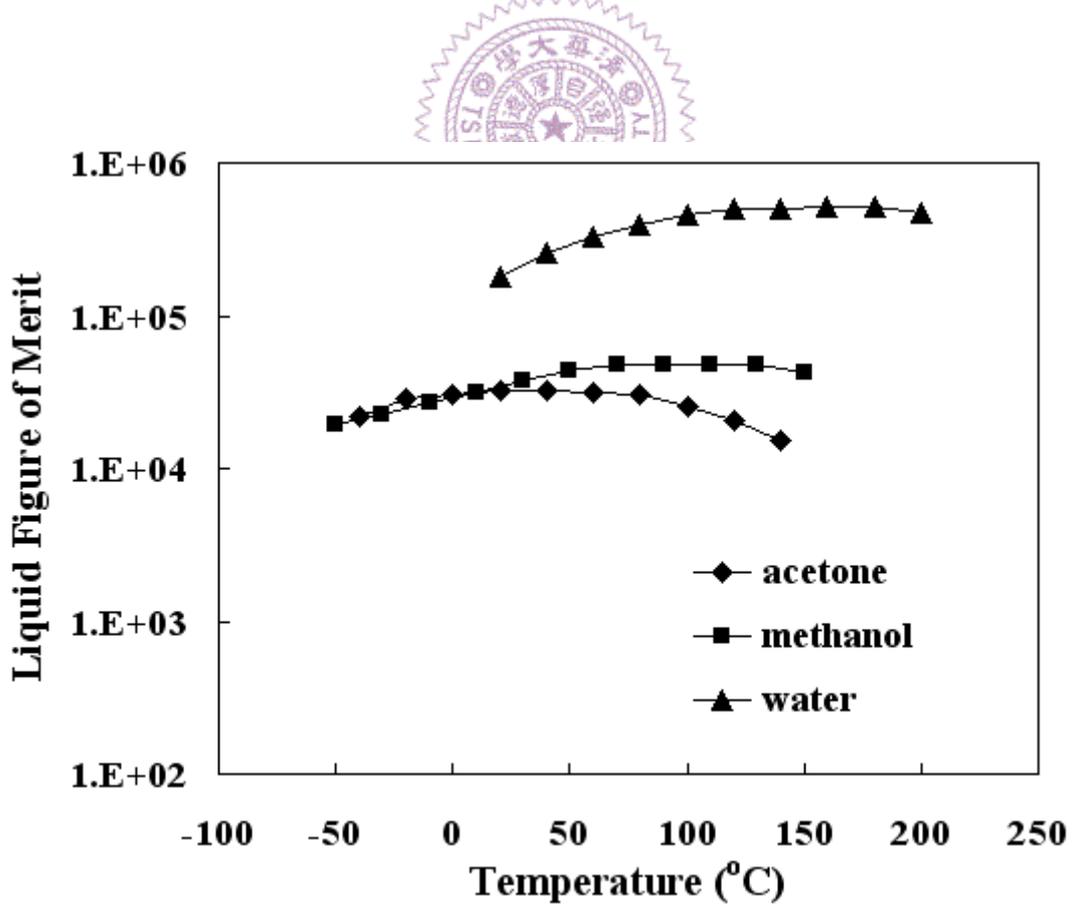


圖 2.14 工作流體性能參數圖

## 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六個溫度量測點(T11~T16)，計算銅板側向傳

遞之熱量，如圖 3.2 所示。因燒結毛細結構在空氣中會氧化形成氧化亞銅，造成親水性隨時間而逐漸下降，本實驗中燒結毛細銅板曝露在空氣中不超過 30~60 分鐘。

## (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去離子水 (de-ionized water) 與丙酮 (acetone)，為了量測熱管內部真實溫度，從不鏽鋼框側面銑穿兩個小孔伸入兩支 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；另一支則是量測絕熱區或冷凝區之蒸汽溫度做為比較。

## (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 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) 燒結銅網與銅粉毛細結構

本研究分別採用燒結銅網、燒結銅粉、與燒結銅粉/銅網複合式毛細結構，銅網使用 100 目與 200 目兩種編織網作不同排列組合進行實驗。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。另外可以藉由金屬網的搭配來提高毛細力又可避免沸騰極限的發生，這項優點是銅粉及其他毛細結構不易達到的。

複合式結構則是將蒸發區改為燒結銅粉，分別使用不規則銅粉以及球型銅粉，不規則銅粉優點為其不規則形狀可以有較多的成核址與較大的毛細力，而球型銅粉有較佳的等效熱傳導係數。其餘部分則是採用滲透性佳的燒結銅網，如此可兼具強大的毛細力與優良的滲透性。

## (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(indirect cold plate water cooling)。一般平板熱管的冷卻方式是將冷凝區置入水套(water jacket)中以水直接冷卻，或是利用冷板將冷凝區完全包住。但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)×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

實驗架購配置圖如圖 3.3 所示，實驗相關設備說明如下：

- (1) 加熱台(heater)：如圖 3.5 所示。加熱面積為 1×1 cm<sup>2</sup>，外圍使用陶瓷材料和電木做為絕熱。距離加熱面 0.5 mm 埋入三根熱電偶，彼此之間距離為 1 cm。
- (2) 恆溫水槽(constant temperature water tank)：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  $0.1^{\circ}\text{C}$ 。
- (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(pressure bar)：如圖 3.6 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 3.7 所示。在熱源接觸面上方埋入一根熱電偶(T1)，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(T2)，此兩溫度值用來計算蒸發熱阻；平板熱管絕熱段或冷凝段上方插入另一根熱電偶(T3)來量測該處之蒸汽溫度；在冷凝區處無

氧銅板內埋入二根熱電偶(T4、T5)；在冷板入出口皆各放置一根熱電偶(T6、T7)；在加熱銅塊上埋入三根熱電偶(T8、T9、T10)，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；T11~T16 為測量銅底板中側向熱傳量所用，詳細說明於 3.4 節。

### 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)注水流程。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 900°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)注水流程：注水架構如圖 3.8 所示，將工作流體注入玻璃管內，並開啟真空幫浦抽至壓力計顯示為  $10^{-2}$  torr 為止並開啟注水閥件，注入適當水量使用真空剪分離注水機構與平板熱管。

#### 3.3.2 實驗流程

本研究之實驗從 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。本研究定義之穩態為 5 分鐘各點溫度跳動範圍在 0.2°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 T8、T9 及 T10 之溫度梯度計算獲得, 誤差量控制於 5% 左右。

#### 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 3.9 所示。本研究在銅板底部埋入六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

$$R_e = (T1 - T2) / q \quad (\text{Kcm}^2/\text{W})$$

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

其中實驗量測  $q$  與  $R_e$  之實驗誤差約為 7%。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，可能是毛細結構厚度或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，以丙酮為工作流體之實驗的 PPHL 則在 20%~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 T1 與 T2 計算過熱度，T1 位於受熱處銅板中心處(距離銅板壁面 1.5mm)，T2 位於蒸發區中心毛細上方 1mm 處。

$$\Delta T_{\text{sup}} = T_w - T_{\text{sat}} \approx T1 - T2 - 0.0375q \quad (3.1)$$

其中假設 T2 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 400W/mK，藉由外插方式近似毛細下方加熱壁面溫度。

### 3.5 毛細等效熱傳導係數量測

為了比較實驗量測獲得之有效熱傳導係數，參考 ASTM D5470 之實驗配置，量測燒結毛細之熱傳導係數。實驗配置如圖 3.10，測試樣本是將毛細燒結於厚度 5mm，直徑 3cm 之銅板間，並將樣本固定於兩銅柱間，銅柱下方插入加熱棒，上方使用鰭片搭配風扇散熱。於上下銅柱各埋入三支熱電偶( $T_a \sim T_c$ 、 $T_f \sim T_h$ )估算平均加熱量  $\bar{q}$ ，

$$\bar{q} = \frac{q_u + q_l}{2}$$

並在測試樣本上下銅板中心處理入兩支熱電偶( $T_d$ 、 $T_e$ )，假設銅熱傳導係數為 400W/mK，以外插方式估算出毛細上下表面溫度  $T_u$ 、 $T_l$ ，藉由此兩點溫度  $T_u$ 、 $T_l$ 、平均加熱量  $\bar{q}$ 、毛細厚度  $t$  求出毛細之等效熱傳導係數。

$$k_{eff} = \frac{\bar{q} \times t}{A(T_u - T_l)}$$

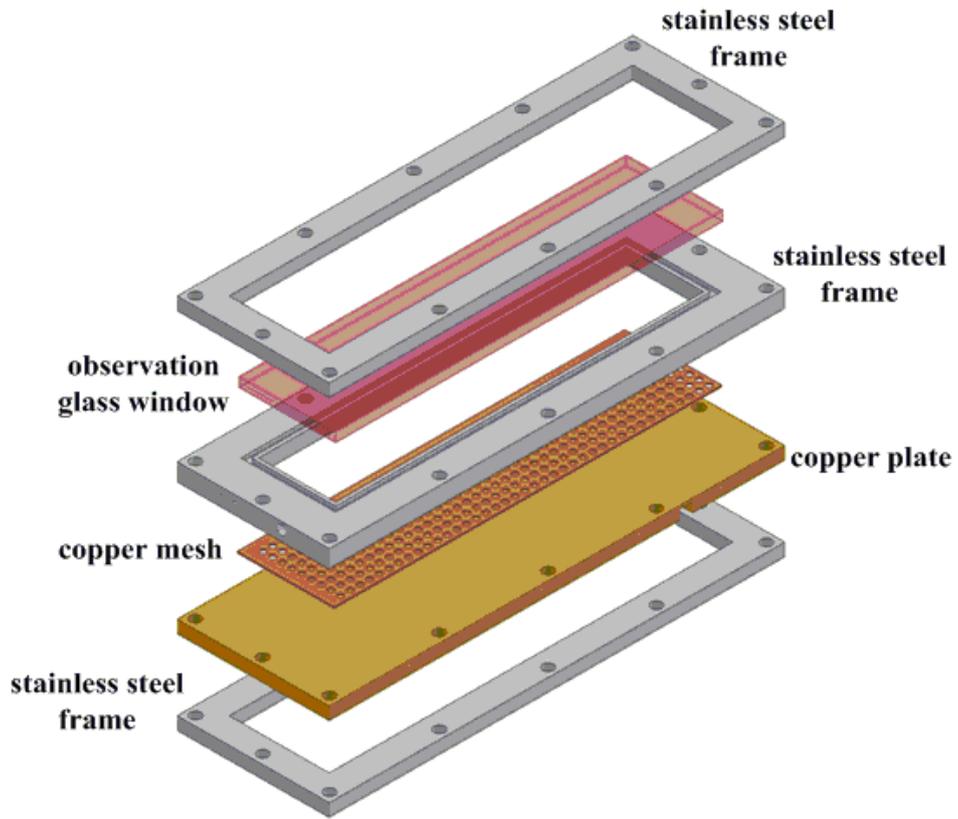


圖 3.1 可視化平板熱管設計圖

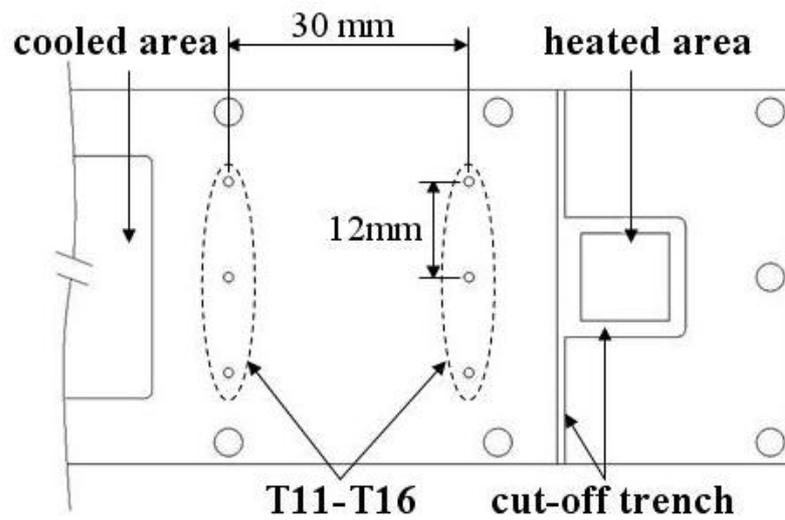


圖 3.2 熱損失百分比溫度量測點

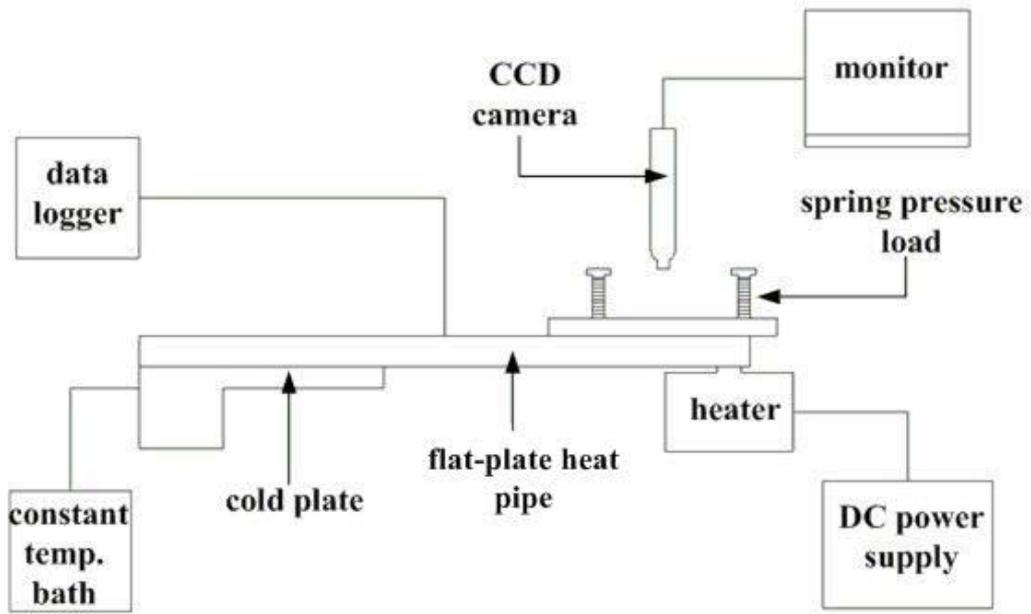


圖 3.3 實驗設備配置圖

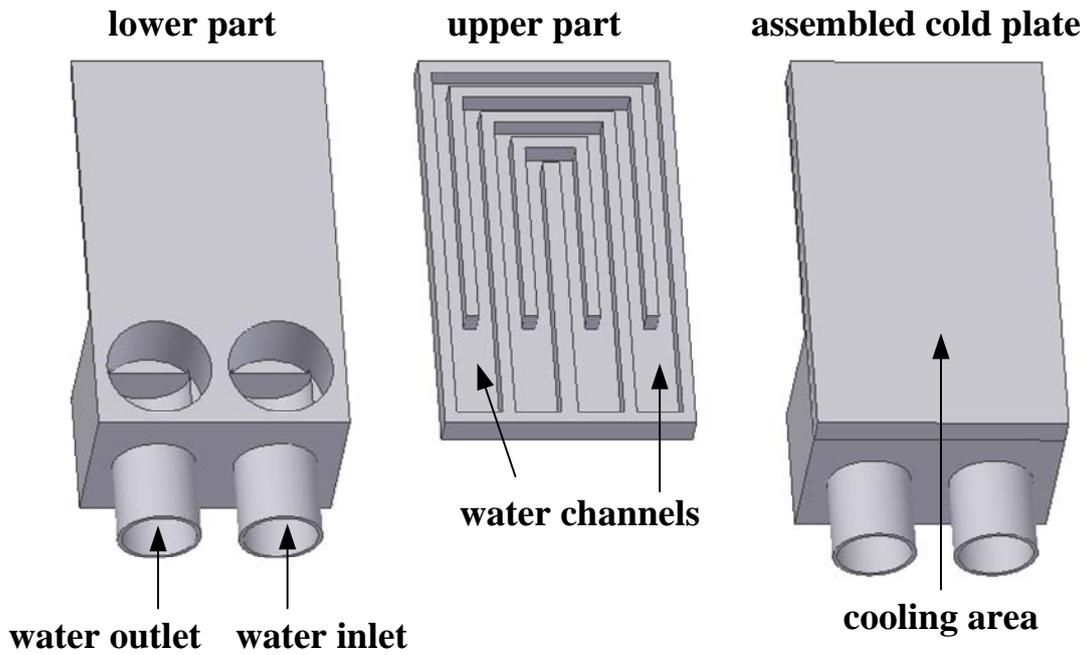


圖 3.4 鋁合金冷板設計圖

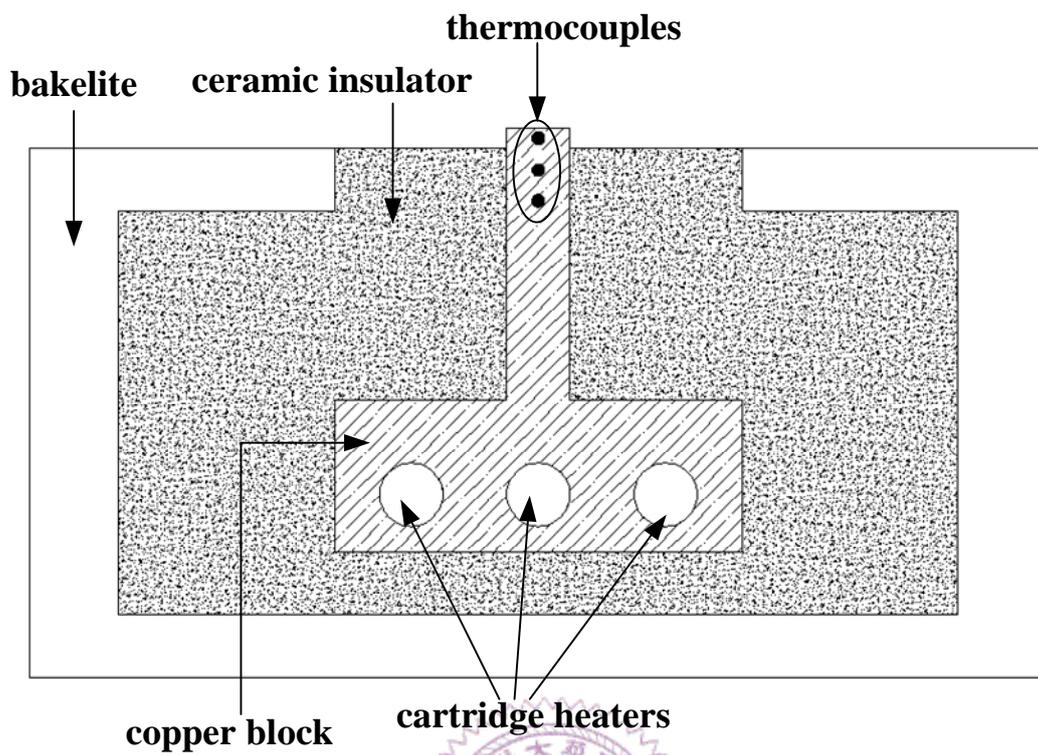


圖 3.5 加熱台剖面圖

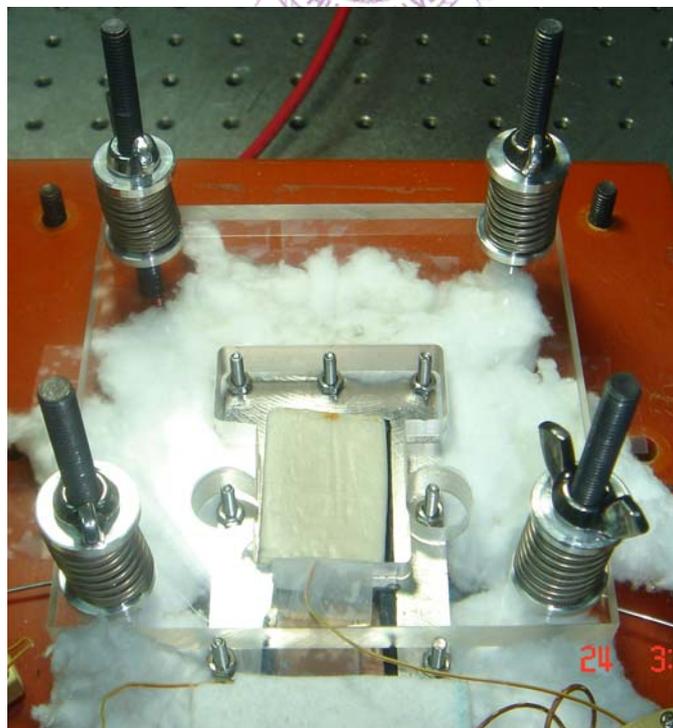


圖 3.6 彈簧壓力座

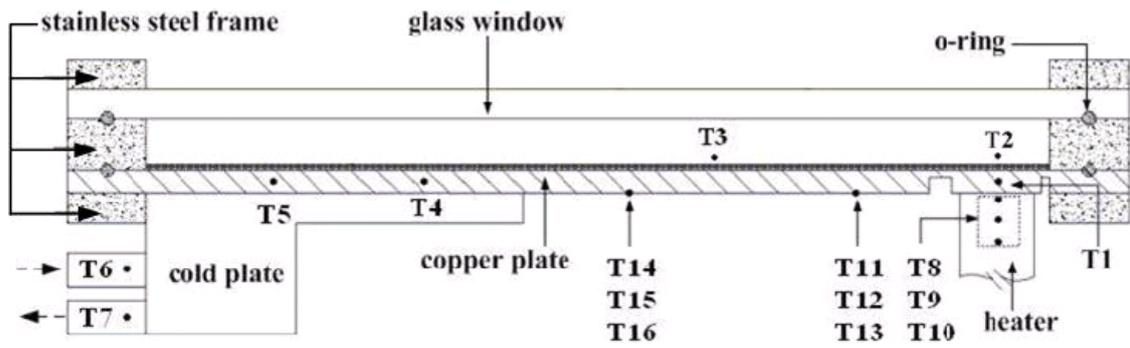


圖 3.7 熱電偶配置圖

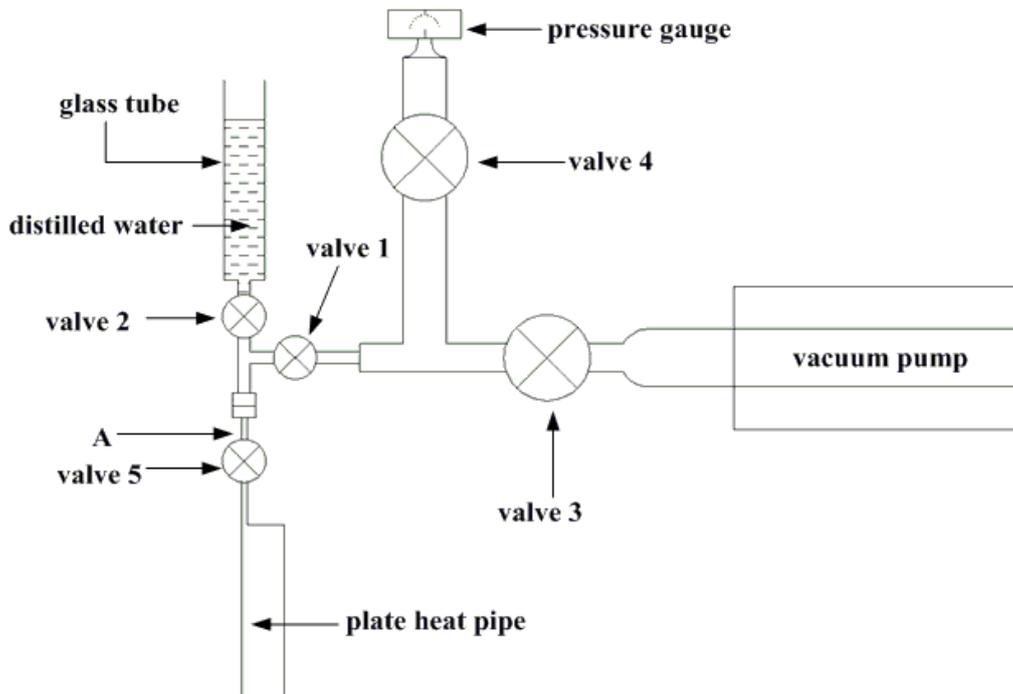


圖 3.1 注水設備示意圖

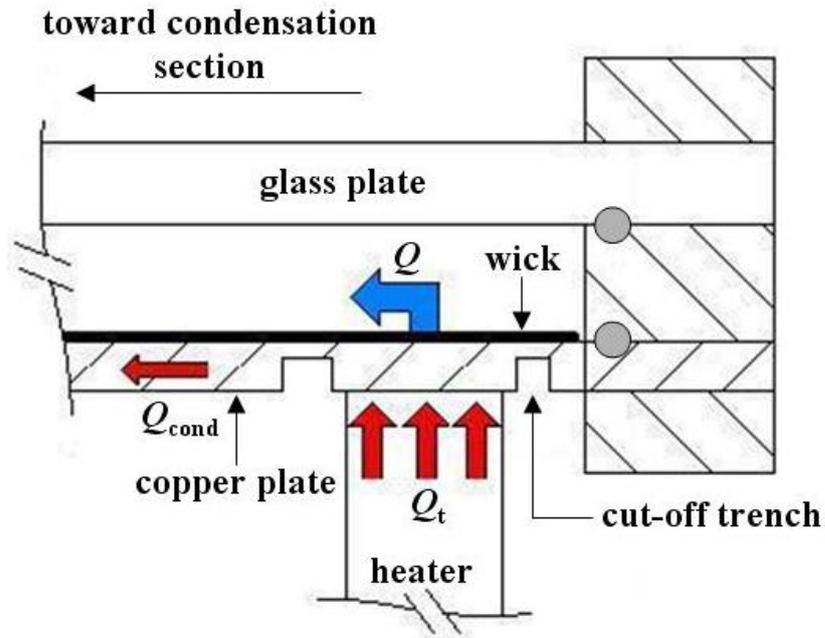


圖 3.2 蒸發區熱傳路徑示意圖

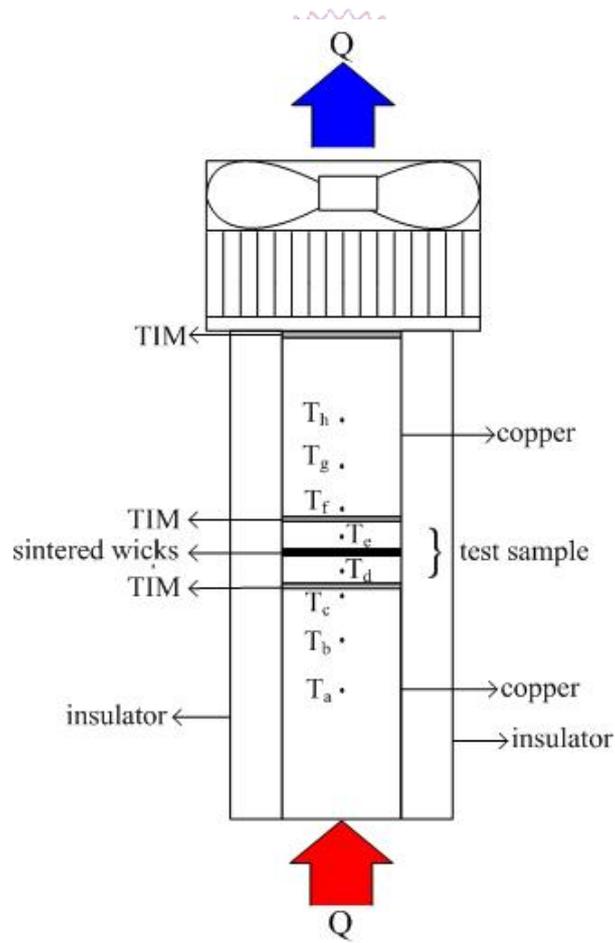


圖 3.10 熱傳導係數實驗之示意圖

## 第四章 實驗結果與討論

本研究主要分為三部分，首先針對不同之多層燒結銅網毛細搭配去離子水工作流體進行可視化觀察與蒸發熱阻量測，第二部份為燒結銅粉毛細搭配去離子水，最後以丙酮為工作流體搭配雙層燒結銅網毛細進行實驗。

### 4.1 燒結銅網毛細測試

燒結銅網測試樣本如表 4.1 所示，使用 200mesh 與 100mesh 銅網混合搭配，觀察蒸發區銅網毛細特性對蒸發熱阻之影響，找出最佳毛細設計。多層銅網毛細根據順序、網目及層數命名，例如，100+2×200 目毛細具有一層 100 目之上層網以及二層 200 目之下層網。

#### 4.1.1 100+200 目毛細

由於雙層網較容易觀察到蒸發區水膜退至乾化完整過程，因此先針對上層網為 100mesh 下層網為 200mesh 所組合之 100+200 目毛細進行實驗。本實驗拍攝點位於蒸發區受熱面中心處與遠端(中心點上游 5mm)，藉由觀察兩處水膜厚度了解熱管在高瓦數下之乾化過程。因熱管內部工作流體之注水量( $m$ )會直接影響到熱管性能，故對

於各不同毛細結構均需先在不同注水量下進行測試。本研究中實際注水量會顯著大於該毛細結構之飽和水量(表 4.1)，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。

圖 4.1 比較 100+200 目毛細在不同注水量下之蒸發熱阻( $R_e$ )，三組不同注水量皆有相同趨勢，在較低輸入熱時，由於水膜較厚，其蒸發熱阻值會較大；隨著輸入熱增加，蒸發熱阻會開始減少，在注水量較大( $m=0.92\text{g}$ )時，最小熱阻發生在  $q=72\text{W}/\text{cm}^2$ ，較少注水量( $m=0.85\text{g}$ )，其最小熱阻在  $q=57\text{W}/\text{cm}^2$ 。注水量減至  $m=0.76\text{g}$  時，最小蒸發熱阻發生在  $q=29\text{W}/\text{cm}^2$ ；當持續增加輸入熱，受到乾化影響，熱阻會開始增加。由於注水量主要是影響到最小熱阻發生之瓦數，其熱阻趨勢均相似，因此下文針對  $m=0.85\text{g}$  這組結果作深入討論。

圖 4.2 為注水量  $m=0.85\text{g}$  之 T1(蒸發區銅底板中心溫度)及 T2(蒸發區上方蒸氣溫度)隨熱通量之變化圖。在  $q=68\text{W}/\text{cm}^2$  前，隨著輸入熱增加兩者溫度近似線性上升，當  $q=74\text{W}/\text{cm}^2$  時，T1 明顯跳升，顯示此時部分乾化已經發生，圖像可參考圖 4.3。圖 4.3 為受熱中心處以及遠端之對應圖像，將圖 4.3 中各熱通量下之圖像對照圖 4.1 之蒸發熱阻，可知在較低熱通量時，僅上層網有少部分露頭(圖 4.3(a),  $q=$

18 W/cm<sup>2</sup>)，此時水膜相當平滑，且蒸發熱阻較大；隨熱通量增加，水膜會往下退，同時蒸發熱阻也漸減；在  $q=57\text{W/cm}^2$  時(圖 4.3 (b))，受熱中心處底層網開始露頭；遠端處(圖 4.3 (c))底層網露出面積較大，且在底層網洞間有出現部分乾化跡象，從圖 4.1 可知此時有最小蒸發熱阻  $R_e=0.096\text{Kcm}^2/\text{W}$ 。當  $q=68\text{W/cm}^2$  時，受熱中心水膜極薄(圖 4.3(d))，且遠端處部分乾化面積增加(圖 4.3(e))，其對應熱阻也已增加。當  $q=74\text{W/cm}^2$ ，乾化擴大至加熱中心處，可清楚看見底層銅網(圖 4.3(f))，此時熱阻持續增大。圖 4.3 中之扭曲圖像顯示液面呈皺曲之半月形。

藉由此組實驗拍攝圖像可以得知實驗過程並未發生核沸騰，熱傳機制主要是藉由工作流體的表面蒸發。而蒸發熱阻值主要受到水膜厚度影響，低加熱量水膜較厚，熱阻較大；隨輸入熱增加，水膜開始降下，且受到毛細力影響，工作流體在網目間形成許多較薄之皺曲半月面，使蒸發面積增加。水膜變薄與蒸發面積增加雙重效應導致蒸發熱阻下降。透過中心處與遠端拍攝圖像可知，由於遠端毛細回水較不易，因此較早發生乾化，且隨著加熱量繼續增大，乾化情況開始往下游蔓延，而導致蒸發熱阻增大。

#### 4.1.2 2×100 目毛細

圖 4.4 顯示 2×100 目毛細在不同注水量下，蒸發熱阻與熱通量之

關係。如同前組實驗，注水量較少時，最小蒸發熱阻在較低熱通量時即出現。各注水量下之最小蒸發熱阻均大於 100+200 目毛細，關於不同毛細結構下蒸發熱阻之比較將於後文討論。圖 4.5 為  $m=0.90\text{g}$  之對應圖像，從圖 4.5 (a)~(c)可觀察出液面隨熱通量  $q$  增加而下降，與前組相似。在  $q=47\text{W}/\text{cm}^2$  時，底層網局部露頭，且在底層網間維持著薄液膜，此時有最小蒸發熱阻  $R_e=0.13\text{Kcm}^2/\text{W}$ 。在  $q=67\text{W}/\text{cm}^2$  時，遠端已發生局部乾化，導致熱阻上升(圖 4.4)。

與前組實驗相同，並無觀察到核沸騰發生，熱傳機制以工作流體表面蒸發為主。



#### 4.1.3 100+2×200 目毛細

實驗也針對與 2×100 目毛細有相似厚度的 100+2×200 目毛細進行測試，底層網使用 200 目，主要是可提供較強的毛細力與較大的半月形液面面積。圖 4.6 顯示 100+2×200 目毛細在不同注水量下，蒸發熱阻與熱通量之關係，其蒸發熱阻與前幾組趨勢相同，蒸發熱阻隨輸入熱增加而減少，到達最低熱阻後，熱阻開始隨輸入熱增加增大。圖 4.7 為注水量  $m=0.88\text{g}$  之對應圖像，圖 4.7(a)中當  $q=28\text{W}/\text{cm}^2$  時，最上層 100 目網已經露頭，而中層 200 目網仍浸於水中；圖 4.7(b)中  $q=37\text{W}/\text{cm}^2$  時，中層 200 目網已部分露頭，但底層 200 目網仍浸於水中，對應至圖 4.6，當加熱量從  $28\text{W}/\text{cm}^2$  至  $37\text{W}/\text{cm}^2$ ，此時由於水膜

明顯下退，導致蒸發熱阻明顯下降。如圖 4.7(c)(d)所示，當  $q$  增加至  $47\text{W}/\text{cm}^2$  時，加熱中心處底層網仍是浸在水裡，而遠端最底層銅網已露頭，此時有最小蒸發熱阻  $R_e=0.091\text{Kcm}^2/\text{W}$ ，而其數值與鄰近熱通量之熱阻值相近（圖 4.6）。圖 4.7(e)中當  $q=58\text{W}/\text{cm}^2$  時，受熱中心底層網也已露頭，此時蒸發熱阻沒有明顯增加；當熱通量繼續增加，水膜持續降低，且熱阻隨之上升，由於三層網較難辨識出是否有局部乾化，因此無法判斷乾化何時發生。

同樣地，沒有觀察到核沸騰發生，熱傳機制以表面蒸發為主。

#### 4.1.4 不同多層燒結銅網毛細之蒸發性能比較

為了深入了解毛細結構對於蒸發熱阻之影響，乃對不同網目組合之多層燒結銅網之蒸發性能進行比較與討論。

圖 4.8 為不同網目組合之雙層燒結銅網在選定注水量下之蒸發熱阻與加熱量之關係圖，其中增列一組 200+100 目毛細（底層網為 100 目）。數據顯示毛細底層分別為 100 目或 200 目時，各具有相近之最小蒸發熱阻，其中底層為細網之最小蒸發熱阻較低。Wong and Kao [1] 也曾指出底層使用細網的優點，其原因包括：(1)在較大的熱通量時，底層細網由於有較強的毛細力可以維持較薄的水膜；(2)底層細網具較多的細小孔徑，可產生數量較多的皺曲半月面，因此有較多的蒸發面積；(3)較多的半月液膜面與毛細金屬壁之界面，強化了高效率之

薄膜蒸發。

圖 4.9 為具相似厚度之不同網目組合之燒結毛細蒸發熱阻圖，其厚度經燒結後約為  $0.33 \pm 0.01 \text{ mm}$ 。2×100mesh 銅網由於底層網較厚其最低熱阻值大於兩組之最低熱阻值；而 4×200mesh 毛細結構與 100+2×200mesh 毛細結構相比，雖然底層網皆為 200 目銅網，但 4×200mesh 之流阻較大，導致毛細結構較難以將工作流體從冷凝趨拉回至蒸發區，因此在增加輸入熱時難以維持較薄之水膜，並容易發生局部乾化。而 100+2×200mesh 銅網由於上層網使用 100 目銅網，其流阻較小，有助於回水能力，可以在較大輸入熱時不易乾化，且能維持較薄水膜，因此其性能較佳。以上結果顯示，當毛細底層為 200 目細網時，除 4×200mesh 毛細之外，最小蒸發熱阻均較低，且均約為  $0.09 \pm 0.005 \text{ Kcm}^2/\text{W}$ ，所對應之蒸發對流熱傳係數  $h_e \sim 110,000 \text{ W/m}^2\text{K}$ 。

#### 4.1.5 燒結銅網毛細底部之過熱度

在燒結銅網所有實驗中，皆無核沸騰產生，而 Wong and Kao [1] 觀察熱管中之無燒結雙層銅網毛細蒸發區，發現在較高加熱量時發生激烈的核沸騰；因此推判由於本研究採用燒結毛細結構，其有效熱傳導係數(effective conductivity)遠大於無燒結多層銅網毛細者，使得過熱度較低，不足以驅使核沸騰發生。

本實驗中毛細底部之過熱度可根據 T1 與 T2 之量測值做內插而得，如(3.1)式所示。圖 4.10 顯示兩組毛細結構在不同注水量及加熱通量下的過熱度變化，圖 4.10a 為 100+200mesh 毛細，圖 4.10b 為 2×100mesh 毛細，其變化趨勢與蒸發熱阻以及水膜厚度有關連性。在較少注水量下，其過熱度在部分乾化發生之前沒有明顯變化；較多注水量下，一開始過熱度會隨加熱量增大而增加，當加熱量達到一定程度，過熱度會隨著水膜下降而減少，而發生部分乾化時，過熱度再度明顯增加。在 100+200mesh 以及其他實驗中，在乾化之前過熱度皆低於 6K，其中 2×100mesh 注水量  $m=1.0g$  在乾化之前過熱度達於 8K，所有實驗過程中皆沒有發現到核沸騰產生。然而在 1 大氣壓下的實驗顯示，水在過熱度小於 1K 即會產生核沸騰，而本研究在低壓狀態下即使達到 8K 仍然沒有沸騰產生。

## 4.2 燒結銅粉毛細結構

實驗進一步針對燒結銅粉進行研究，銅粉樣本相關性質如表 4.2 所示，分別使用不規則銅粉以及球型銅粉進行測試。實驗分為兩階段，分別測試複合式毛細結構以及全燒結銅粉毛細結構，其中複合式燒結毛細結構是指將蒸發區使用燒結銅粉，其餘部分則為燒結雙層 100 目銅網。此階段實驗的目的主要在於先專注於毛細力之效應，儘量排除銅粉毛細之低滲透性造成高流阻的效應，此外不同銅粉形狀與

大小之效應亦在此階段做比較。附帶的目的則為觀察兼具高毛細力與高滲透性的複合式毛細結構的優點。第二階段全燒結不規則銅粉實驗則可進一步測試其低滲透性造成的影響。

#### 4.2.1 複合式不規則銅粉毛細結構

實驗首先針對不規則銅粉進行測試，圖 4.11 為不同注水量下之蒸發熱阻與加熱量關係圖，其蒸發熱阻趨勢與燒結銅網相似，注水量較少之樣本其最小蒸發熱阻會發生在較低加熱量，而增加注水量則會使蒸發區在低加熱量時存有較厚的水膜導致起始熱阻會較大，且較多注水量會使最小蒸發熱阻值較晚發生，但其最小蒸發熱阻值彼此差異不大。圖 4.12 中之圖像為注水量  $m=0.86\text{g}$  時各加熱通量下蒸發區中心處之影像，圖 4.12(a) 中  $q=19\text{ W/cm}^2$  時，毛細大部分是浸於水中；圖 4.12(b) 中  $q=38\text{ W/cm}^2$  時，上層銅粉大部分皆露出水面，水膜已退至毛細間；圖 4.12(c) 中  $q=58\text{ W/cm}^2$  時，水膜退至毛細間更深處；圖 4.12(d) 中  $q=80\text{ W/cm}^2$  時，觀察不到任何水膜，對照圖 4.11 可推判此時已發生乾化。

在  $q=38\sim 58\text{ W/cm}^2$  時，有較低之熱阻值  $R_e=0.098\sim 0.093\text{ Kcm}^2/\text{W}$ ，其原因與多層燒結銅網一樣，此時水膜已經退至毛細下層，並在下層維持極薄的水膜，故會有較低之熱阻值。雖然燒結銅粉與燒結銅網相比有較多的成核址，但在實驗過程中並沒有發現核沸騰的產生，熱傳

機制仍然是以表面蒸發為主。推測其過熱度仍不足以驅使核沸騰發生，燒結銅粉毛細底部之過熱度將於 4.2.5 節討論。

#### 4.2.2 複合式球型銅粉毛細結構

為了釐清銅粉尺寸對於毛細性能以及蒸發熱阻之影響，此部分實驗分別在蒸發區使用粗、細兩種燒結球型銅粉，兩種球粉之相關性質參考表 4.2。圖 4.13 為粗、細燒結球粉蒸發熱阻與加熱通量關係圖，注水量約為 0.90g，粗球粉其最小蒸發熱阻值大於細球粉，而細球粉在一開始低加熱量下就維持著較低之蒸發熱阻，並隨著加熱量增加，在  $q=48 \text{ W/cm}^2$  時有最低熱阻值  $R_c=0.08 \text{ Kcm}^2/\text{W}$ 。造成此現象主要因為粗球粉之毛細力小於細球粉者，且其等效熱傳導係數小於細球粉 (表 4.2)，故整個實驗過程粗球粉之蒸發熱阻皆大於細球粉。而細球粉也因為有較強的毛細力可以在毛細間維持較薄的水膜，並不容易乾化，故其在高熱通量下之熱阻性能較佳。本實驗試圖拍攝蒸發區球粉毛細，由於難以區別球粉及水膜反光，故無法判別水膜面的位置。而實驗過程中蒸發區依然安靜，無核沸騰產生，熱傳機制以表面蒸發為主。

#### 4.2.3 全不規則銅粉毛細結構

為了解毛細滲透率對於性能之影響，熱管毛細結構全部使用燒結

不規則銅粉，其銅粉燒結厚度分別為 0.4mm 與 1.0 mm。一般而言，燒結銅粉毛細之滲透率遠小於燒結銅網毛細者，但因不同類型毛細結構滲透率之估算值不易獲得精確之相對大小，故此並未採用燒結銅粉毛細結構滲透率之估算值來與燒結銅網毛細結構滲透率之估算值作對照，以免造成誤導。圖 4.14 為厚度 0.4mm 之蒸發熱阻與加熱通量關係圖，在較少注水量  $m=0.97\text{g}$  時(飽和注水量為 0.74g)，最低熱阻值約為  $0.12\text{Kcm}^2/\text{W}$ ，而注水量增加至 1.06g 時，最小熱阻值可達到  $0.09\text{Kcm}^2/\text{W}$ 。實驗觀察發現，採用全燒結銅粉毛細時，冷凝水比使用燒結銅網毛細時更明顯聚集在冷凝區，即使蒸發區已發生乾化時仍是如此，此因燒結銅粉滲透率較低，導致冷凝水難以回流至蒸發區，因此在高熱通量下難以維持薄液膜，故容易形成乾化。與複合式燒結毛細相比(圖 4.11)，全燒結銅粉在較低熱通量即發生乾化。圖 4.15 為  $t=1.0\text{mm}$ (飽和注水量為 1.85g)之蒸發熱阻與加熱通量關係圖，可以發現較厚之全燒結毛細因其截面積較大，有助於工作流體回流至蒸發區。當  $m=1.8\text{g}$  時最小熱阻值可降到  $0.09\text{Kcm}^2/\text{W}$ ，與含有細粉之複合式毛細的  $0.08\text{-}0.09\text{Kcm}^2/\text{W}$  相當，當  $m=2.0\text{g}$  時操作範圍可提高至  $170\text{W}/\text{cm}^2$  仍無乾化發生。此外，在整個實驗過程中均未發現到核沸騰產生。

#### 4.2.4 燒結銅粉毛細底部之過熱度

圖 4.16 為兩組毛細結構在不同注水量及加熱通量下的過熱度變化，圖 4.16a 為不規則銅粉複合式毛細( $t=0.32\text{mm}$ )者，圖 4.16b, c 分別為全燒結不規則銅粉毛細( $t=0.4, 1.0\text{mm}$ )者，可分別對照所對應之圖 4.11、4.14 及 4.15 中之蒸發熱阻變化。如同 4.1.5 燒結多層銅網毛細之討論，在較少注水量下，過熱度在乾化之前無明顯變化；較多注水量下，過熱度一開始會隨加熱量增加而增大，當達到一定加熱量時，由於水膜開始下退而導致過熱度變小，當發生局部乾化時，過熱度再度開始增加。在大部分的實驗中，過熱度皆小於 8K，並沒有觀察到核沸騰的產生。綜合燒結銅網與銅粉的實驗，過熱度最高皆達 8K 時均無核沸騰現象，其原因推判為蒸發區上方之蒸氣因壓力差之故會趨向冷凝區移動，因此該處無法達到飽和蒸汽壓，此與在熱平衡狀態下觀察之核沸騰現象有異，而需要較大之過熱度才能形成核沸騰，但此推測仍需進一步證實。

#### 4.2.5 燒結銅粉與燒結銅網毛細之比較

首先針對多層燒結網毛細結構與複合式燒結毛細結構進行比較，由於複合式毛細除了蒸發區以外也是採用燒結多層網，因此可以降低毛細滲透率對性能產生的差異，並藉由這兩組比較出蒸發區銅粉與銅網毛細力對蒸發熱阻之影響。圖 4.17 為厚度( $0.33\pm 0.01\text{mm}$ )與注

水量( $0.90\pm 0.02\text{g}$ )近似之多層網與複合式毛細蒸發熱阻與加熱通量之關係圖， $2\times 100\text{mesh}$  銅網與複合式粗球粉毛細之最小熱阻值較大( $0.12\sim 0.13\text{Kcm}^2/\text{W}$ )，而  $100+2\times 200\text{mesh}$  銅網與複合式細球粉毛細其最小熱阻值可降至( $0.08\sim 0.09\text{Kcm}^2/\text{W}$ )，推測原因為在高熱通量下，由於細粉與細網均有較大的毛細力可以在底層毛細間維持較薄的水膜，因此可以有較低的熱阻值；至於不規則粉複合毛細，其粒徑粗細皆有，且外型較不規律，可形成較強之毛細力，故在高熱通量下亦不易乾化。

進一步藉由多層網與全不規則粉毛細比較滲透率對熱管性能之影響，圖 4.18 比較兩者在相似厚度( $0.32\sim 0.4\text{mm}$ )與相似注水量下( $1.04\sim 1.06\text{g}$ )之蒸發熱阻與加熱通量之關係，由於燒結銅粉之滲透率較小，導致在高熱通量下冷凝水較難以回流至蒸發區，因此與多層網相比，在較低熱通量即發生乾化。

### 4.3 丙酮工作流體之測試

先前之實驗皆以水為工作流體，但在整個實驗操作過程，皆沒有核沸騰產生，因此本部分實驗採用丙酮為工作流體，搭配  $100+200\text{mesh}$  銅網進行測試，以觀察比較其蒸發模式與蒸發熱阻。前文之實驗方法中指出，採用 aflas 材質的 o-ring 可以達到良好的密封效果，且平板熱管內部毛細結構觀察不出受污染的徵狀。

圖 4.19 為丙酮之蒸發熱阻與加熱通量關係圖，由於丙酮密度與水不同(參見表 2.3)，因此丙酮注水量以體積為單位；整體而言，其蒸發熱阻趨勢與水相似，在較低加熱量下熱阻較大，隨加熱量增加液膜開始下退，導致熱阻降低。然而在各個加熱量下，丙酮之蒸發熱阻明顯大於水，且操作瓦數範圍小於水。以注水量  $v=1.05\text{cm}^3$  為例，在  $q=15.4\text{W/cm}^2$  即達到最低蒸發熱阻  $R_e=0.22\text{Kcm}^2/\text{W}$ ，並在  $q=22\text{W/cm}^2$  即已發生乾化。圖 4.20 為各加熱量下之丙酮蒸發區中心處對應圖像，在圖 4.20(a), (b) 中  $q=8.1\text{W/cm}^2$  時，毛細中心處上層 100mseh 網大部分皆被丙酮覆蓋，較遠端則是覆蓋面積較少，並在遠端處發現有微弱核沸騰產生；圖 4.20(c) 當加熱至  $q=11.5\text{W/cm}^2$  時，毛細中心處上層 100mseh 網僅部分露頭，且在中心處有微弱核沸騰產生，上游處則液膜退至下層 200mesh 網間，由於液膜較薄抑制核沸騰產生，此時尚未發生乾化；圖 4.20(d)(e) 當加熱至  $15.4\text{W/cm}^2$  時，中心處丙酮已退至下層 200mseh 網，由於此時液膜較薄，因此核沸騰抑制而消失，此時中心上游處已發生部分乾化；當  $q=18.6\text{W/cm}^2$  時，中心處下游則因為仍有較厚之液膜而可觀察到微弱的核沸騰產生。由於實驗過程中核沸騰相當微弱，僅少數角落會產生，汽泡形成至消失約耗時 0.5 秒，可惜因強度微弱，影像較難以清楚呈現。

圖 4.21 為水與丙酮搭配 100+200mesh 之蒸發熱阻比較，從圖中

可以明顯比較出丙酮較早發生乾化，且其蒸發熱阻遠大於水；根據蒸發熱阻以及對應圖像推論，丙酮較早乾化之原因為表面張力較小，不易將冷凝區的丙酮液體拉回至蒸發區，此可由冷凝區累積許多丙酮液體的觀察得到應証。進一步來看，在  $q=15.4\text{W}/\text{cm}^2$  時雖有最低蒸發熱阻，但蒸發區上游端已發生乾化。由於丙酮的毛細力遠低於水，蒸發區內無法如水能形成厚度較平均的薄水膜，亦即在蒸發區內丙酮液膜厚度變化較大，較不易造成更小的蒸發熱阻。含丙酮之毛細的蒸發熱阻偏高的另一可能原因亦與其較小之表面張力有關。表面張力大的液體可在其與金屬壁界面維持較大面積的薄膜，此薄膜具較小之熱阻，因此其表面上會發生高效率的薄膜蒸發(thin film evaporation)，此差異示意表示於圖 4.22，(a)、(b)分別為水與丙酮之示意圖。Potash and Wayner [7]指出，固液汽界面的薄膜蒸發在毛細物總蒸發量中佔一主要比例。反之，對表面張力較小的液體，較高比例的熱量須經由液面蒸發，具有較大之熱阻。因此含丙酮的毛細蒸發器比含水的毛細蒸發器呈現出明顯較大的蒸發熱阻。以上兩項原因均屬推論，尚待進一步驗證。

圖 2.23 為丙酮過熱度隨加熱量之變化，可以看出過熱度會受到液膜厚度影響，注水量較多，相對過熱度值較大；其變化趨勢與水搭配多層燒結銅網、銅粉相似，而實驗過程中所產生的局部微弱核沸騰

並沒有造成影響。

另一方面，根據 Chi[13]之 figure of merit 概念，由於丙酮之表面張力在 20°C 時為 0.0237N/m，遠小於水之 0.0728N/m，丙酮之蒸發潛熱為 552kJ/kg，亦遠小於水之 2453.9kJ/kg(參見表 2.3)，在溫度 20~100°C 情況下，丙酮與水的 figure of merit 差異有 5~18 倍。在某特定的熱負載下，丙酮需要更大的蒸發率，此可由增加蒸發面積或提高飽和蒸發溫度來達成，因此丙酮的這些物理性質也使其較容易產生核沸騰，但根據圖 4.19 蒸發熱阻之變化趨勢顯示，局部位置發生之微弱核沸騰並沒有明顯改善蒸發熱阻，蒸發過程仍由液面蒸發所主導，蒸發熱阻主要仍是受到液膜厚度之影響，且熱管之操作極限仍屬毛細極限(capillary limit)。

表 4.1 不同燒結銅網毛細性質

wick composition	thickness (mm)	porosity <sup>a</sup>	permeability <sup>b</sup> (m <sup>2</sup> )	$k_{\text{eff}}^{\text{c}}$ (W/mK)	saturate charge (g)
100+200 mesh	0.26	0.65	--	--	0.50
2×100 mesh	0.32	0.59	$1.2 \times 10^{-10}$	16	0.56
100+2×200 mesh	0.34	0.64	--	19	0.65
4×200 mesh	0.33	0.66	$6.2 \times 10^{-11}$	--	0.65

<sup>a</sup> measured using the density method.

<sup>b</sup> calculated [4].

<sup>c</sup> measured following ASTM D 5470.

表 4.2 不同燒結銅粉性質

powder type	particle size ( $\mu\text{m}$ )	porosity <sup>a</sup>	$k_{\text{eff}}^{\text{b}}$ (W/mK)
full irregular	< 210	0.62	16
fine spherical	< 75	0.38	33
coarse spherical	75 ~ 180	0.44	25

<sup>a</sup> measured using the density method.

<sup>b</sup> measured following ASTM D 5470.

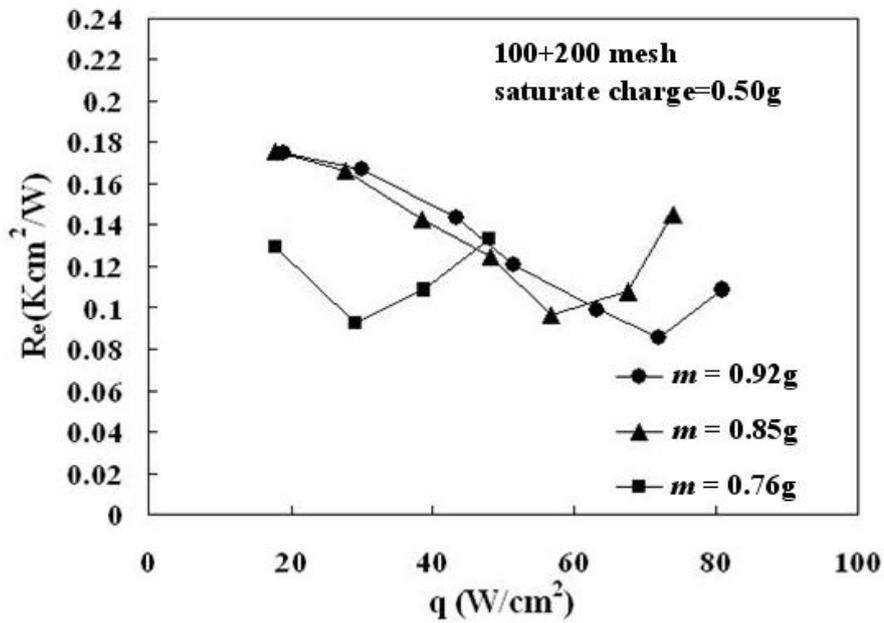


圖 4.1 100+200mesh 毛細在不同注水量下之蒸發熱阻與加熱量關係

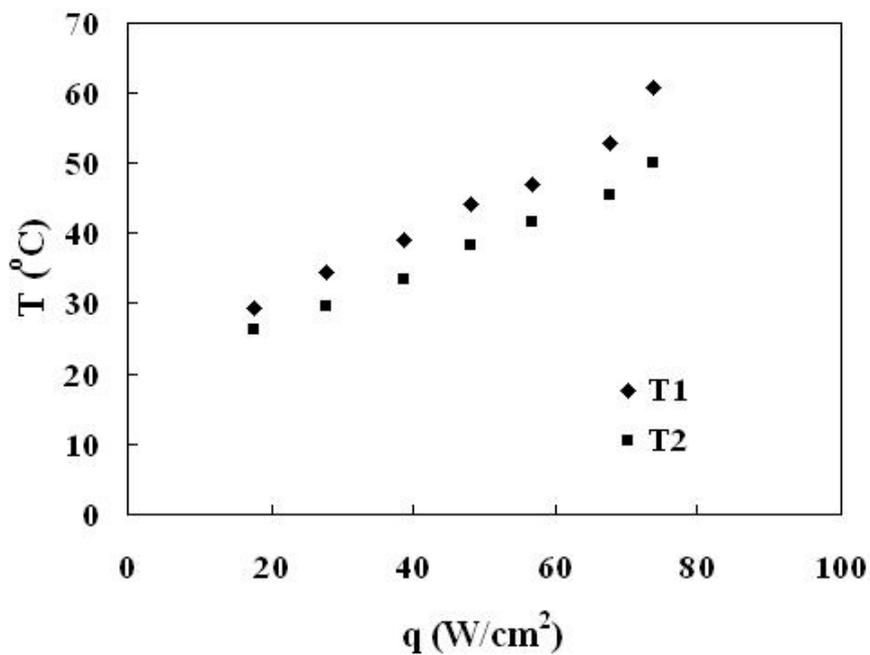


圖 4.2 注水量  $m=0.85g$  下之 T1 及 T2 隨加熱量之變化

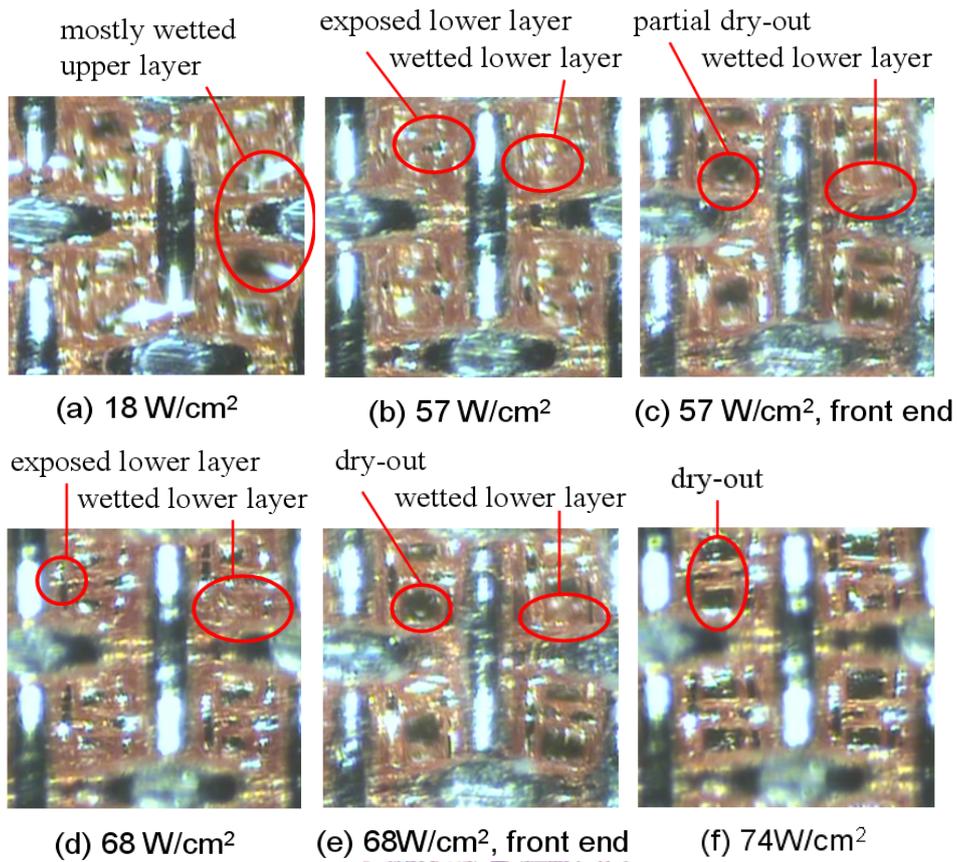


圖 4.3 100+200mesh 毛細蒸發區中心處以及遠端之對應圖像,  $m=0.85g$

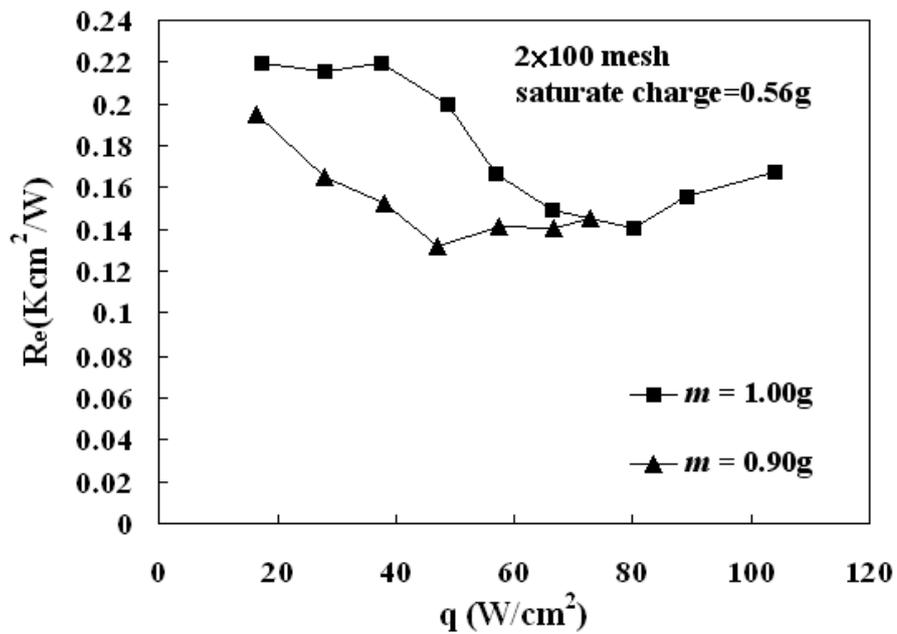


圖 4.4 2×100mesh 毛細在不同注水量下之蒸發熱阻與加熱量關係

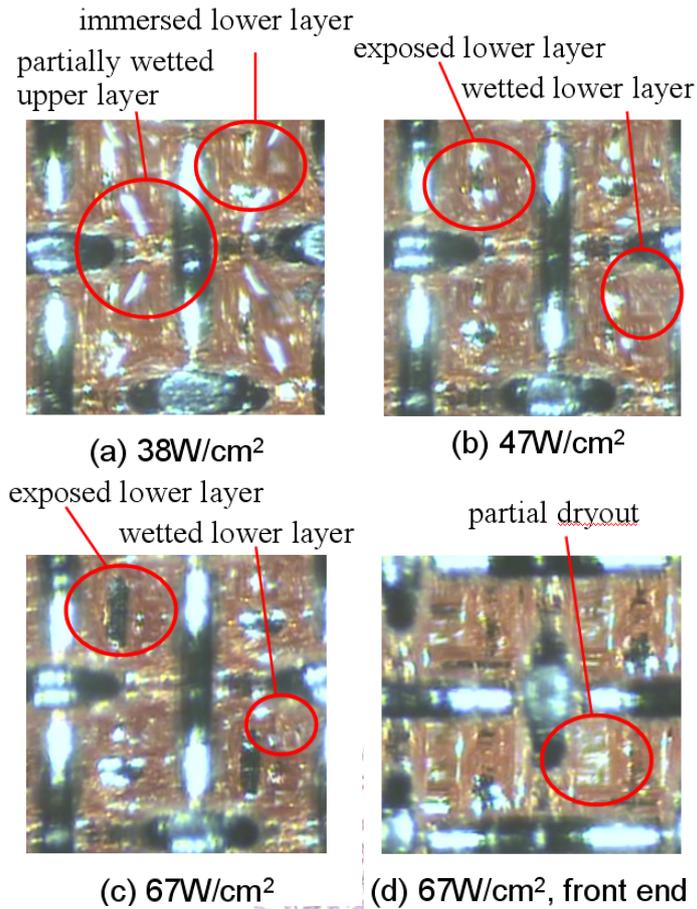


圖 4.5  $2\times 100\text{mesh}$ , 毛細蒸發區中心處以及遠端之對應圖像,  $m=0.9\text{g}$

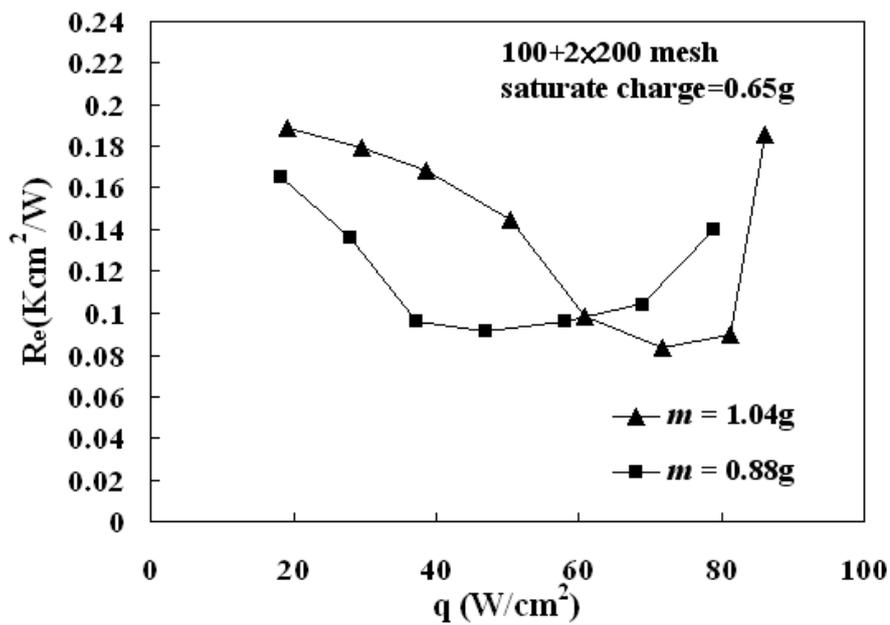


圖 4.6  $100+2\times 200\text{mesh}$  毛細在不同注水量下之蒸發熱阻與加熱量關係

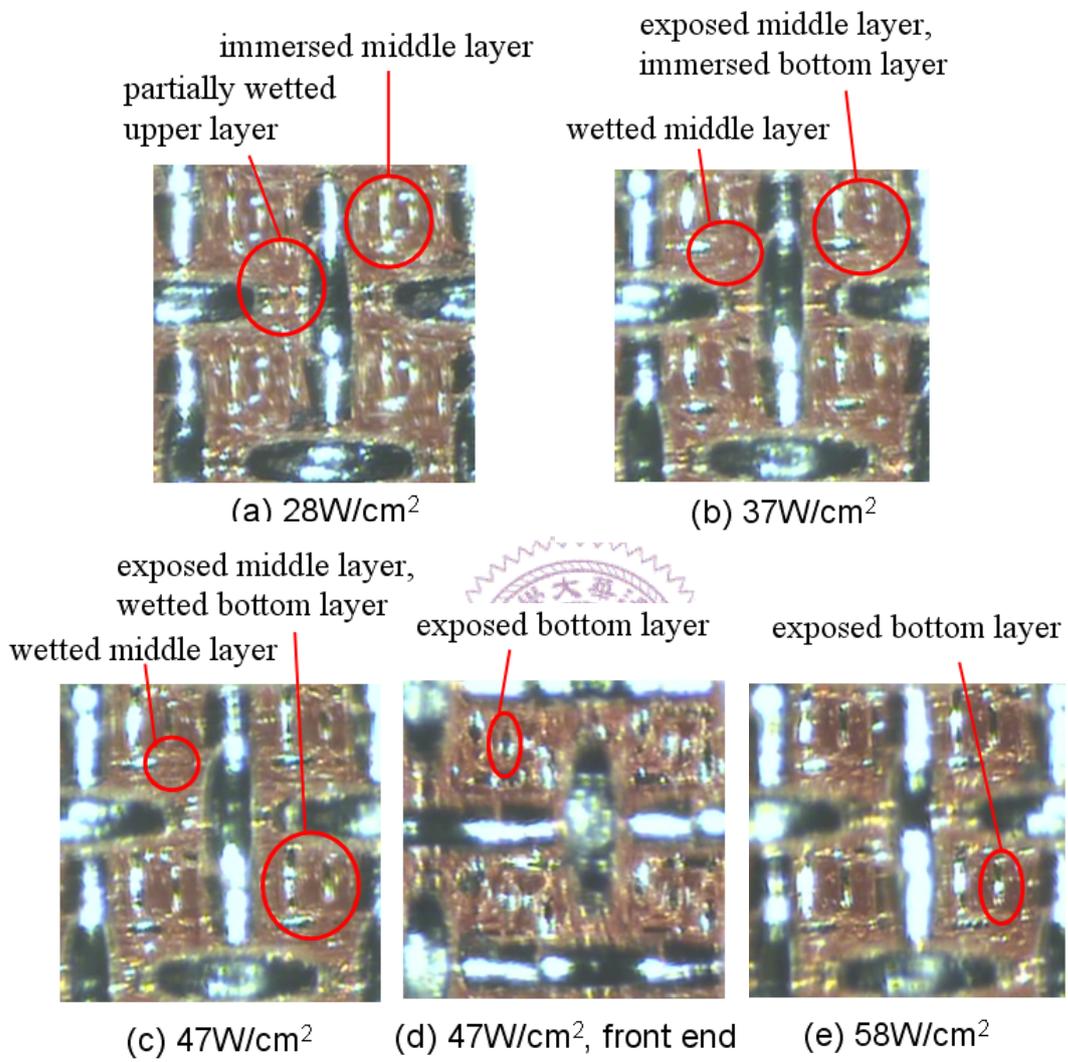


圖 4.7 100+2×200mesh 毛細蒸發區中心處以及遠端之對應圖像，

$$m=0.88\text{g}$$

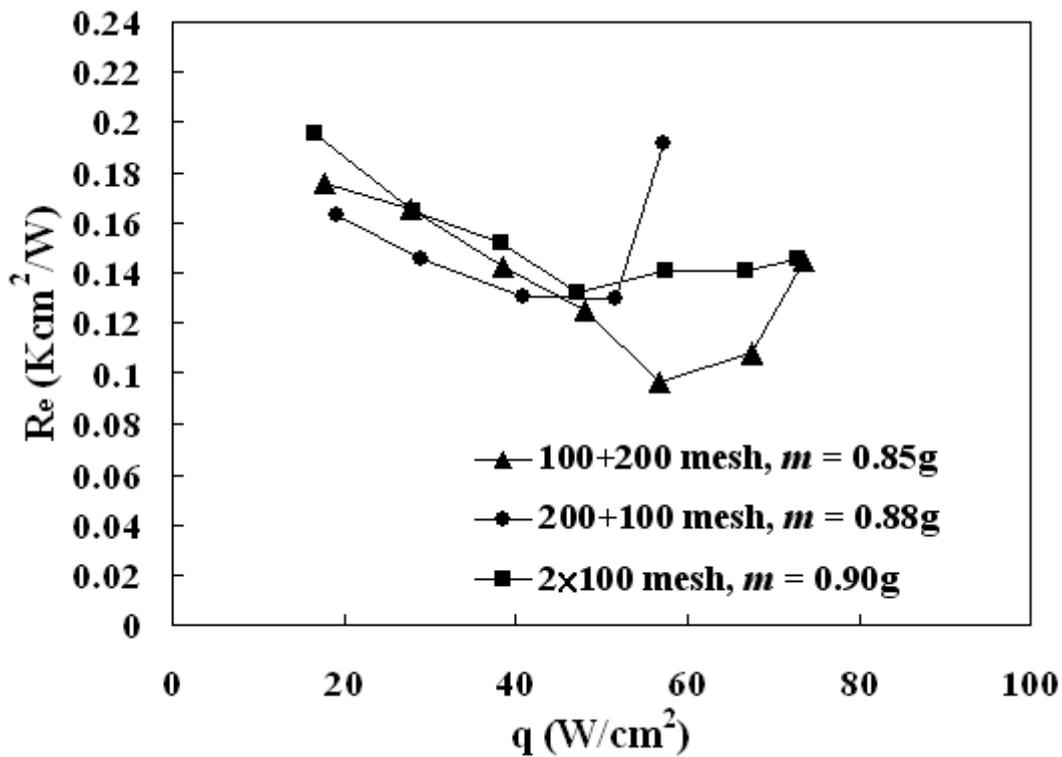


圖 4.8 不同雙層燒結銅網之蒸發熱阻比較

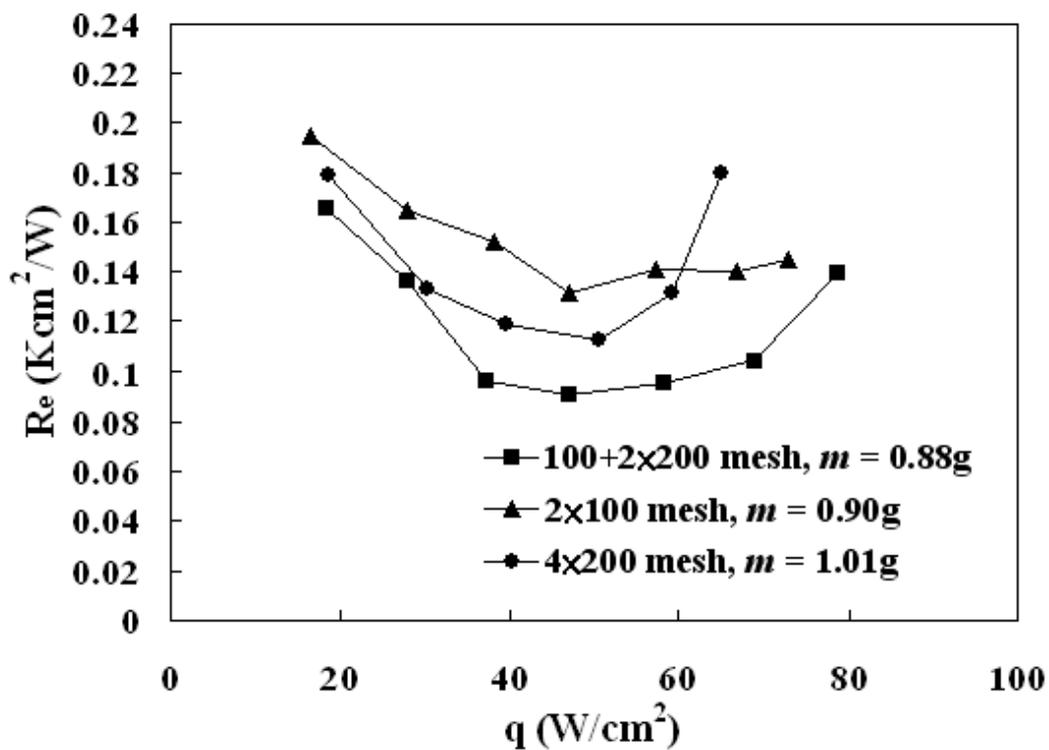
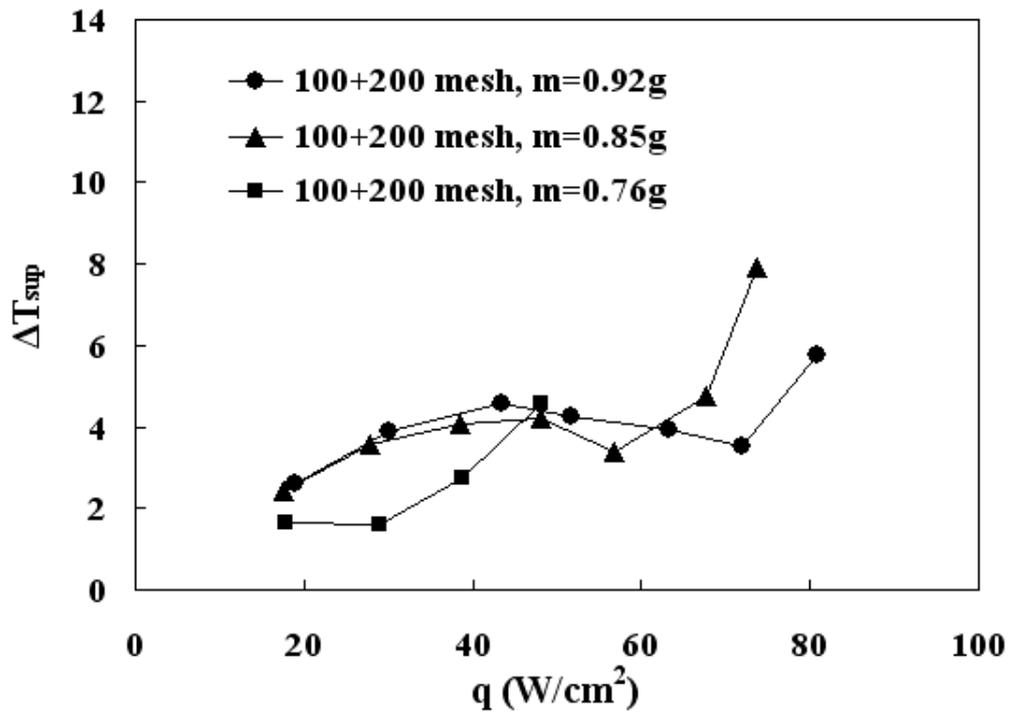
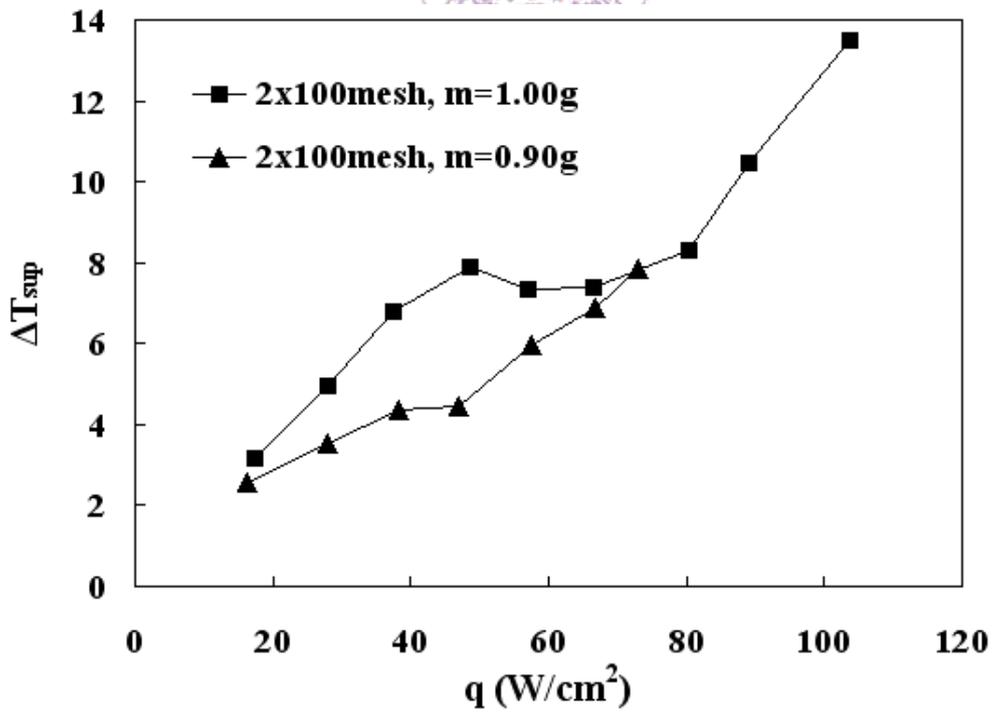


圖 4.9 相似厚度之不同多層燒結銅網之蒸發熱阻比較



(a) 100+200mesh



(b) 2x100mesh

圖 4.10 多層燒結網毛細在不同注水量及加熱量下之過熱度變化

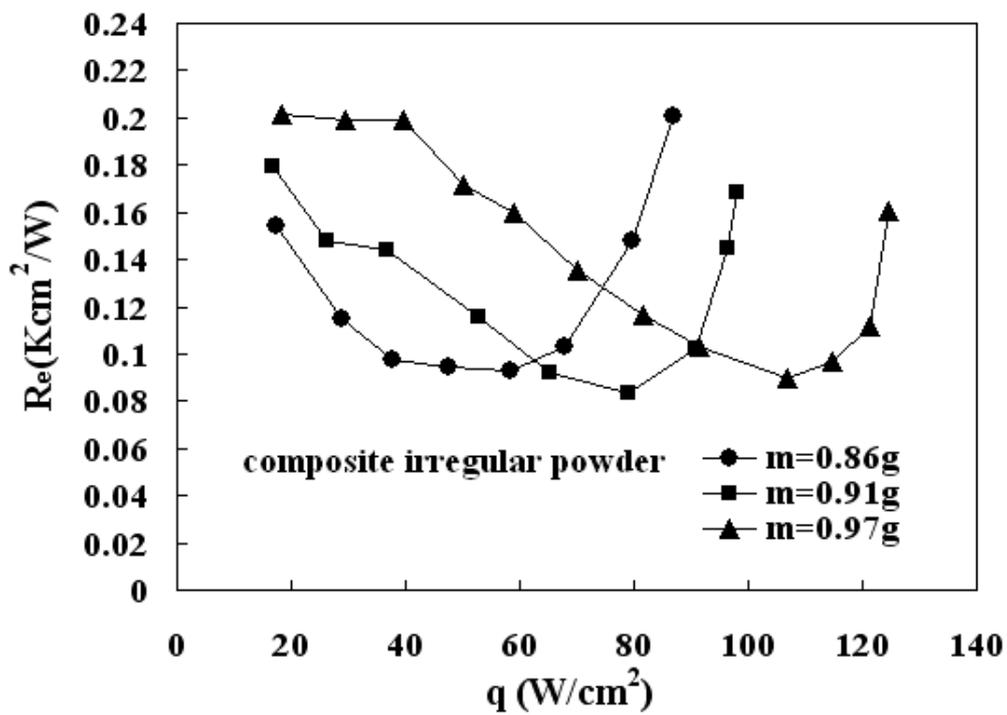


圖 4.11 不同注水量下之不規則銅粉複合式毛細之蒸發熱阻與加熱量

之關係

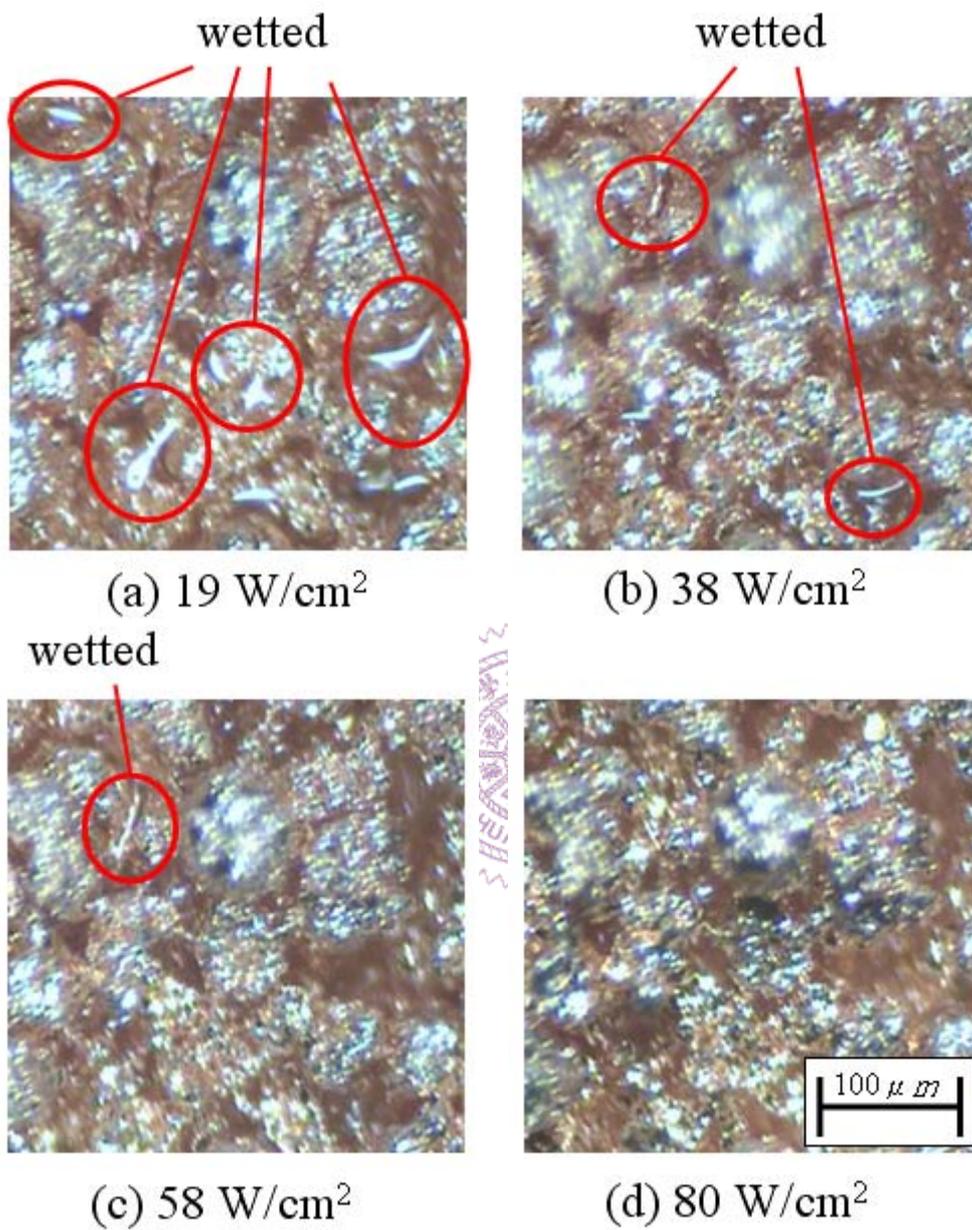


圖 4.12 不規則燒結銅粉蒸發區中心處之對應圖像,  $m=0.86\text{g}$

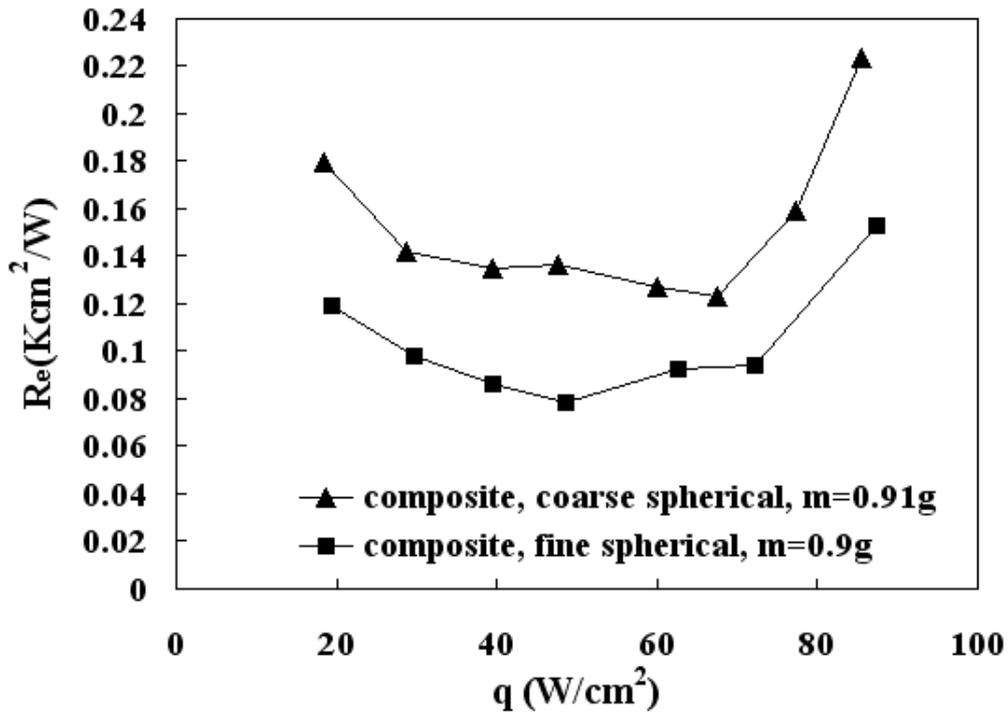


圖 4.13 相似注水量下不同尺寸之球型銅粉複合式毛細之蒸發熱阻與

加熱量之比較

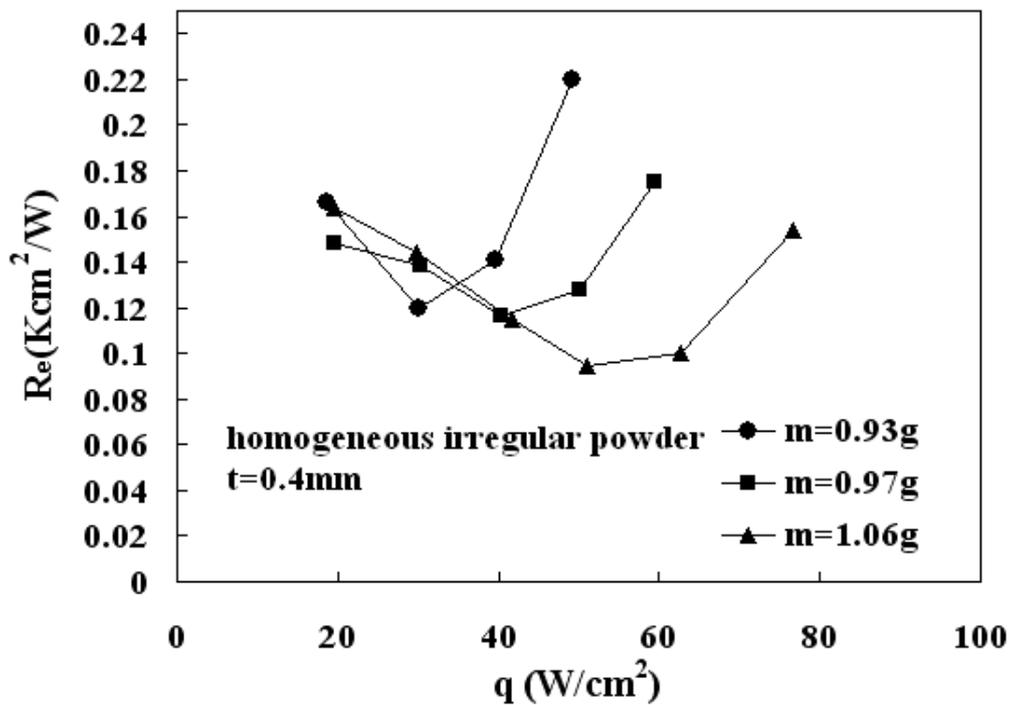


圖 4.14 不同注水量下 0.4mm 不規則銅粉之蒸發熱阻與加熱量之關係

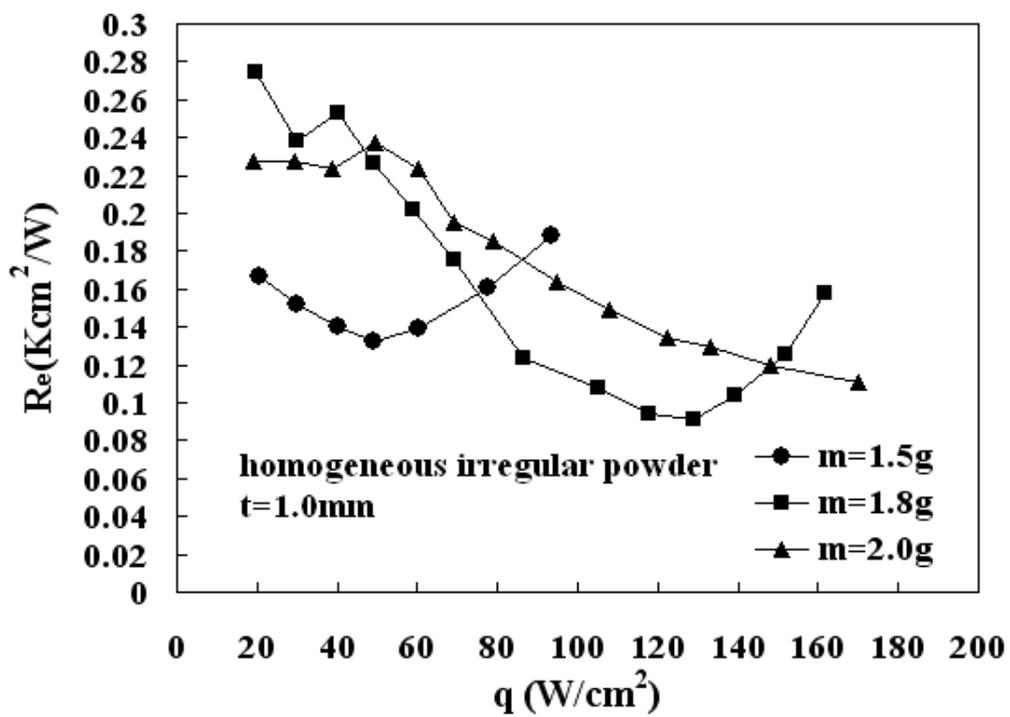
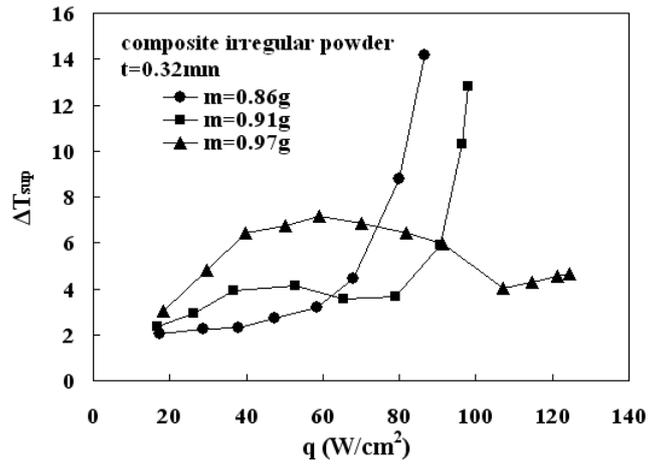
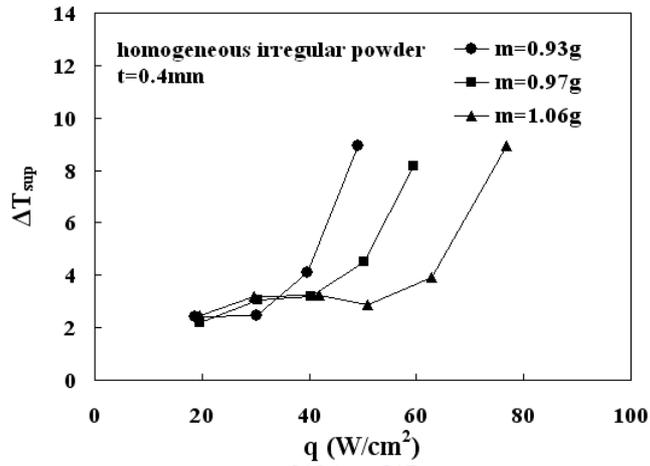


圖 4.15 不同注水量下 1.0mm 全不規則銅粉之蒸發熱阻與加熱量之關係

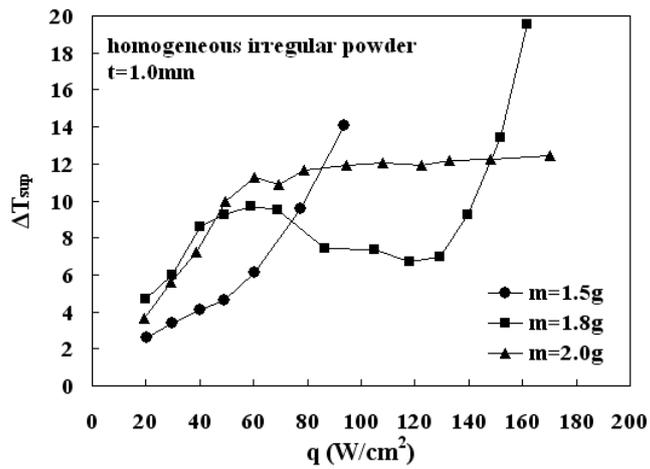
係



(a) composite irregular wick,  $t=0.32\text{mm}$



(b) homogeneous irregular wick,  $t=0.4\text{mm}$



(c) homogeneous irregular wick,  $t=1.0\text{mm}$

圖 4.16 燒結銅粉毛細在不同注水量及加熱量下之過熱度變化

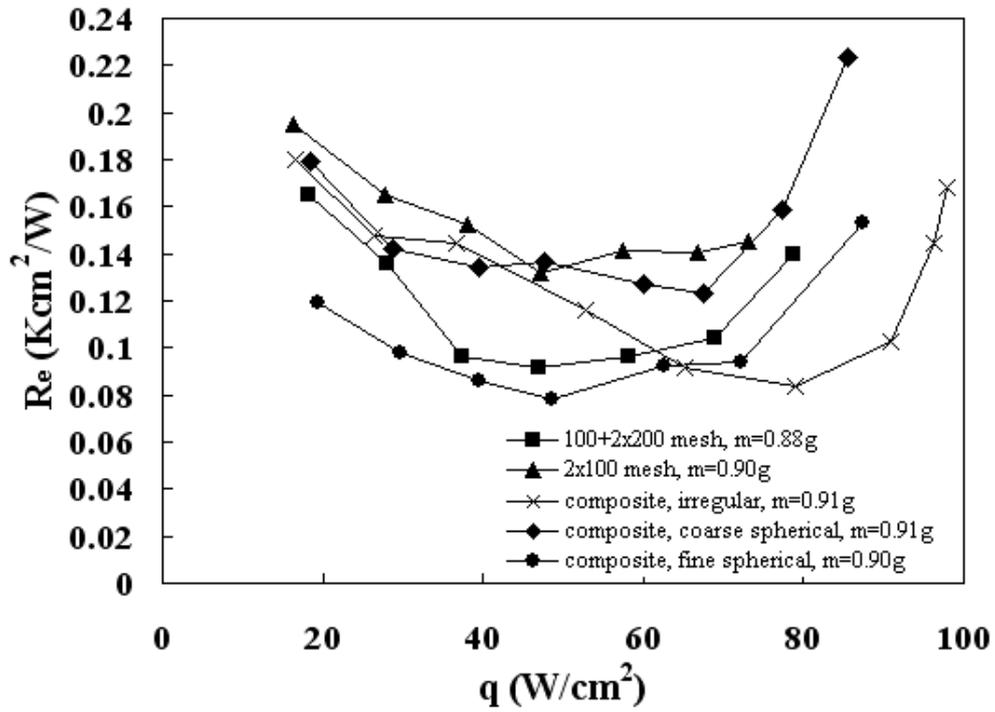


圖 4.17 多層銅網與複合式毛細蒸發熱阻與加熱量之關係

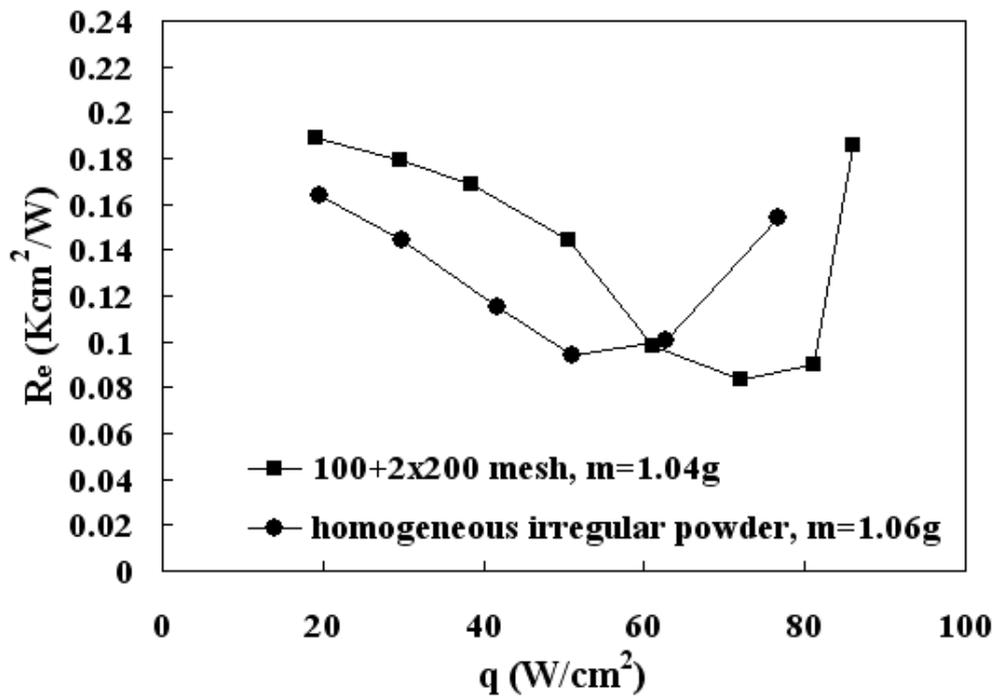


圖 4.18 多層銅網與全燒結不規則銅粉蒸發熱阻與加熱量之關係

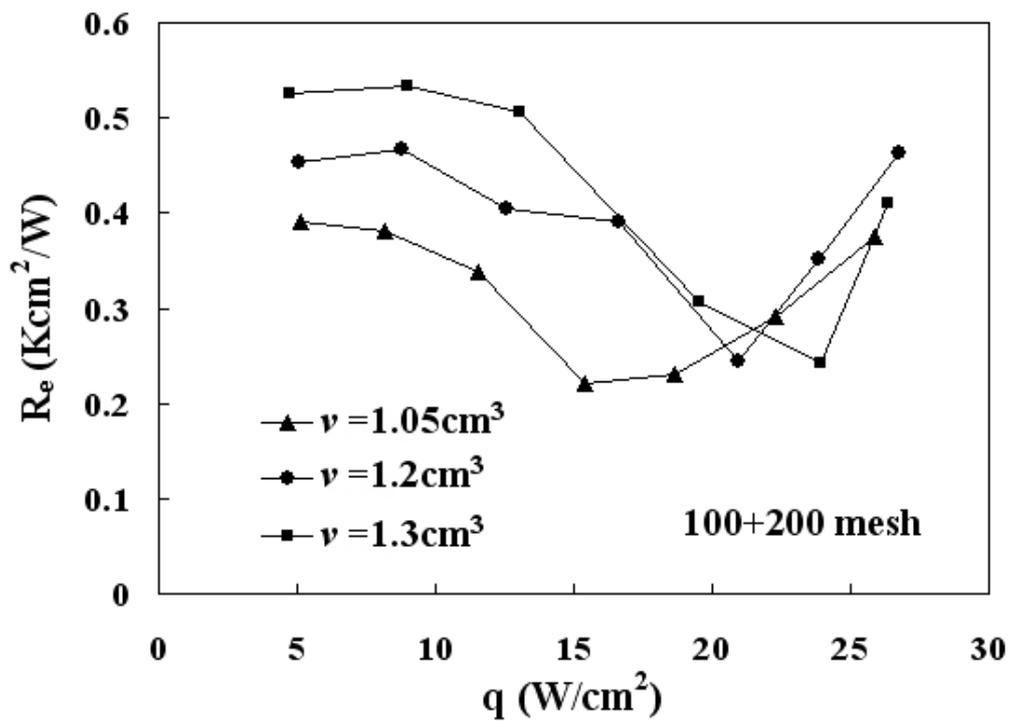


圖 4.19 100+200mesh 毛細在不同丙酮注水量下之蒸發熱阻與加熱量  
關係

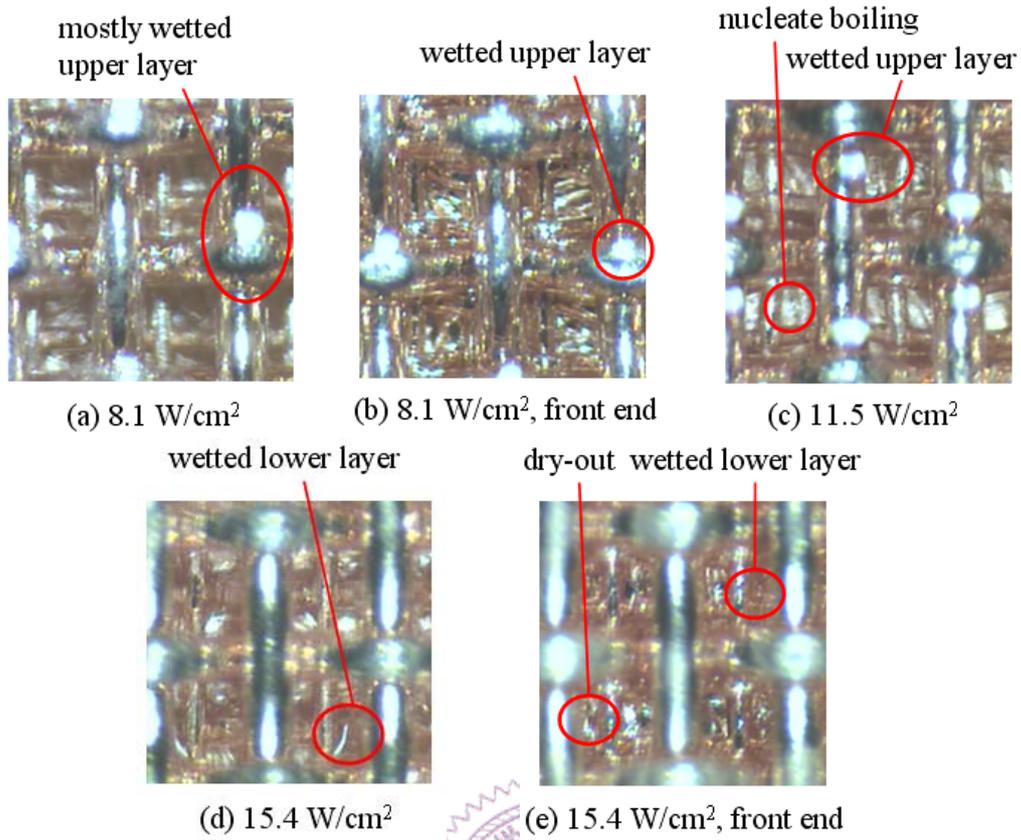


圖 4.20 100+200mesh 丙酮毛細蒸發區中心處以及遠端之對應圖像，

$$\nu = 1.05 \text{ cm}^3$$

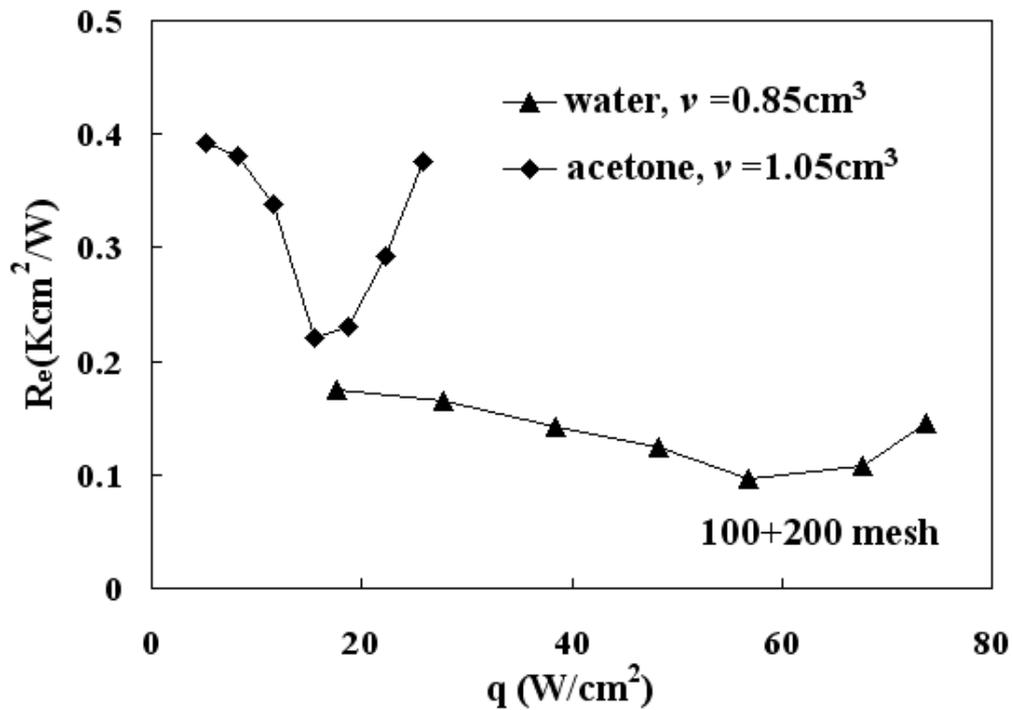
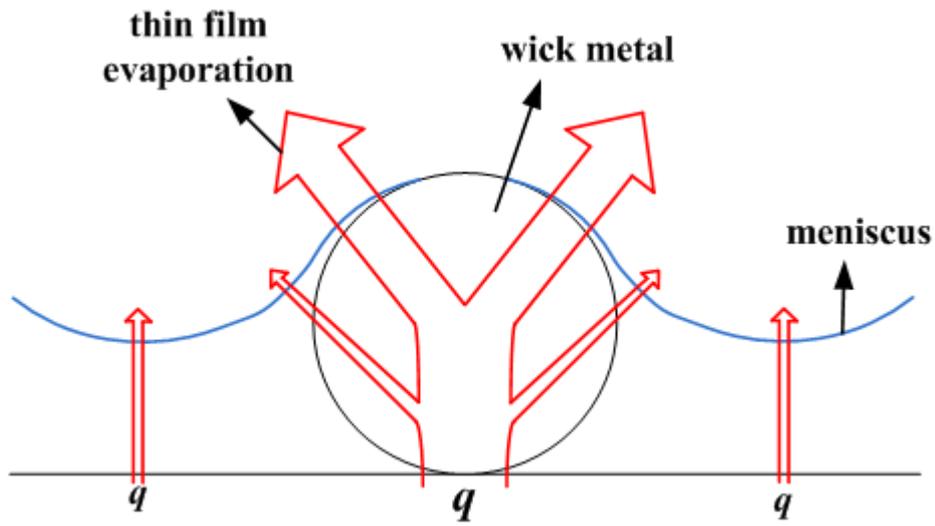
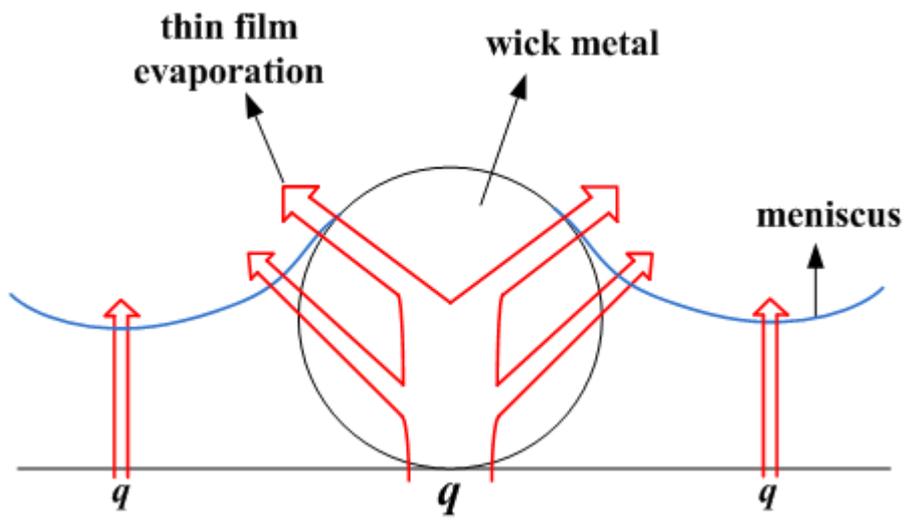


圖 4.21 100+200mesh 毛細不同工作流體之蒸發熱阻與加熱量之關係



(a) 去離子水



(b) 丙酮

圖 4.22 不同工作流體之薄膜蒸發示意圖

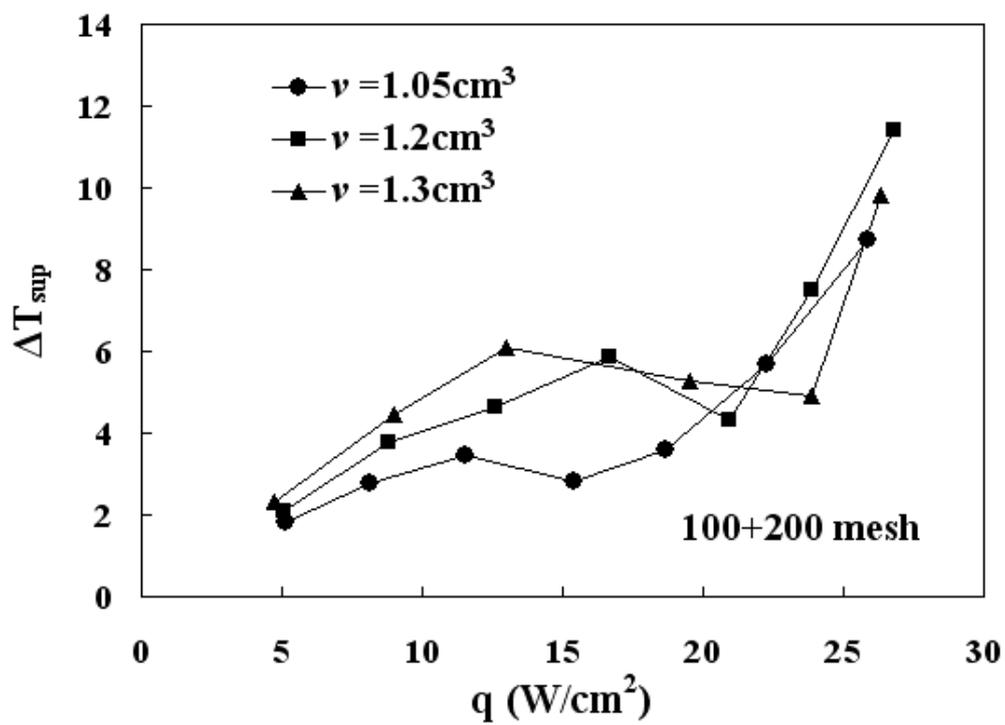


圖 4.23 100+200mesh 毛細在不同丙酮注水量及加熱量下之過熱度  
變化

## 第五章 結論

針對以水為工作流體、採用多層燒結銅網或複合式燒結銅粉毛細結構之平板熱管所完成之可視化觀察及蒸發熱阻量測，本研究獲得下列結論：

1. 燒結多層銅網與燒結銅粉搭配水之蒸發熱傳機制主要藉由表面蒸發；當熱通量超過  $100\text{W}/\text{cm}^2$  時，仍無核沸騰發生。
2. 水膜會隨熱通量增加而下退，並在毛細間形成皺曲半月液面，在部分乾化發生之前，蒸發熱阻隨熱通量增加而逐漸降低至一最小值。此後，隨熱通量持續增加，蒸發區遠端會開始發生部分乾化，並逐漸擴大至蒸發區，蒸發熱阻也隨之上升。
3. 當液面退至毛細底層間，並在毛細間維持極薄的水膜時，蒸發熱阻會達到最小值。
4. 當毛細底層為較細的銅網或含有細銅粉時，其最小蒸發熱阻值可較低。
5. 燒結銅粉之流阻較大，回水能力較差，因此需增加毛細厚度或注水量以改善其最小蒸發熱阻值與加熱通量上限。
6. 文獻中燒結銅網與銅粉搭配水之熱管或熱虹吸腔之蒸發熱阻隨熱通量增加而降低之現象，乃因為水膜變薄且蒸發面積增加所致，並非如傳統所認定為核沸騰所造成。

本研究亦針對具較小表面張力及蒸發潛熱之丙酮為工作流體、採用雙層燒結銅網毛細結構之平板熱管做測試，根據所完成之可視化觀察及蒸發熱阻量測，獲得下列結論：

1. 以丙酮為工作流體比水具有更大的蒸發熱阻與更低的熱通量上限。
2. 當加熱通量約為  $8\text{W}/\text{cm}^2$  起，局部蒸發區開始出現微弱核沸騰，隨熱通量增加，核沸騰發生區域漸向下游移動，但此核沸騰現象似未改善蒸發熱阻值。
3. 含丙酮之毛細蒸發器在加熱通量約為  $15\text{W}/\text{cm}^2$  時，在蒸發區上游端發生部份乾化，此時，冷凝區仍累積了許多丙酮液體，未能被較弱的毛細力吸回蒸發區。
4. 丙酮搭配燒結銅網毛細時的熱管操作極限仍屬毛細極限。
5. 丙酮呈現的蒸發熱阻值遠大於水的可能原因主要是丙酮之較低表面張力，造成其半月膜與毛細金屬壁界面處之薄膜蒸發區面積較小，無法有效率地帶走熱量。

## 參考文獻

- [1] 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.
- [2] 趙淇, "含金屬毛細結構之平板熱管蒸發熱阻之研究", 國立清華大學動力機械工程學系碩士論文, 2007
- [3] 張家瑋, "操作之平板熱管中燒結毛細蒸發區之可視化觀察與量測", 國立清華大學動力機械工程學系碩士論文, 2008
- [4] A. Faghri, *Heat Pipe Science and Technology*, Taylor & Francis, 1995.
- [5] 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.
- [6] 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.
- [7] Y. Wang, G.P. Peterson, Investigation of a novel flat heat pipe, *ASME J. Heat Transfer* 127 (2005) 165-170.
- [8] D. Khrustalev, A. Faghri, Thermal characteristics of conventional and flat miniature axially grooved heat pipes, *ASME J. Heat Transfer* 117 (1995) 1048-1054.
- [9] L. Lin, R. Ponnappan, J. Leland, High performance miniature heat pipe, *Int. J. Heat Mass Transfer* 45 (2002) 3131-3142.

- [10] M. Mochizuki, T. Nguyen, Y. Saito, Y. Horiuchi, K. Mashiko, T. Sataphan, and Y. Kawahara, Latest vapor chamber technology for computer, The 8<sup>th</sup> International Heat Pipe Symposium, September 2006, Japan.
- [11] T.W. Davis, S.V. Garimella, Thermal resistance measurement across a wick structure using a novel thermosyphon test chamber, *Experimental Heat Transfer* 21 (2008) 143-154.
- [12] 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, Issue 12, 121501(2008) .
- [13] K. Grubb, CFD modeling of a Therma-Base<sup>TM</sup> heat sink, The 8<sup>th</sup> International FLOTHERM User Conference, 1999.
- [14] M. Potash, P.C. Wayner, Evaporation from a two-dimensional extended meniscus, *Int. J. Heat Mass Transfer* 15 (1972) 1851-1863.
- [15] F.W. Holm, S.P. Goplen, Heat transfer in meniscus thin-film transition region, *ASME J. Heat Transfer* 101 (1979) 543-547.
- [16] C. Hohmann, P. Stephan, Microscale temperature measurement at an evaporation liquid meniscus, *Experimental Thermal Fluid Sci.* 26 (2002) 157-162.
- [17] 潘欽, “沸騰熱傳與雙相流”, 國立編譯館, 2001.
- [18] S.G. Bankoff, Ebullition from solid surface in the absence of a pre-existing gaseous phase, *ASME J. Heat Transfer* 79 (1957) 735-740.
- [19] A.F. Mills, *Heat Transfer*, Irwin, Inc., 1992, p. 22.

- [20] S.W. Chi, *Heat Pipe Theory and Practice*, McGraw-Hill, 1976.
- [21] S. Lips, F Lefèvre, J Bonjour, Nucleate boiling in a flat grooved heat pipe, *Int. J. Thermal Sci.* 48 (2008) 1273-1278.
- [22] S.G. Jeung, 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.

