

國立交通大學
機械工程學系
碩士論文

礦物油在水平矩形管道內的層流熱傳實驗

Experimental study of laminar heat transfer with
mineral oil in horizontal rectangular ducts



研究生：吳岳璋

指導教授：盧定昶 博士

中華民國九十四年七月

礦物油在水平矩形管道內的層流熱傳實驗
**Experimental study of laminar heat transfer with mineral oil
in horizontal rectangular ducts**

研究生：吳岳璋

Student：Yueh-Chang Wu

指導教授：盧定昶

Advisor：Ding-Chong Lu

國立交通大學

機械工程學系

碩士論文



Submitted to Institute of Mechanical Engineering

College of Engineering

National Chiao Tung University

in partial Fulfillment of the Requirements

For the Degree of

Master of Science

in

Mechanical Engineering

July 2005

Hsinchu, Taiwan, Republic of China

中華民國九十四年七月

致謝

本論文得以順利完成，首先感謝指導教授盧定昶博士在這兩年時間來對學生的諄諄教誨，不僅課業上的解惑，對於待人處事、生活週遭等方面給予許多良好的建議。另外感謝工研院能資所副所長徐瑞鐘博士以及楊文美副教授在論文上給予的指導與建議，使論文內容更加完整。

感謝余致廣學長、褚偉建學長在實驗上給予許多建議與規劃，在困難時給予莫大的幫助。感謝中油的謝榮德先生贈與石蠟油，感謝吉利玻璃製造所張先生對本實驗設備的建立與實務經驗指點。感謝顏家宏學長和許家棟學長在實驗期間的鼓勵，感謝實驗室同窗聖良、中彥和智敏兩年來的一起運動、讀書或埋首於實驗中互相扶持的日子，也感謝學弟克敏和淵元生活上的幫忙。

感謝交大棒球隊的黃杉楹教練，在球技上與為人處事給予我莫大的啟示，還有球隊的夥伴們，一起同甘共苦的日子使我的生活更加豐富。

感謝我的家人讓我沒有煩惱地求學，給予我最大的支持與付出。感謝 Tracy 家庭的照顧與支持，因為有你們使我的視野更加寬廣。感謝所有曾經關心我幫助我鼓勵我的人，僅以此論文獻給你們。

吳岳璋 謹誌於新竹交大

礦物油在水平矩形管道內的層流熱傳實驗

研究生：吳岳璋

指導教授：盧定昶

國立交通大學機械工程研究所

摘要

本論文為分析二平行排列之寬高比 2：1 水平矩形管道內的層流熱傳特性。工作流體為石蠟油 70。單一矩形管道的長度為 250 公分，剖面寬為 1 公分，剖面高為 0.5 公分，水力直徑為 0.67 公分。每一流道體積流率為每分鐘 0.12 至 0.9 公升，雷諾數的範圍為 12 至 75，控制入口溫度恆為 21°C，溫度測試範圍為 21°C 至 55°C。實驗研究上板加熱、下板加熱與上下板同時加熱三種不同的熱邊界條件，以求得沿流道軸向方向的局部紐賽數和流道的壓力差降。矩形流道內加熱面與未加熱面之間因為黏度差異產生軸向的速度變形，另外還有自然對流效應，可達到增強熱傳的效果。在固定加熱量及質量流率下，下板加熱的熱傳係數較上板加熱的熱傳係數佳。在固定加熱量下，隨質量流率增加，上板加熱之完全發展紐賽數增加幅度最明顯。在固定質量流率下，隨加熱量增加，上板加熱、下板加熱或上下板同時加熱紐賽數增加的幅度皆不明顯。

Experimental study of laminar heat transfer with mineral oil in horizontal rectangular ducts

Student : Yueh-Chang Wu

Advisor : Ding-Chong Lu

Department of Mechanical Engineering

National Chiao Tung University

Abstract

This is an experimental study of laminar heat transfer in two aspect ratio 2:1 rectangular ducts. The long of this test section is 250 centimeter; width of each channel is 1 centimeter; the height is 0.5 centimeter; and the hydraulic diameter is 0.67 centimeter. Volume flow rate of each channel is 0.12~0.9 liter per minute. The range of Reynolds number is 12 to 75.

Set the inlet temperature at constant 21°C. The testing range of temperature is at 21°C to 55°C. Test fluid adopts mineral oil - Paraffinic base oil 70, whose viscosity varies with temperature greatly. Study is under three different heat flux and three different thermal boundary conditions: upper wall heated, lower wall heated, both walls heated to obtain the local Nusselt number along axial direction of the channel and pressure drop value. When the velocity distortion and nature convection are induced between heated surface and unheated surface in the channel, they could both enhance heat transfer.

In a constant heat flux and mass flow rate, the heat transfer coefficient of the lower wall heated is greater than the upper wall heated. Under a constant heat flux, the increasing range of the fully developed Nusselt number of upper wall heated is most considerable while the mass flow rate increases. And under a constant mass flow rate, the increasing ranges of the Nusselt number of three thermal boundary conditions are all unobvious.

目 錄

中文摘要	I
英文摘要	II
目錄	III
表目錄	V
圖目錄	VI
符號說明	VIII
第一章	緒論	1
1.1	研究動機.....	1
1.2	牛頓流體與非牛頓流體簡介.....	2
1.3	文獻回顧.....	3
1.3.1	圓管.....	4
1.3.2	雙平行板與矩形管.....	5
1.3.3	流體黏度隨溫度變化在矩形管內的熱傳機制.....	8
1.4	實驗目的.....	9
第二章	實驗設備與方法	16
2.1	工作流體介紹.....	16
2.2	實驗規劃.....	17
2.3	實驗設備.....	19
2.4	實驗量測儀器.....	22
2.5	實驗步驟.....	24
2.6	實驗原理.....	25
2.6.1	熱傳係數.....	25

2.6.2	摩擦因子.....	28
2.7	理論分析.....	30
第三章	實驗結果與討論.....	42
3.1	實驗條件.....	42
3.2	實驗結果驗證假設.....	43
3.3	實驗數據整理.....	44
3.3.1	熱傳結果.....	44
3.3.2	壓降結果.....	53
3.4	實驗結果與討論.....	54
3.5	與參考文獻討論.....	58
3.5.1	與 Xie 和 Hartnett 【9】 比較討論.....	58
3.5.2	與 Shin 等人 【11】 比較討論.....	60
第四章	結論	83
參考文獻	85
附錄 A	不準度分析	88

表 目 錄

表 2-1	中殼公司基礎油代表性檢驗結果.....	33
表 2-2	石蠟油 70、水和礦物油【9】在溫度 20 °C 與 55 °C 時之物理性質 比較.....	33
表 2-3	公式 (2.14) 中的 a, b 值 (Kozicki 【16】)	34
表 3-1	實驗參數之最大不準度.....	61
表 3-2	純水、乙烯乙二醇和礦物油的物理性質比較 (Shin 等人【11】)	62



圖 目 錄

圖 1-1	流體元素的變形.....	11
圖 1-2	各式流體剪應力與變形率的關係.....	12
圖 1-3	各式流體視黏滯係數與變形率的關係.....	12
圖 1-4	礦物油在邊界條件為上板加熱的速度場，進口位置 $Z=0.0025、0.005、0.01$ 和 0.03 (Chou 和 Tung 【10】).....	13
圖 1-5	礦物油在邊界條件為下板加熱的速度場，進口位置 $Z=0.0025、0.005、0.01$ 和 0.03 (Chou 和 Tung 【10】).....	14
圖 1-6	礦物油在邊界條件為上板加熱，隨進口位置 Z 增加的三種特性分佈： (a)溫度場 (b)黏度變化 (c)速度場 (Shin 【11】).....	15
圖 2-1	石蠟油 70 密度與溫度的關係圖.....	35
圖 2-2	石蠟油 70 比熱與溫度的關係圖.....	35
圖 2-3	石蠟油 70 熱傳導係數與溫度的關係圖.....	36
圖 2-4	石蠟油 70 黏度與溫度的關係圖.....	36
圖 2-5	石蠟油在不同溫度下剪應力與剪切率的關係.....	37
圖 2-6	石蠟油在不同溫度下黏度與剪切率的關係.....	37
圖 2-7	石蠟油與 Xie 和 Hartnett【9】礦物油的黏度比較.....	38
圖 2-8	實驗流程圖.....	39
圖 2-9	測試段示意圖.....	40
圖 2-10	測試段剖面圖.....	40
圖 2-11	整流段側視圖.....	41
圖 2-12	混合段(1)測試圖.....	41
圖 2-13	混合段(2)測試圖.....	41
圖 3-1	單板加熱壁面溫度與流體溫度隨軸向位置的關係圖.....	63
圖 3-2	上下板同時加熱壁面溫度與流體溫度隨軸向位置的關係圖.....	64
圖 3-3	上板加熱 100W 在層流狀態下局部紐塞數與 $1/Gz$ 的關係圖.....	65
圖 3-4	上板加熱 150W 在層流狀態下局部紐塞數與 $1/Gz$ 的關係圖.....	66

圖 3-5	上板加熱 200W 在層流狀態下局部紐塞數與 $1/Gz$ 的關係圖……	67
圖 3-6	固定質量流率在不同加熱瓦數局部紐塞數與 $1/Gz$ 的關係圖 (流量較低, 上板加熱) ……………	68
圖 3-7	固定質量流率在不同加熱瓦數局部紐塞數與 $1/Gz$ 的關係圖 (流量較高, 上板加熱) ……………	69
圖 3-8	下板加熱 100W 在層流狀態下局部紐塞數與 $1/Gz$ 的關係圖……	70
圖 3-9	下板加熱 150W 在層流狀態下局部紐塞數與 $1/Gz$ 的關係圖……	71
圖 3-10	下板加熱 200W 在層流狀態下局部紐塞數與 $1/Gz$ 的關係圖……	72
圖 3-11	固定質量流率在不同加熱瓦數局部紐塞數與 $1/Gz$ 的關係圖 (流量較低, 下板加熱) ……………	73
圖 3-12	固定質量流率在不同加熱瓦數局部紐塞數與 $1/Gz$ 的關係圖 (流量較高, 下板加熱) ……………	74
圖 3-13	上下板同時加熱各 50W 在層流狀態下局部平均紐塞數與 $1/Gz$ 的 關係圖……………	75
圖 3-14	上下板同時加熱各 100W 在層流狀態下局部平均紐塞數與 $1/Gz$ 的關係圖……………	76
圖 3-15	固定質量流率在不同加熱瓦數局部紐塞數與 $1/Gz$ 的關係圖 (流量較低, 上下板同時加熱) ……………	77
圖 3-16	固定質量流率在不同加熱瓦數局部紐塞數與 $1/Gz$ 的關係圖 (流量較高, 上下板同時加熱) ……………	78
圖 3-17	石蠟油 70 壓力差降值與雷諾數的關係圖……………	79
圖 3-18	石蠟油 Fanning 摩擦因子與雷諾數的關係圖……………	80
圖 3-19	礦物油在三種加熱條件且最低流量下的實驗數據比較 (Xie 和 Hartnett 【9】) ……………	81
圖 3-20	比較純水、乙烯乙二醇和礦物油在上板加熱下的熱傳結果 (Shin 等人 【11】)……………	82

符 號 說 明

C_p	specific heat	$J \cdot kg^{-1} \cdot K^{-1}$
D_h	hydraulic diameter	M
f	Darcy friction factor	
f_F	Fanning friction factor	
Gr^*	Grashof number	$g \beta \theta_c D_h^3 / \nu^2$
Gz	Graetz number	$\dot{m} C_p / kx$
h_x	local heat transfer coefficient	$Wm^{-2}K^{-1}$
k	thermal conductivity	$Wm^{-1}K^{-1}$
K	consistency index	
L	length of the test section	M
\dot{m}	mass flow rate	$kg \cdot s^{-1}$
n	power law index	
n'	index in equation(1.4)	
Nu_x	local Nusselt number	$h_x \cdot x / k$
$\overline{Nu_x}$	mean value of local Nusselt number	
Pe	Peclet number	VL / α
Pr	Prandtl number	ν / α
Q_{total}	total heat generation	W
Q_{loss}	heat loss	W
Q_{main}	sensible heat	W
q_x	heat flux per unit heating area	Wm^{-2}
Ra^*	Rayleigh number	$Gr^* \cdot Pr$
Re	Reynolds number	$\rho V D_h / \eta$

Re^*	Kozicki generalized Reynolds number	$1.029Re$
T_b	fluid bulk temperature	$^{\circ}C$
T_c	characteristic temperature, equal to T_b	$^{\circ}C$
T_w	wall temperature	$^{\circ}C$
T_x	axial fluid temperature	$^{\circ}C$
V	axial fluid velocity	ms^{-1}
W	wide of the heated wall	M
x	axial direction	

希臘符號

α	thermal diffusivity	m^2s^{-1}
β	volumetric coefficient of thermal expansion	K^{-1}
θ_c	characteristic temperature in Gr^* number	$q_x D_h / k$
ρ	fluid density	kgm^{-3}
η	apparent viscosity	$cp(10^{-3}Nsm^{-2})$
τ	shear stress	Nm^{-2}
μ	absolute viscosity, equal to η for Newtonian fluid	$cp(10^{-3}Nsm^{-2})$
ν	kinetic viscosity, μ / ρ	$cSt(10^{-6}m^2s^{-1})$

下標

b	bulk
cp	constant property
l	lower
u	upper
w	wall
x	local axial position

第一章 緒論

1.1 研究動機

近年工業生產技術突飛猛進，比如在汽車、化工或冷凍空調等，許多精密零件微小化、模組化，元件的密度愈來愈高，每單位面積內產生的熱量也直線上升，因此散熱技術一直是一個重要的問題。散熱分為主動式散熱和被動式散熱，其中許多被動式的散熱技術陸續被提出，包括散熱鰭片的運用、微熱管的發展、改變管道幾何形狀等來增強熱傳，而應用或改變流體本身的熱物理特性，也是熱傳增強的一種方法。

對於大部分高普朗特數(Prandtl number)的流體，其比熱、熱傳導係數、密度等物理性質幾乎不隨溫度變化，但黏度隨溫度變化卻相當的顯著，因此利用溫度影響黏度變化的流體特性，可以產生熱傳增進的效果。

利用矩形管道上板與下板分別加熱的特性，牛頓流體在矩形管道內的熱傳機制除了軸向的速度變形之外，還有浮力效應。靠近加熱面黏度較稀的情況下，使得靠近加熱面的流場速度變快，因此軸向的速度梯度變形造成熱傳增進。加上在下板加熱的情況下，流體受熱更產生自然對流的浮力效應。

矩形管隨寬高比不同，熱傳增進的效果也不同。寬高比愈小(細

高)，軸向速度扭曲的空間較大，在上下板同樣黏性比下熱傳效果較好；寬高比愈大(扁平)，熱傳增進愈差。然而在同樣黏性比下，寬高比愈小的矩形管其管內壓力降所導致的阻力愈大。因此對於黏度隨溫度變化的牛頓流體，必須在熱傳率與克服壓力差的消耗功率上取得平衡點。

綜合以上相關研究，本論文採用之牛頓流體為石蠟基礎油-石蠟油 70，屬於礦物油的一種，進行在扁平矩形管道內熱流分析，在不同加熱量之下，以及上板加熱、下板加熱、上下板同時加熱三種熱邊界條件下研究層流熱傳效應。本實驗之研究成果可實際應用於各式的熱交換器，比如汽車之油冷散熱系統，以達到最佳的散熱效果。



1.2 牛頓流體與非牛頓流體簡介

將流體定義為剪應力作用下，能夠連續地變形的物質。圖(1-1)為流體元素受到剪應力的作用時，從時間 t 到時間 $t + \delta t$ 流體元素的變化情形。對一維流動而言，剪應力與變形率有此經驗公式：

$$\tau_{yx} = K \left(\frac{du}{dy} \right)^n \quad (1.1)$$

其中指數 n 為流體的行為指標(power law index)， K 為黏度指標(consistency index)。

$$\tau_{yx} = K \left| \frac{du}{dy} \right|^{n-1} \cdot \frac{du}{dy} = \eta \frac{du}{dy} \quad (1.2)$$

其中定義視黏滯係數(apparent viscosity)

$$\eta = K \left| \frac{du}{dy} \right|^{n-1} \quad (1.3)$$

對牛頓流體而言， $n=1$ 且 $K=\mu$

牛頓與非牛頓流體的差別可由圖(1-2)和圖(1-3)得知。其中非牛頓流體包括：

1. 剪滯流體(shear thickening)

視黏度(apparent viscosity)隨著剪應力增加而增加。

2. 剪稀流體(shear thinning)

視黏度(apparent viscosity)隨著剪應力增加而遞減。

3. 賓罕塑性流體(Bingham plastic)

需要超過一定的降伏應力(yield stress)時，剪應力與速度梯度之間才會呈現線性關係。

1.3 文獻回顧

由於黏度隨溫度變化的特性，許多學者針對這類型的牛頓流體，從事熱傳分析的研究，流道之幾何形狀可以分類為早期的圓管

(1936~1978)，而後出現雙平行板(1968)，以及後期的矩形管(1970~1992)。下式(1.4)被廣泛用來說明黏度隨溫度變化的經驗式子：紐賽數與常性質紐賽數比值，可以用流體溫度與壁面溫度比值的指數關係 n' 來修正(Sieder 和 Tate【1】)。

$$Nu/Nu_{cp} = (\eta_b/\eta_w)^{n'} \quad (1.4)$$

其中 Nu_{cp} 為常性質下的紐賽數

η_b 為流體黏度， η_w 為壁面黏度

1.3.1 圓管

1936 年 Sieder 和 Tate【1】實驗研究圓管中三種不同黏度的油，在等熱通量下加熱狀態與冷卻狀態的熱傳效果及壓力差降。研究指出加熱狀態與冷卻狀態的實驗結果一致，其 $n' = 0.14$ 。

1962 年 Yang【2】針對圓管做數值分析，模擬流體黏度隨溫度變化，研究等壁面溫度和等熱通量兩種邊界條件之下，黏度變化對在發展區及已完全發展區的熱傳增進影響。結果指出在等熱通量下的熱傳增進效果比等壁面溫度下較佳，其 $n' = 0.11$ 。

陸續學者改變不同的工作流體，探討在圓管中的熱傳效果。1969 年 Shannon 和 Depew【3】工作流體採用乙烯乙二醇(ethylene glycol)，數值與實驗在等熱通量之下層流熱傳情形。研究結果指出在發展區其 $n' = 0.3$ ，在已完全發展區其 $n' = 0.14$ 。1973 年 Oskay

和 Kakac 【4】 工作流體採用礦物油，邊界條件是在等熱通量，研究結果指出 $n' = 0.152$ 。1968 年 Test 【5】 工作流體採用 SAE60 的潤滑機油，在長度 10 英尺的圓形管道，水力直徑為 2.067 英寸，研究在等壁面溫度之下的層流熱傳情形，研究結果其 $n' = 0.05$ ，且指出黏度變化導致速度分佈的改變。

1.3.2 雙平行板與矩形管

1968 年 Lyutikas 和 Zhukauskas【6】數值研究上下平坦的管道，兩板相距 15 公分，工作流體採用甘油(Glycerin)，利用黏度隨溫度變化的影響，分析研究在熱發展中的層流熱傳。模擬分析結果比黏度不隨溫度變化所計算的紐賽數高出 80%。

1970 年 Hwang 和 Hong 【7】開始針對矩形管進行熱傳分析。其測試段利用方形流道，橫截面為 5/4 英寸×5/4 英寸，長度為 150 公分的無縫銅管，工作流體採用乙烯乙二醇(ethylene glycol)，與水配置不同濃度的溶液來觀察黏度變化的重要性。數值分析與實驗同時進行，結果發現在等壁溫的邊界條件之下，特別發現高黏度流體其數值與實驗結果較符合。研究結果發現其流體的紐賽數比起常性質流體能提升 15 到 20%。

1973 年 Bulter 和 Mckee 【8】在被加熱的矩形流道中，黏度隨溫

度變化的流體在流道內達到完全發展流時，研究分析出速度分佈的正確解。熱邊界條件為上板加熱且等熱通量，深寬比分別為 0.5、5 和 10。雖然研究並未指出任何熱傳增強的結果，但是他們發現一個相當的重要的現象，黏度隨溫度的變化造成速度分佈的不平衡，最大速度的位置從流道中心往加熱板移動，也就是在加熱面與未加熱面之間有不同的壁面應力，因此容易產生內部流體的旋轉。並且指出在較低雷諾數的情況下，如此速度分佈的不平衡容易造成流體不穩定。

1992 年 Xie 和 Hartnett 【9】以礦物油(mineral oil)為工作流體，在寬 1.8 公分×深 0.9 公分的矩形流道中進行實驗，長度為 640 公分，在三種熱邊界條件下研究熱傳效果：(1)上板加熱；(2)下板加熱；(3)上下板加熱。利用黏度隨溫度變化的特性，結果發現上板加熱時的紐賽數高於純水達 30 到 40%。

1995 年 Chou 和 Tung 【10】針對 Xie 和 Hartnett 【9】的實驗數據來數值探討熱傳機制。(1)上板加熱，如圖(1-4)所示，由於黏度靠近壁面較低，變形的軸向速度分佈往上加熱板移動，因此造成二次流動。而熱傳增強主要是因為變形的速度分佈所影響，從圖中卻觀察不出明顯的二次流現象，所以變形的速度分佈造成二次流動對熱傳增強的效果相對比較小。(2)下板加熱，如圖(1-5)所示，靠近加熱面變形的速度分佈和浮力效應引成二次流動。在進口區域，較前段軸向速度

分佈引起之二次流動，其熱傳增強效果較浮力引起之二次流動來的顯著；反之，較後段浮力效應引起之二次流動，其熱傳增強效果較軸向速度分佈引起之二次流動較為顯著。(3)上下板同時加熱，在接近完全發展區浮力效應引起之二次流動的熱傳增強效果，比軸向速度變形引起之二次流動大了 20 倍。

1993 年 Shin 等人【11】數值研究黏度隨溫度之牛頓流體在寬高比 2 比 1 矩形管道內的層流熱傳效應。Shin 等人描述黏度隨溫度成指數關係變化，如式(1.5)和(1.6)所示。其分析研究指出熱傳增強效果主要依據黏度變化參數 ζ ，黏度變化參數 ζ 越大，熱傳增強效果越好。在上板加熱的情況下，Shin 等學者數值分析與 Xie 和 Hartnett【9】黏度變化相似之礦物油，如圖(1-7)所示。結果其局部紐賽數比常數性質的流體高出 70 到 80%，比純水高出 40 到 50%。

$$\eta = C_1 10^{(\zeta \cdot T)} \quad (1.5)$$

$$T = \frac{(\bar{T} - \overline{T_{inlet}})}{(q'' D_h / k)} \quad (1.6)$$

其中 η 為視黏度；等溫度邊界條件下， $C_1=1$

ζ 為黏度變化參數； $\overline{T_{inlet}}$ 為進口溫度； q'' 為熱通量

D_h 為水力直徑； k 為熱傳導係數

1998 年 Chang 和 Chou 【12】 在寬高比 2 比 1 其數值研究指出，在上板加熱的情況下，對於牛頓流體(純水)紐賽數隨著軸向方向遞減，最終趨於一漸近線。對於上下板同時加熱的情形，紐賽數一開始遞減；而後由於浮力效應引起之二次流動，紐賽數遞增。

1.3.3 流體黏度隨溫度變化在矩形管內的熱傳機制

1. 強制對流

當上板加熱時，流體流過流道受到溫差影響，導致黏度變化。此黏度的變化造成最大速度位置從管道中央往上板加熱面移動，因此在加熱面與未加熱面之間產生了不平衡的應力，導致管內的二次流動。當雷諾數很小時，二次流動增強熱傳。當雷利數越大時，流體溫度與壁面溫度的溫差越大，因此黏度劇烈變化，更可增強熱傳。然而普朗特數對熱傳行為並無影響，僅增加了熱發展長度。

2. 混合對流

混合對流發生在下板加熱或上下板同時加熱，此時熱傳效應同時受到黏度變化和浮力的影響。 Gr^*/Re^2 為浮力效應與慣性力的比值，當此參數越大，熱傳主要受到浮力效應影響；當此參數越小，熱傳主要受到慣性力的影響。

1.4 實驗目的

1936 至 1978 年針對牛頓流體在圓管內的熱傳增進效果，有相當多的研究。但是往後的幾年，越來越多的研究著重在矩形管道，因為矩形管道比起圓形管道有較高的熱傳增強效果。且 Preiningerova 和 Allen【13】數值研究熱通量和質量流率兩個參數，指出在相同的質量流率之下，愈大的熱通量有愈大的紐賽數。

本論文是為了了解黏性流體對於熱傳的增加與壓力降的關係，以及黏性流體因黏度變化所產生之二次流與浮力所產生之二次流所增加熱傳效應互相是否有相輔相成的效應，或是相互抵銷的關係。本論文中設計了一個實驗，第一項工作為取得一種牛頓流體-礦物油當作工作流體，用黏度測試儀器量測黏度；第二項工作為設計雙排矩形管道，上下板可均勻加熱，加熱邊界條件包括上板加熱、下板加熱或上下板同時加熱。分析在低雷諾數下的局部紐塞數與壓力差降。在此實驗中控制變因有矩形管道的幾何尺寸、進口溫度；操縱變因有體積流量、上下板不同加熱量；量測數據有矩形管道間工作流體的溫度分佈、管道差壓值、出口溫度等。

Xie 和 Hartnett【9】使用在 30 °C 時黏度為 23.8 cp 的礦物油在矩形管道中，提出其熱傳係數比純水高出 30 到 40%。本實驗採用類似礦物油在 30 °C 時黏度為 18.4 cp，其黏度則略稀於 Xie 和 Hartnett

【9】之礦物油。在雙排寬高比 2 比 1 之扁平矩形管道於上板加熱、下板加熱和上下板同時加熱三種熱邊界條件且不同加熱量的情況下，探討黏度變化對層流熱傳增進的影響。



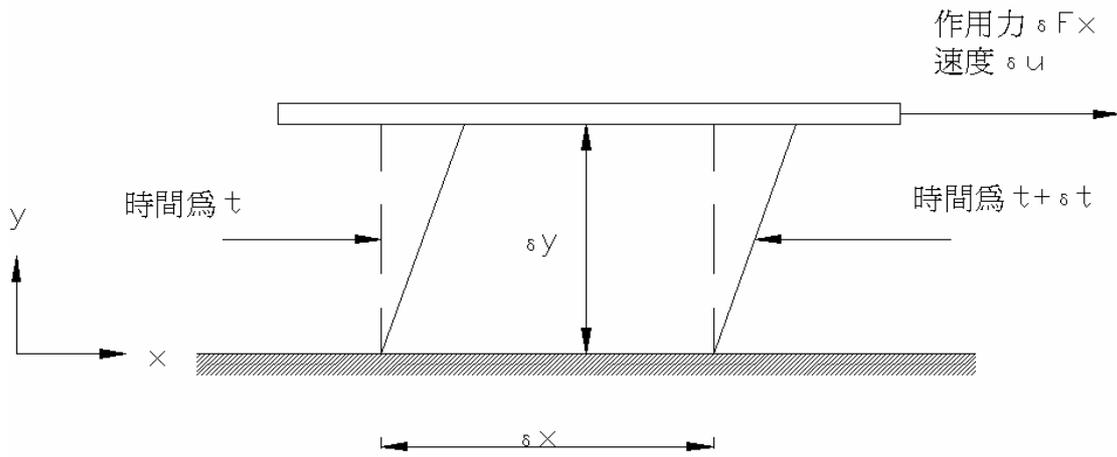


圖 1-1 流體元素的變形



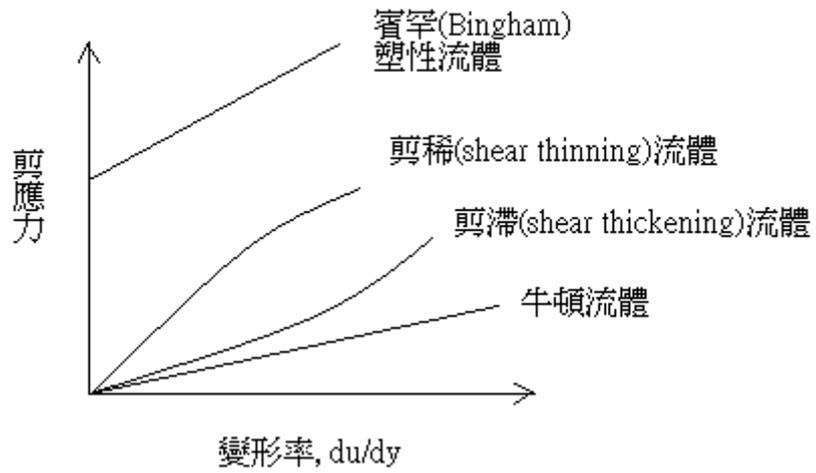


圖 1-2 各式流體剪應力與變形率的關係

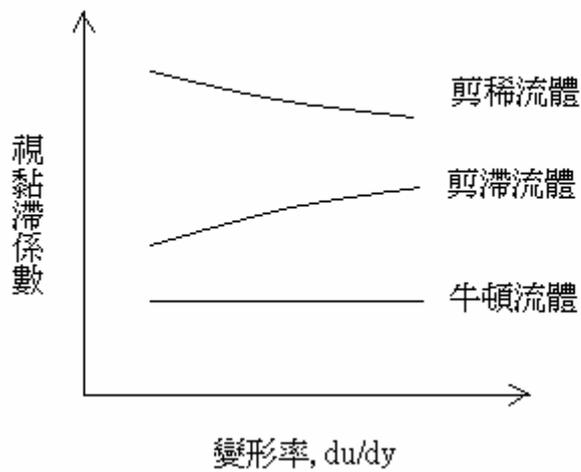


圖 1-3 各式流體視黏滯係數與變形率的關係

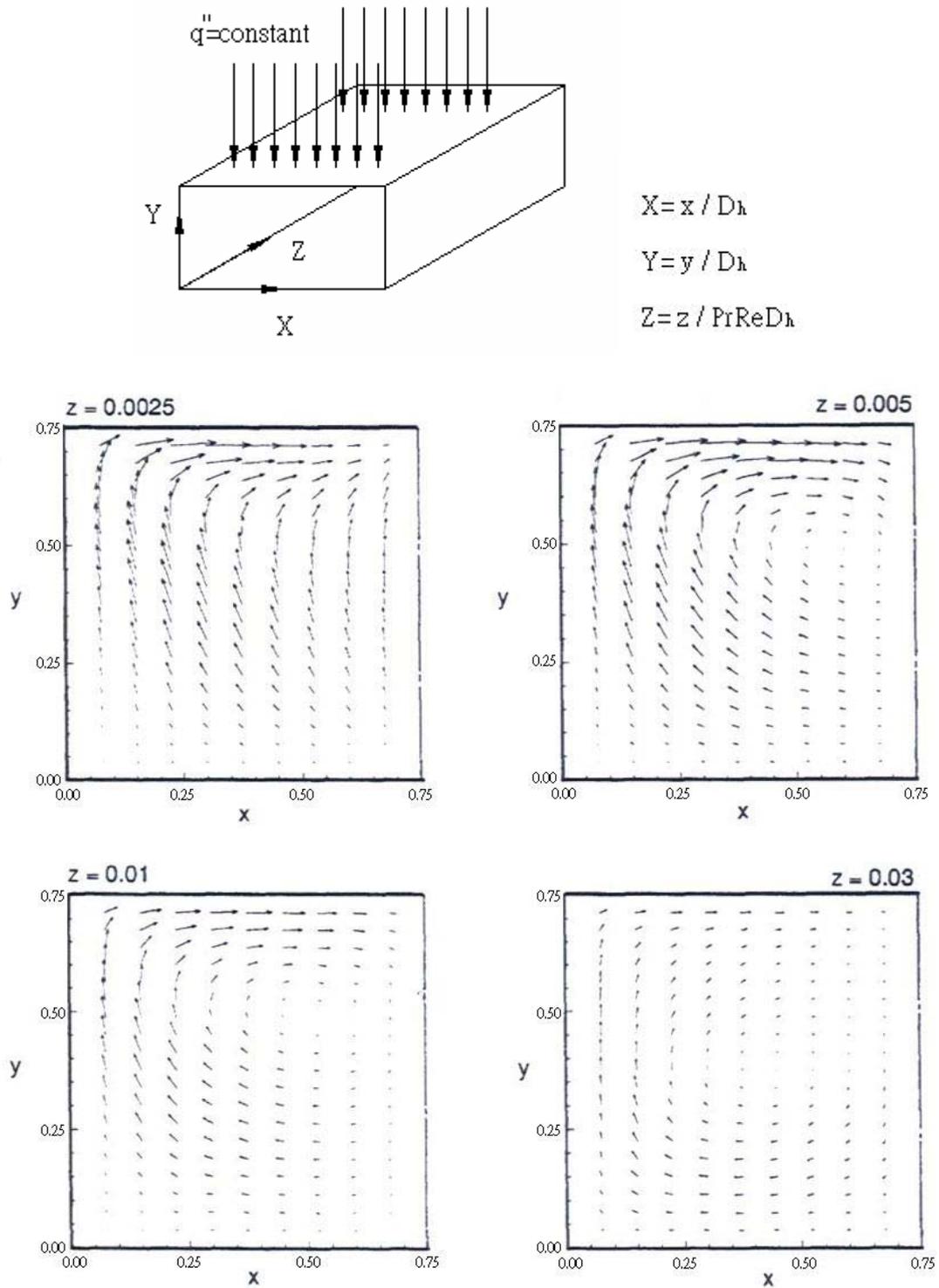
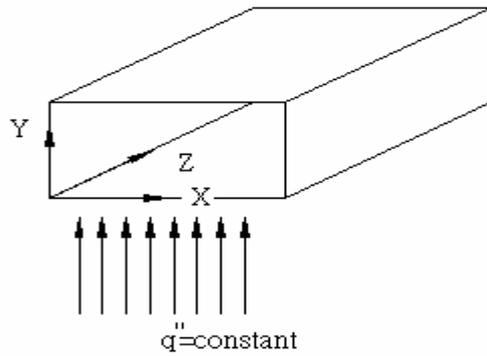


圖 1-4 礦物油在邊界條件為上板加熱的速度場，進口位置 $Z=0.0025$ 、 0.005 、 0.01 和 0.03 (Chou 和 Tung 【10】)



$$X = x / D_h$$

$$Y = y / D_h$$

$$Z = z / \text{PrRe}D_h$$

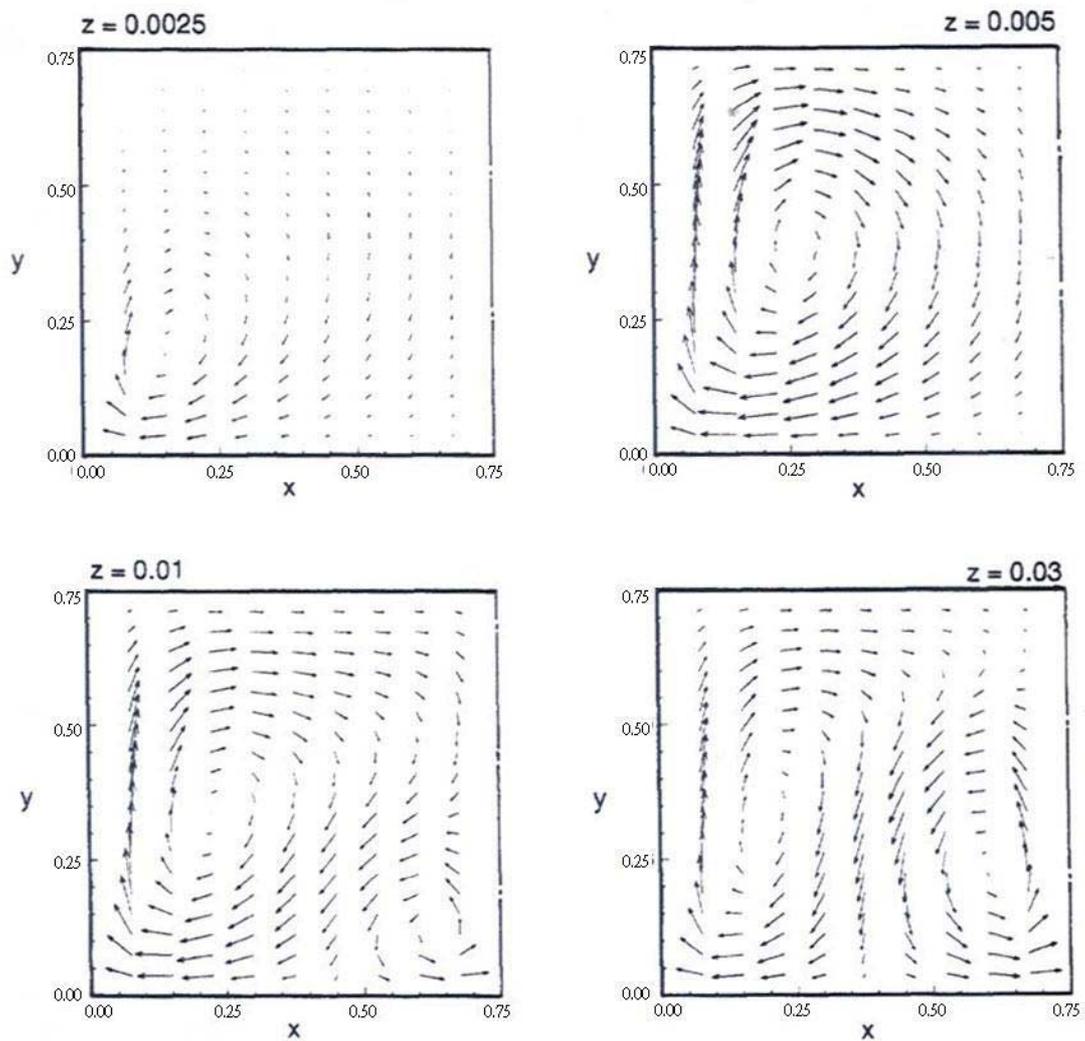


圖 1-5 礦物油在邊界條件為下板加熱的速度場，進口位置

$Z=0.0025$ 、 0.005 、 0.01 和 0.03 (Chou 和 Tung 【10】)

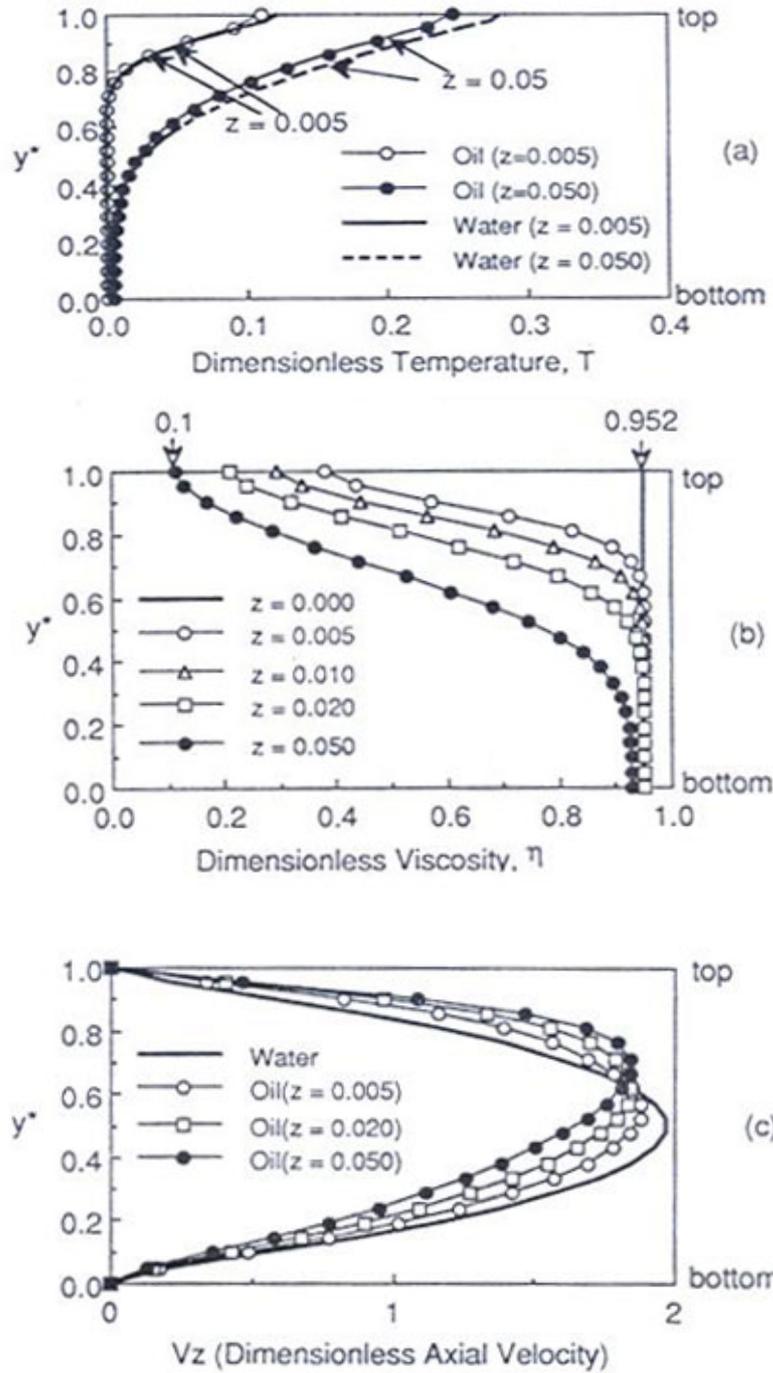
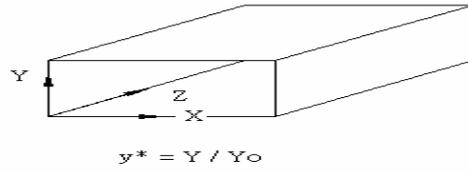


圖 1-6 礦物油在邊界條件為上板加熱，隨進口位置 Z 增加的三種特性分佈 (a) 溫度場 (b) 黏度變化 (c) 速度場 (Shin【11】)

第二章 實驗設備與方法

2.1 工作流體介紹

潤滑油除了有良好的潤滑能力之外，其最重要功能為冷卻能力。潤滑油散熱效果主要是由基礎油發揮的功能，其散熱效果除了與基礎油本身的比熱有關之外，還需考慮黏度，供油量的大小及供油方式，才能達到最好的潤滑冷卻效果，以控制操作溫度在理想的範圍之內。

本實驗之工作流體採用石蠟油 70 (70 Paraffin base oil)，此為中國石油股份公司的潤滑基礎油，經過高度精練之礦物型基礎油，具有良好的穩定性。潤滑基礎油之成分，以碳氫之化合物 (Hydrocarbon Compounds) 之混合物為主，約佔 99% 以上，其餘為硫、氮、氧之化合物。



潤滑基礎油煉製過程包括：蒸餾、萃取、脫蠟、真空重蒸等諸多複雜的製作程序，因此每家公司所提煉的石蠟油 70 品質不盡然相同，黏度範圍也會有些許差異。蒸餾是使用物質沸點差異而分離；萃取製程主要目的是將不利潤滑油的成分萃取出來，保留有用的成分在油中，以提高基礎油的黏度指數及氧化穩定性，改善油料顏色及顏色穩定性，降低油料的殘碳量。石蠟基油含有蠟份，在低溫之下容易凝固而無法流動，無法使用在潤滑油領域，故需將蠟份脫除，稱之為脫蠟。真空重蒸是將混合脫蠟油利用真空分餾的方法，分別蒸出合於規

範之潤滑基礎油，包括 70P 石蠟油(70 Paraffin base oil)、輕質中性油(Light neutral base oil)、中質中性油(Medium neutral base oil)、重質中性油(Heavy neutral base oil)及 150 亮滑油(150 Bright stock base oil)等五種不同黏度等級的潤滑基礎油，用來攙配各種高性能潤滑油之原料。70P 石蠟油為五種潤滑基礎油中黏度最輕者，如表(2-1)所示。

黏度指數通常作為精煉度指標，黏度指數高表示精煉度高，油料黏度受溫度影響的變化小。高黏度指數基礎油對潤滑效果非常重要，潤滑過程中不希望因為溫度改變，而使黏度變化過大。然而本實驗採用 70P 為黏度指數最低，藉其黏度受溫度變化甚大之特性，進行熱傳分析實驗。熱力性質比較如表(2-2)所示。



2.2 實驗規劃

石蠟油黏度受溫度影響顯著，有助於熱傳增進，因此本實驗在矩形管的上下兩壁面給予不同的加熱條件，探討其熱傳效果及機制。本實驗之石蠟油 70 隨溫度變化的密度，由中國石油提供 15.6°C 下的比重 0.8628，並且參考潤滑油、脂採購指南【16】計算出隨溫度變化之密度關係圖，如圖(2-1)所示。石蠟油 70 隨溫度變化的比熱，由於中國石油煉製研究所並無此實驗數據，故採用 Xie 和 Hartnett【9】

礦物油的比熱數據，如圖(2-2)所示。石蠟油 70 隨溫度變化的熱傳導係數，參考潤滑油、脂採購指南【14】計算出隨溫度變化之熱傳導係數關係圖，如圖(2-3)所示。石蠟油 70 隨溫度變化的黏度，由 Brookfield 黏度測試儀器測得，溫度愈高黏度愈低，如圖(2-4)所示。由此圖(2-1)至圖(2-4)可以發現，石蠟油 70 的黏度隨溫度變化最為顯著，密度、熱傳導係數和比熱隨溫度變化不大。

圖(2-5)為石蠟油 70 在不同溫度下剪應力與剪切率的關係，其剪應力與剪切率呈正比關係。圖(2-6)為石蠟油 70 在不同溫度下黏度與剪切率的關係，其黏度並不隨著剪切率變化。比較圖(1-2)、圖(1-3)與圖(2-5)、圖(2-6)可以驗證本實驗之石蠟油 70 為牛頓流體。

Xie 和 Hartnett【9】使用在 30 °C 時黏度為 23.8 cp 的礦物油在矩形管道中，提出其熱傳效果比水高出 30 到 40%。本實驗採用類似礦物油，其黏度則略稀於 Xie 和 Hartnett 之礦物油，30 °C 時黏度僅為 18.4 cp，如圖(2-7)所示。

2.3 實驗設備

如圖(2-8)所示。整個實驗流程由一儲油槽，流經齒輪幫浦後將石蠟油 70 打出，流體通過一穩壓器以穩定管內壓力脈衝，進入熱交換器使工作流體預熱。流出熱交換器處有一分流裝置，關閉進入測試段閘口，流經量筒秤重得到管內的質量流率；關閉進入量筒閘口，流體則流入測試段進行實驗。進入測試段前，利用整流段使進口速度均勻化，而後流入雙條並排的扁平矩形測試管道，出口處裝置混合段以量測混合後出口溫度。再以量筒秤重得到出口質量流率，作為校正。流體流回恆溫水槽中的熱交換器降溫後流回儲油槽，形成一完整迴路。每一流道流量為每分鐘 0.12 至 0.9 公升，雷諾數範圍為 12 至 75。控制入口為 21°C，溫度測試範圍為 21°C 至 55°C 之內，避免石蠟油 70 受高溫產生化學變化而劣化。

1. 測試段 (test section)

如圖(2-9)與圖(2-10)所示。考慮石蠟油 70 在管道內的壓力差降，設計測試段為兩個平行並排的矩形流道。熱力發展長度定義如式(2.1)所示，因此設計每一流道的長度為 250 公分、剖面寬度為 1 公分、剖面高度為 0.5 公分，水力直徑為 0.67 公分。在流道上下兩面皆放置銅板，銅板上面貼覆予電加熱帶，電加熱帶長度為 244 公分。

T 型熱電偶埋置於銅板內部，量測壁面溫度，第一個量測位置為軸向距離進口處 7.5 公分處，第二個量測位置為距離進口處 15 公分處，之後每隔 30 公分取一量測點。每一流道的每個加熱面有 11 個量測點，所以兩流道上下共有 44 個量測點來量測加熱面溫度。另外在流道起中點與終點兩處配置接頭以連接差壓計，量測測試段後 100 公分已達完全發展的壓力差值。

$$\frac{L_{eh}}{D_h} \cong 0.017 Re_D Pr \quad (\text{Mills 【18】}) \quad (2.1)$$

其中 L_{eh} 代表熱力發展長度； D_h 代表水力直徑；

Re_{Dh} 代表雷諾數； Pr 代表普朗特數

2. 整流段 (calming section)

如圖(2-11)所示。水力發展長度定義如式(2.2)所示，因此設計整流段長度為 23 公分，兩條漸縮的流道使工作流體進入測試段入口處時，速度場能均勻化，並且在整流段與測試段接合處放置熱電偶來量測流體進口溫度

$T_{b, in}$ 。

$$\frac{L_{ef}}{D_h} \cong 0.05 Re_D \quad (\text{Mills 【18】}) \quad (2.2)$$

其中 L_{ef} 代表水力發展長度； D_h 代表水力直徑；

Re_{Dh} 代表雷諾數

3. 混合段 (mixing section)

如圖(2-12)所示。混合段(1)長度為 12 公分，在通道內每相距 1 公分地方放置小方塊，使流場混亂以達到溫度的混合。在其末端再接上另一新混合段(2)，長度為 20 公分，確保出口溫度更加混合，如圖(2-13) 所示。在出口處總共放置四處熱電偶來量測流體出口溫度 $T_{b, out}$ 。

4. 熱交換器 (heat exchanger)

本實驗有兩處裝置熱交換器，一為測試段進口處，一為測試段出口處，利用恆溫水槽控制環路內的流體溫度。

5. 驅動幫浦 (driving pump)

採用 Cole-Parmer 公司的齒輪幫浦(gear pump)，提供流量範圍為每分鐘 16 至 3200 毫升，最大壓力為 75 (psi)。

6. 穩壓緩衝器 (surge tank)

幫浦在往復運動時會造成流體壓力的脈動，穩壓緩衝器將自動修正本身儲氣筒內的壓力，使流體壓力與膜片、儲氣筒相對平衡，維持穩定，因此減少脈動的變化，提供穩定的輸出流量。

7. 電加熱帶 (heating tape)

上下板各使用一條電加熱帶，寬度 1 英吋，長度 8 英呎，電熱可達到 1248 瓦特之 220 伏特交流電加熱帶。

8. 功率調整器 (output controller)

裝置兩個功率調整器，分別調整上下板電加熱帶的輸出功率。

2.4 實驗量測儀器

1. 流量量測



進入整流段之前，分流進入量筒，以碼錶和電子秤量得質量流率，可換算得體積流率，幫浦輸出體積流量範圍為每分鐘 0.2 到 2 公升。每 10 秒、20 秒、30 秒、40 秒、50 秒和 60 秒量測一次，取其平均值。流出混合段之後，以同樣方法量測質量流率。在未加熱狀態下，流入測試段前和流出測試段的質量流率，僅相差 1.1%，故以流出測試段的質量流率為準。

2. 溫度量測

使用 T 型熱電偶來量測溫度：在整流段出口與測試段入口交接處埋置兩點，量測平均進口溫度 $T_{b, in}$ ；在測試段隨軸

向位置 7.5、15、45、70、95、120、145、170、195、220、245(公分)處量測流道之壁面溫度，埋置於銅板內距離壁面 1 毫米處，一維熱傳推導得壁面溫度，流道上下共 44 個點；在混合段埋置四點，如圖(2-12)與圖(2-13)，量測平均出口溫度 $T_{b, out}$ 。

3. 差壓量測

電子式差壓計使用 Foxboro 公司產品，輸出訊號 4~20 mA，誤差值為 $\pm 0.1\%$ ，量測工作流體的壓力差降值。

4. 儀器校正

(1) 恆溫水槽：利用水銀溫度計量測每一個溫度點時 ANCER 恆溫水槽的溫度，並且對照 ANCER 恆溫水槽本身熱電偶所量測的溫度。在每一個溫度點之下，水銀溫度計的溫度與 ANCER 恆溫水槽的顯示溫度相差約為 $\pm 0.1^{\circ}\text{C}$ 左右，故信任 ANCER 恆溫水槽所控制之溫度。

(2) 熱電偶：將所有點焊好的熱電偶浸泡於 ANCER 恆溫水槽中，並且連接於 Agilent 數據擷取機紀錄溫度，保留溫差範圍在 $\pm 0.1^{\circ}\text{C}$ 以內的熱電偶，超出範圍予以重新點焊，直到所有熱電偶所讀出溫度最大最小差距都在 $\pm 0.1^{\circ}\text{C}$ 以內。

2.5 實驗步驟

1. 未加熱狀態，量測壓力差降

- (1) 啟動所有儀器
- (2) 幫浦將工作流體打出，調整輸出流量旋鈕，調節流量
- (3) 設定恆溫水槽溫度，控制入口溫度，使工作流體溫度保持定值
- (4) 在一個固定的流量之下，當工作流體溫度趨於穩定，紀錄當時差壓計的讀數和質量流率
- (5) 改變流量，當工作流體溫度達到穩態，紀錄當時差壓計的讀數和質量流率



2. 加熱狀態，量測壓力差降與流體溫度

- (1) 啟動所有儀器
- (2) 幫浦將工作流體打出，調整輸出流量旋鈕，調節流量
- (3) 設定恆溫水槽溫度，控制入口溫度，使工作流體溫度保持定值
- (4) 開啟功率調整器，調整輸出功率
- (5) 固定流量、加熱量後，當溫度趨於穩定，紀錄差壓計讀數和熱電偶溫度值
- (6) 在不同的加熱邊界條件下，量測壓降值和各處穩態溫度

2.6 實驗原理

本熱傳分析實驗主要原理是利用矩形流道，在上板和下板加熱，熱量經由加熱面傳導至流道內的流體，藉由量測加熱面及流體溫度的變化，計算出局部紐賽數。從量測到的壓力差降值，計算摩擦因子。

基本假設：

1. 穩態層流
2. 當培克利數(Peclet number)大於等於 100，熱能軸向熱傳導可忽略【17】
3. 當布林克曼數(Brinkman number)趨近於零，忽略熱能的消散
4. 當加熱面沿長度方向的熱阻遠大於沿厚度方向的熱阻，假設加熱經加熱面至流道為一維熱傳
5. 流道長度長達 2.5 公尺，且流體進出口溫度變化在 10°C 左右，假設流體溫度呈線性分布。

2.6.1 熱傳係數

由上述假設計算熱傳係數：

已知流體進口溫度($T_{b, in}$) 及出口溫度($T_{b, out}$)的情況下，定義進口溫度與出口溫度的平均值為流體平均溫度 T_b ，亦把流體平均溫度定義為參考溫度 T_c ：

$$T_b = \left(\frac{T_{b,in} + T_{b,out}}{2} \right) = T_c \quad (2.3)$$

由參考溫度 T_c 得到黏度、比熱、密度和熱傳導係數。因為假設流體在軸向溫度呈現性分佈，所以沿軸向位置 x 的流體溫度 T_x 如下式：

$$T_x = T_{b,in} + (T_{b,out} - T_{b,in}) \cdot \left(\frac{x}{L} \right) \quad (2.4)$$

其中 L 為流道全長

由電加熱片產生的熱量 (Q_{total})，一部分傳遞給石蠟油 70 (Q_{main})，另一部份從壓克力和玻璃棉散失，即為熱損 (Q_{loss})。

$$Q_{total} = Q_{main} + Q_{loss} \quad (2.5)$$

傳遞給石蠟油 70 的熱量 Q_{main} 即為石蠟油 70 流動所帶離去的熱量

$$Q_{main} = \dot{m} C_p (T_{b,out} - T_{b,in}) \quad (2.6)$$

其中 \dot{m} 為流道之質量流率， C_p 為石蠟油 70 的比熱

$T_{b,out} - T_{b,in}$ 為進口與出口溫差

熱損 Q_{loss} 的算法由本實驗之石蠟油 70 當工作流體，將電加熱帶

的 Q_{total} 減去石蠟油的 Q_{main} ，即為 Q_{loss} 。故測試段的熱通量 q_x 定義如下式：

$$q_x = \frac{Q_{main}}{A} \quad (2.7)$$

其中 A 為流道受熱面的面積

流道局部熱傳係數 h_x 由熱通量 q_x 除以局部壁面溫度與流體溫度的差值 ($T_{wx} - T_x$)，定義如式(2.8)所示。局部紐賽數為熱對流與熱傳導的比值，定義如式(2.9)所示。

1. 上板加熱或下板加熱時

$$h_x = \frac{q_x}{T_{wx} - T_x} \quad (2.8)$$

$$Nu_x = \frac{h_x \cdot D_h}{k} \quad (2.9)$$

其中 T_{wx} 為加熱面的局部軸向 x 位置的壁面溫度； T_x 為軸向位置 x 的流體溫度，如式(2.4)所示； h_x 為局部熱傳係數； Nu_x 為局部紐賽數； D_h 為水力直徑； k 為熱傳導係數

2. 上下板同時加熱時

$$h_{x,u} = \frac{q_{x,u}}{T_{wx,u} - T_x} \quad (2.10)$$

$$h_{x,l} = \frac{q_{x,l}}{T_{wx,l} - T_x} \quad (2.11)$$

$$Nu_{x,u} = \frac{h_{x,u} \cdot D_h}{k} \quad (2.12)$$

$$Nu_{x,l} = \frac{h_{x,l} \cdot D_h}{k} \quad (2.13)$$

下標 u 與 l 分別代表上板與下板

再定義平均局部紐賽數 \overline{Nu}_x 為上下板局部紐賽數的幾何平均數

$$\overline{Nu}_x = 2 \left(\frac{1}{Nu_{x,u}} + \frac{1}{Nu_{x,l}} \right)^{-1} \quad (2.14)$$

2.6.2 摩擦因子

當固定流率的情況下，得到當時的流速和雷諾數。且利用差壓計獲得 Δp ，代入以下式子：

$$\Delta p = f \frac{L}{D_h} \frac{\rho V^2}{2} \quad (2.15)$$

其中 f 為達西摩擦因子(Darcy friction factor)

L 為流道全長； D_h 為水力直徑； ρ 為流體密度； V 為流體速度

Kozicki 【16】對於牛頓與非牛頓流體在不同比例的矩形管道定

義了廣義雷諾數：

$$\text{Re}^* = \frac{\rho V^{2-n} D_h^n}{8^{n-1} \left(\frac{a+bn}{n} \right)^n K} \quad (2.16)$$

對於牛頓流體 $n=1$ ， $K=\mu$ ， μ 由參考溫度（式 2.3）來決定。

如表〈2-3〉所示寬高比 2 比 1 時 $a=0.244$ ， $b=0.7276$ ，代入 a 與 b 值於式(2.16)則得到下式 Re^* 值。發現廣義雷諾數與雷諾數只差了 1.029 倍，因此本論文僅取雷諾數此參數作為討論。

$$\text{Re}^* = 1.029 \text{Re} \quad (2.17)$$

式(2.15)中的達西摩擦因子(Darcy friction factor, f)為四倍的芬寧摩擦因子(Fanning friction factor, f_F)，所以

$$f_F = f / 4 \quad (2.18)$$

定義 Re 與 f_F 的關係在寬高 2 比 1 的矩形管內 (Mills【18】)，觀察實驗結果是否能符合下式。

$$f_F = \frac{15.5}{\text{Re}_{Dh}} \quad (2.19)$$

2.7 理論分析

1. 自然對流：浮力效應所造成的二次流動

當實驗進行下板加熱或上下板同加熱時，流體在封閉空間內受到溫度差的影響，產生自然對流循環，決定是否產生自然對流循環的參數為雷利數(Rayleigh number, Ra^*)， Ra^* 的定義如下式〈2.20〉所示。

$$Ra^* = Gr^* \cdot Pr = \frac{\beta \cdot g \cdot \theta_c \cdot D_h^3}{\nu \alpha} \quad (2.20)$$

$$\text{其中 } Gr^* = \frac{g \cdot \beta \cdot \theta_c \cdot D_h^3}{\nu^2} \quad (2.21)$$

$$\theta_c = \frac{q_x D_h}{k} \quad (2.22)$$

Gr^* 為 Grashof number，其物理意義為浮力(buoyancy force)與黏滯力(viscous force)的比值，定義如式〈2.21〉所示。 Pr 為 Prandtl number，其物理意義為動量擴散(mass diffusivity)與熱擴散(thermal diffusivity)的比值。其中 β 是體積膨脹係數(volume expansion coefficient)， g 是重力加速度(gravitational acceleration)。 θ_c 是特徵溫度，定義如式〈2.22〉所示，以局部熱通量 q_x 表示之熱傳導式子。 D_h 是管道的水力直徑。 ν 為動黏滯係數(kinetic viscosity)。 α 是熱擴散係數(thermal diffusivity)。當 Ra^* 的值越大， Gr^* 的值也越大，浮力效應更加明顯。

2. 強制對流：黏度變化所造成的熱傳增強效應

當上板加熱時，使得接近加熱面的流體黏度較為稀薄，造成軸向速度分佈的變形，靠近加熱面的邊界層變小，流速變快，阻力變小，有熱傳增強的效果。當 Ra^* 很大時，參考溫度 θ_c 較大，因此黏度劇烈變化，更可增強熱傳。當 Re^* 很小時，因不受軸向流動速度的影響，黏度造成速度扭曲之二次流動增強熱傳。

3. 混合對流：同時具有黏度變化效應與浮力效應

混合對流發生在下板加熱或上下板同時加熱，此時熱傳效應同時受到黏度變化和浮力的影響。因此定義參數 Gr^*/Re^2 ，此參數為浮力 (buoyancy force) 與慣性力 (inertia force) 的比值，當此參數越大，熱傳主要受到浮力效應影響；當此參數越小，熱傳主要受到慣性力的影響。

4. 發展區的紐賽數與距離相關，流體隨著距離增加進入完全發展狀態，此時局部紐賽數會趨近一定值而與距離無關。為了解在完全發展狀態時的紐賽數變化情形，定義一與距離相關的無因次化參數 Gz (Graetz number)。此參數為顯熱與軸向熱傳導的比值，與距離成反比。

$$Gz = \frac{\dot{m} C_p}{kx} \quad (2.23)$$

5. 本實驗在軸向熱傳導不予考慮，定義培克利數(Pe)如下

$$Pe = Re \cdot Pr = \frac{VD_h}{\alpha} = \frac{\rho C_p VD_h}{k} \quad (2.24)$$

此參數為軸向熱量傳遞(axial enthalpy flow)與軸向熱傳導(axial conduction)的比值。當 $Pe \geq 100$ 時，軸向熱傳可忽略。



表 2-1 中殼公司基礎油代表性檢驗結果

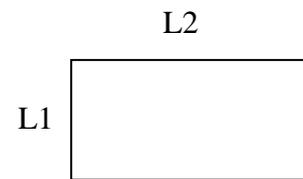
檢驗項目	70P	輕中性油	中中性油	重中性油	亮滑油 150
動力黏度					
40°C, cSt	14.23	23.80	53.34	120.42	790.34
100°C, cSt	3.27	4.52	7.41	12.64	43.71
黏度指數	95	102	99	96	97

表 2-2 石蠟油 70、水和礦物油【9】在溫度 20 °C 與 55 °C 時之物理性質比較

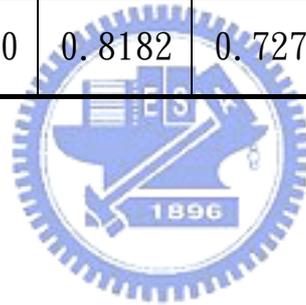


流體	物理性質			
	ρ_{20} / ρ_{55}	k_{20} / k_{55}	C_{p20} / C_{p55}	η_{20} / η_{55}
水	1.01	0.93	1.00	1.91
礦物油【9】	1.03	0.96	0.94	4.01
石蠟油 70	1.02	1.02	0.94	3.55

表 2-3 公式 (2.16) 中的 a, b 值 (Kozicki 【16】)



aspect ratio (L2/L1)	∞	4.0	2.0	1.3	1.0
a	0.5000	0.3212	0.2440	0.2178	0.2121
b	1.0000	0.8182	0.7276	0.6866	0.6766



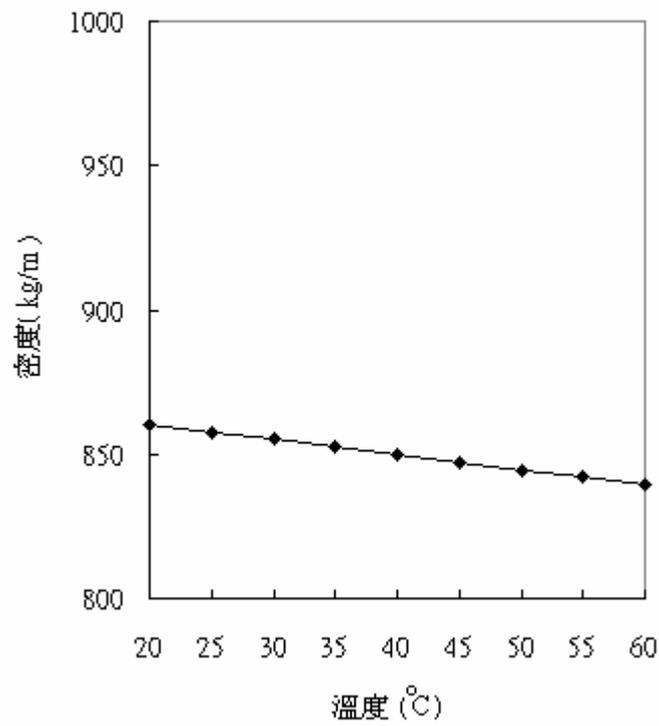


圖 2-1 石蠟油 70 密度與溫度的關係圖

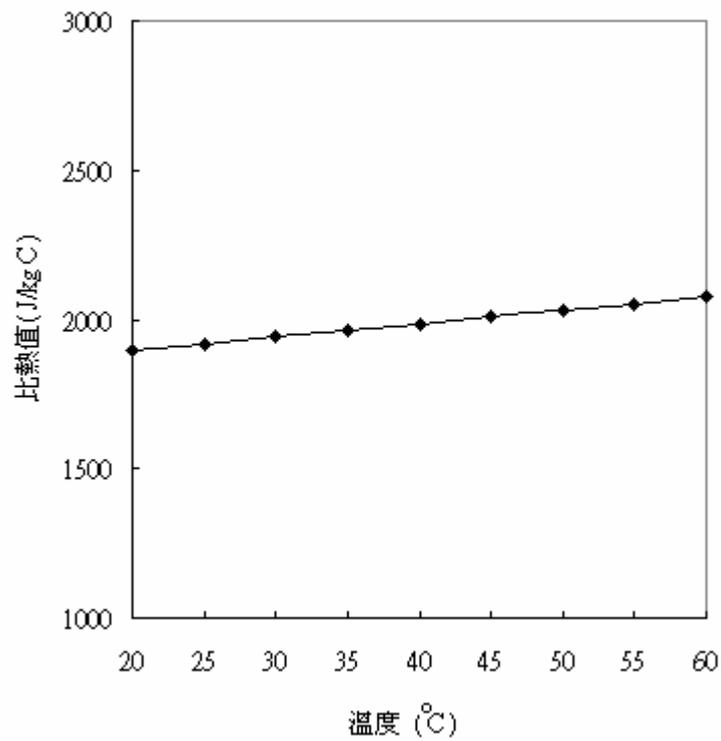


圖 2-2 石蠟油 70 比熱與溫度的關係圖

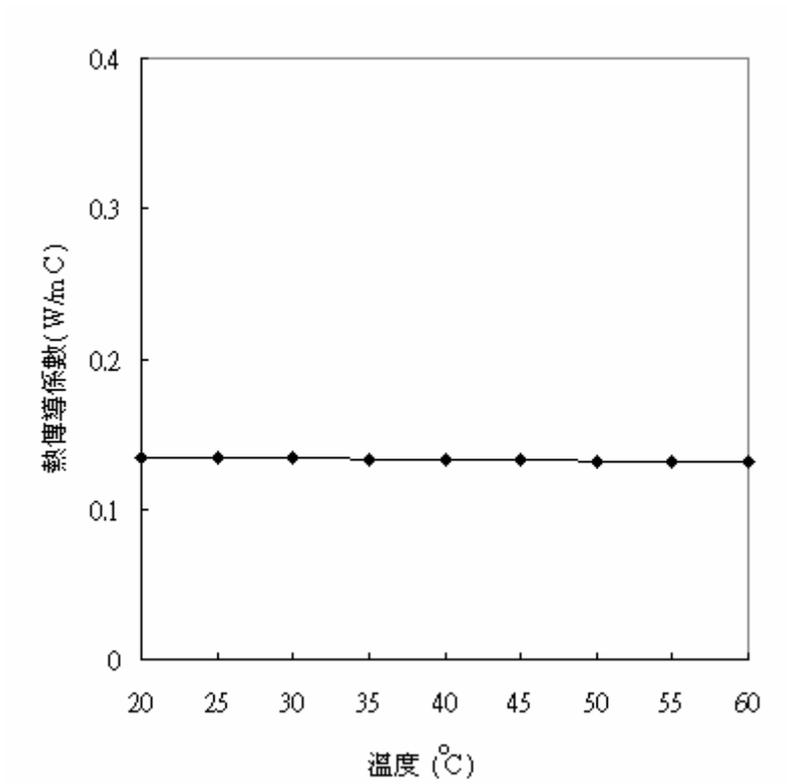


圖 2-3 石蠟油 70 熱傳導係數與溫度的關係圖

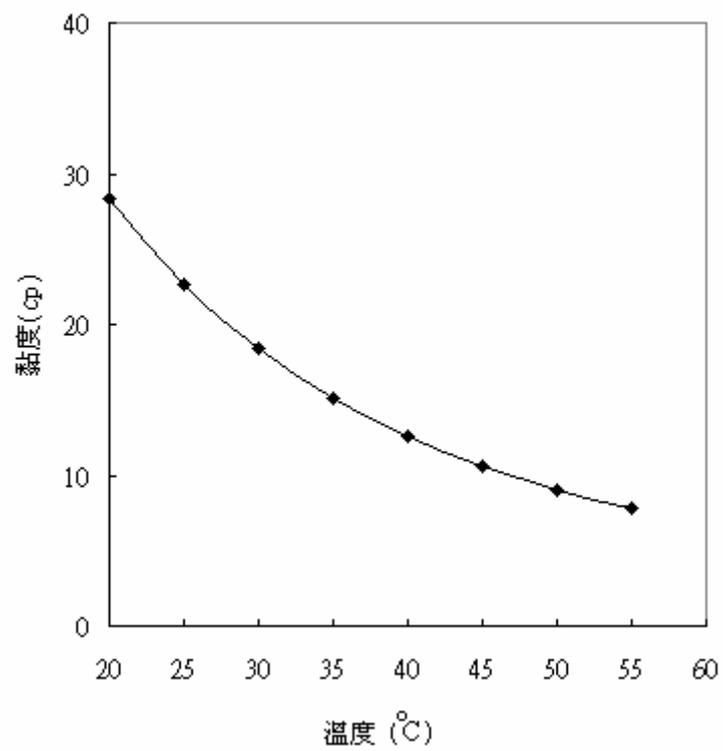


圖 2-4 石蠟油 70 黏度與溫度的關係圖

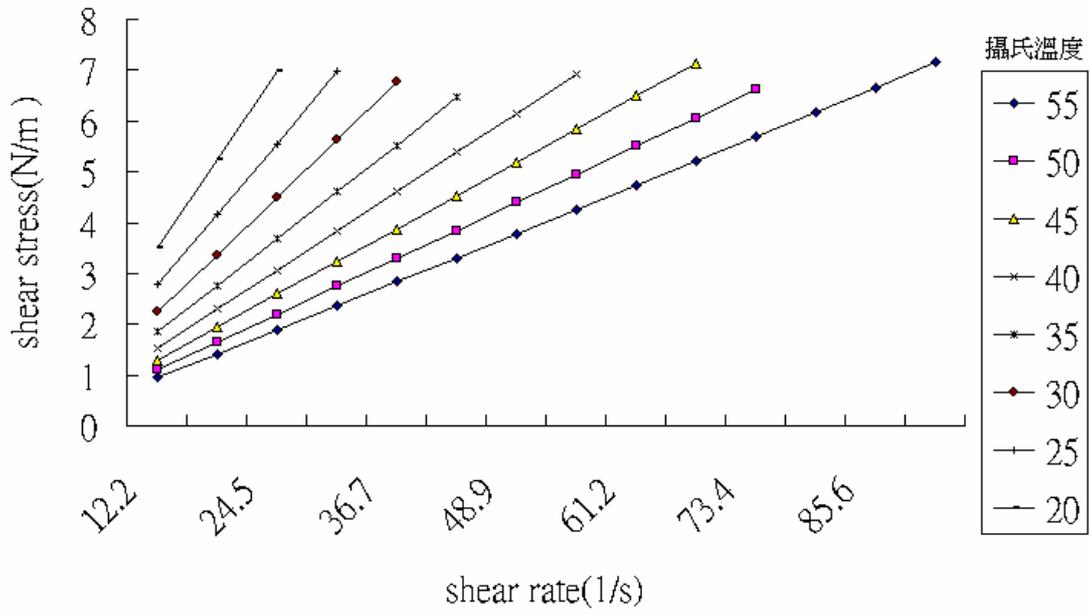


圖 2-5 石蠟油 70 在不同溫度下剪應力與剪切率的關係

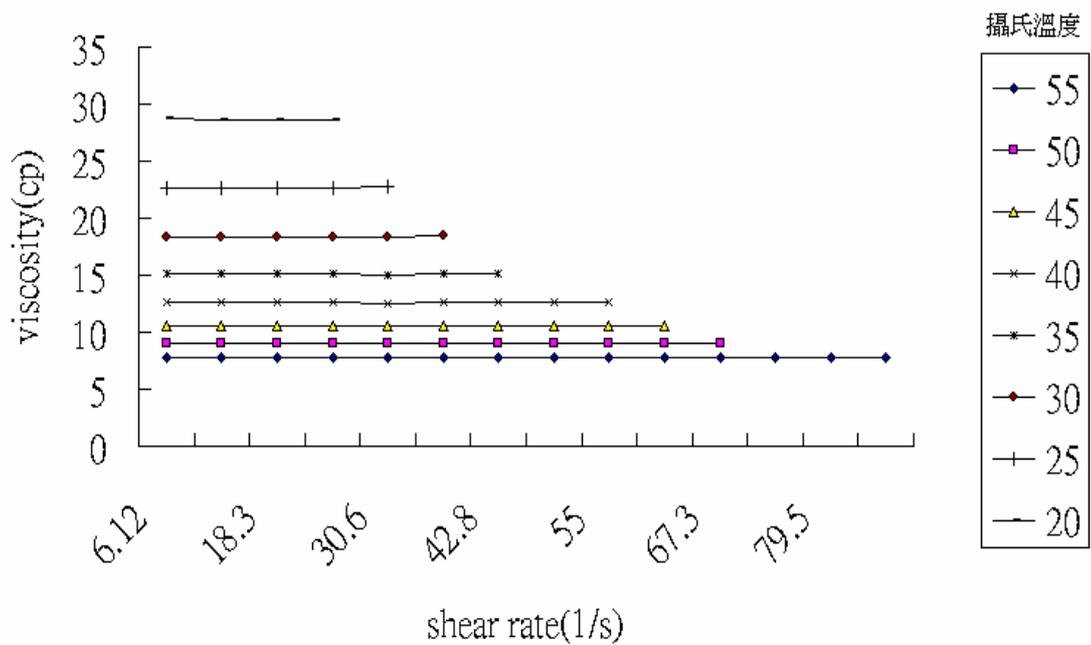


圖 2-6 石蠟油 70 在不同溫度下黏度與剪切率的關係

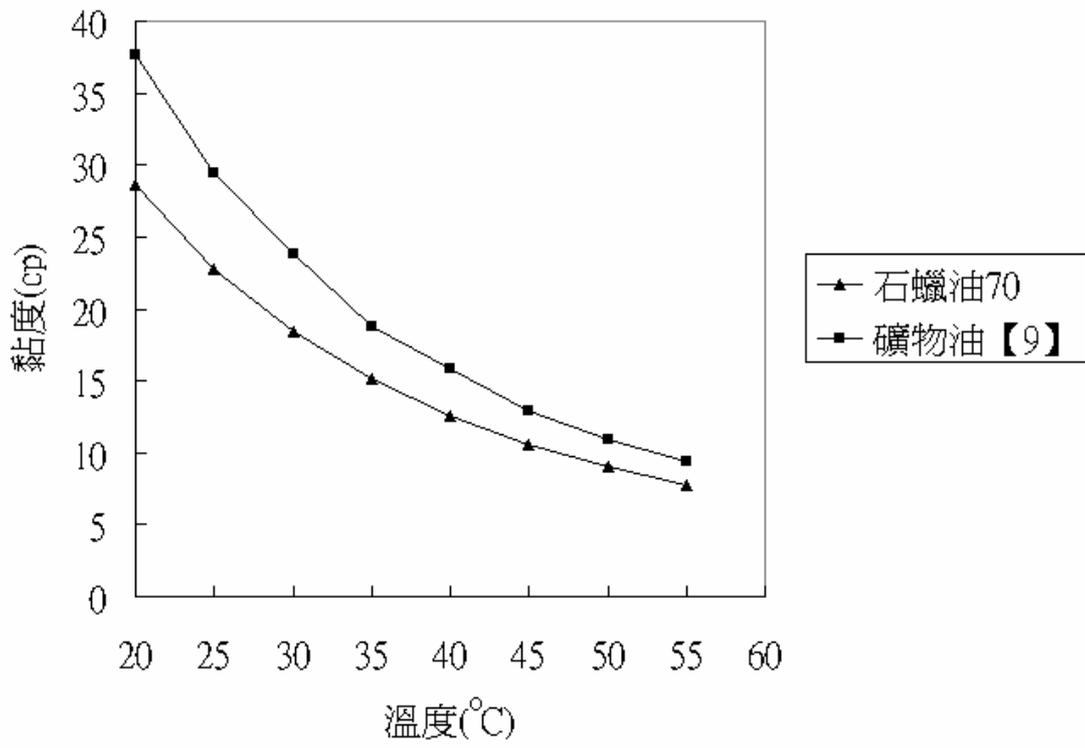


圖 2-7 石蠟油與 Xie 和 Hartnett【9】礦物油的黏度比較



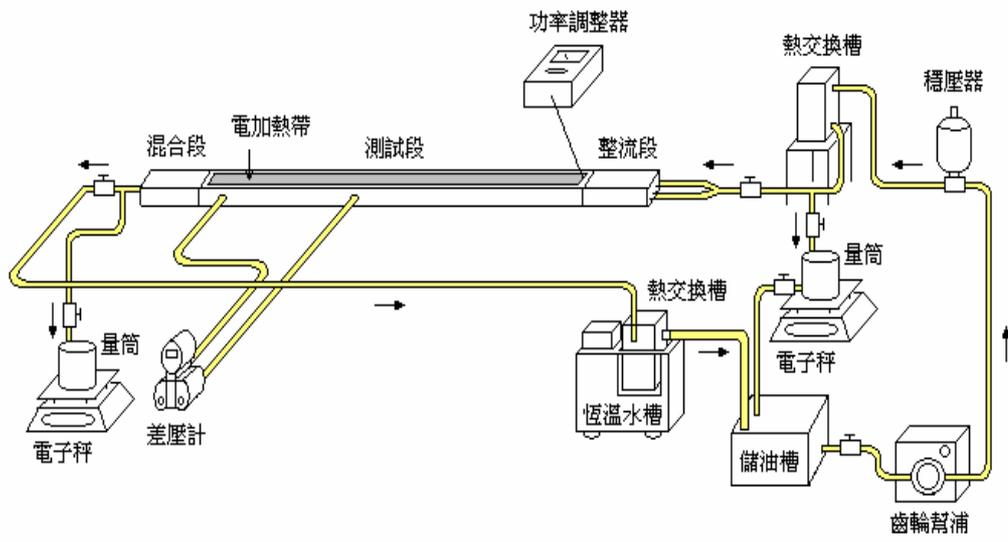


圖 2-8 實驗流程圖

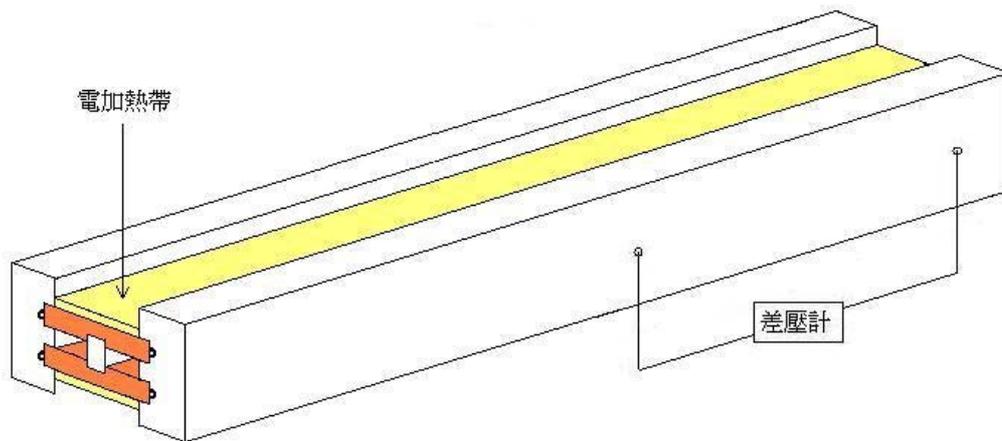


圖 2-9 測試段示意圖

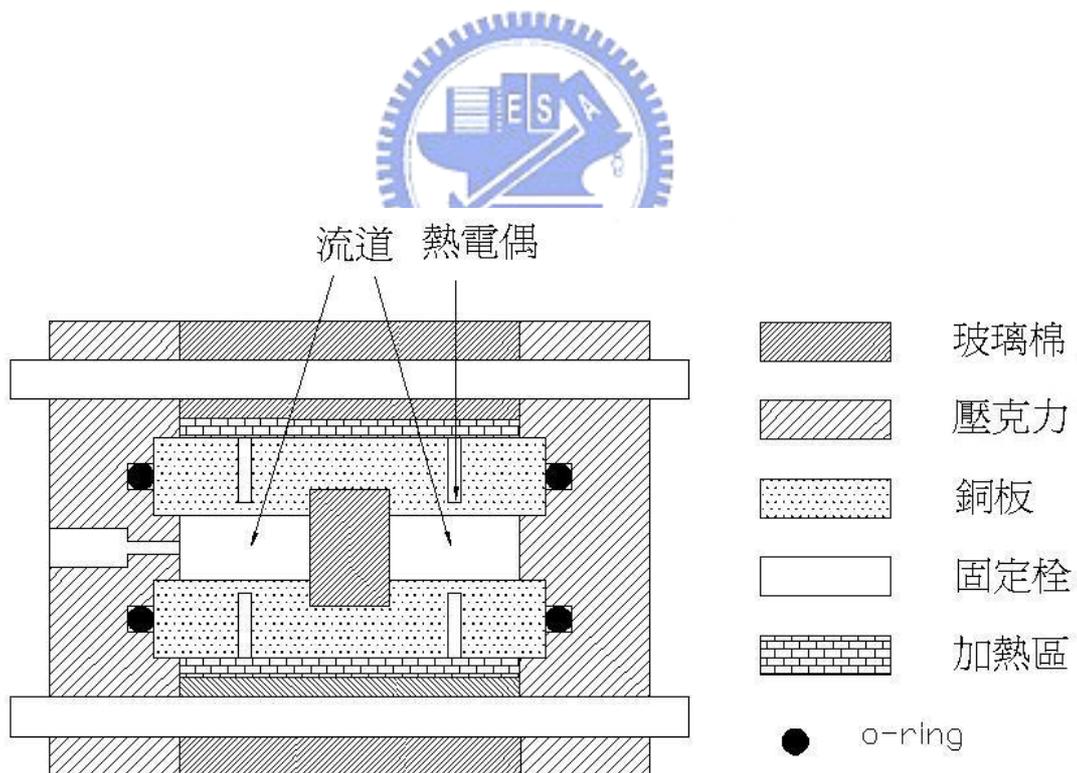


圖 2-10 測試段剖面圖

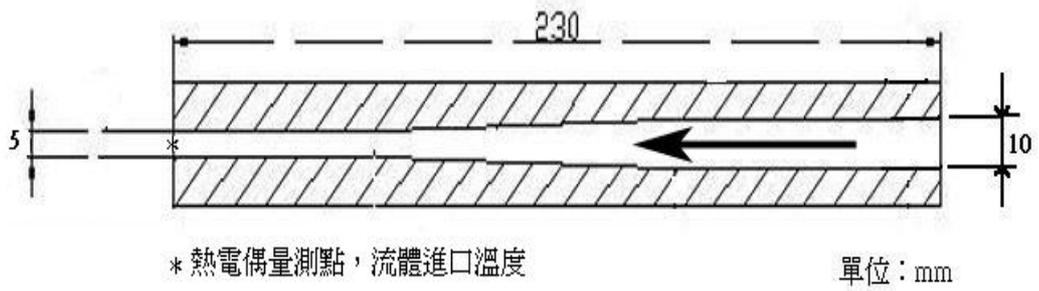


圖 2-11 整流段側視圖

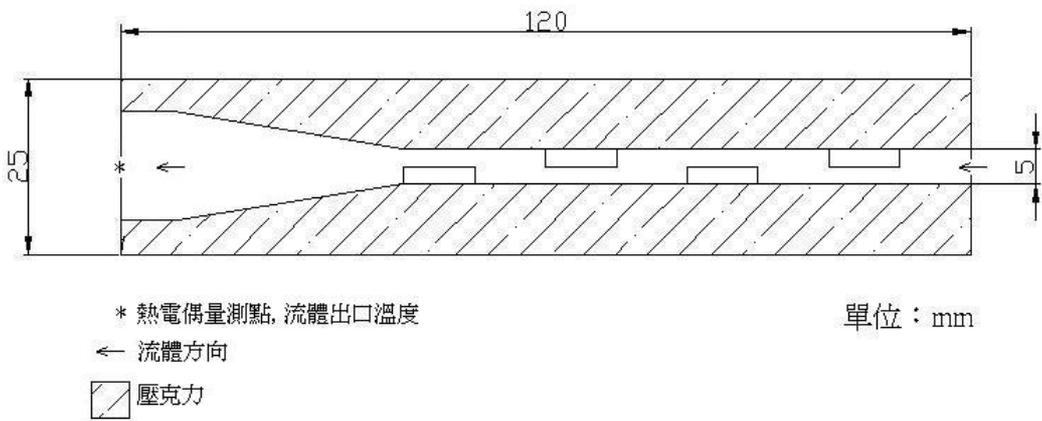


圖 2-12 混合段(1)側視圖

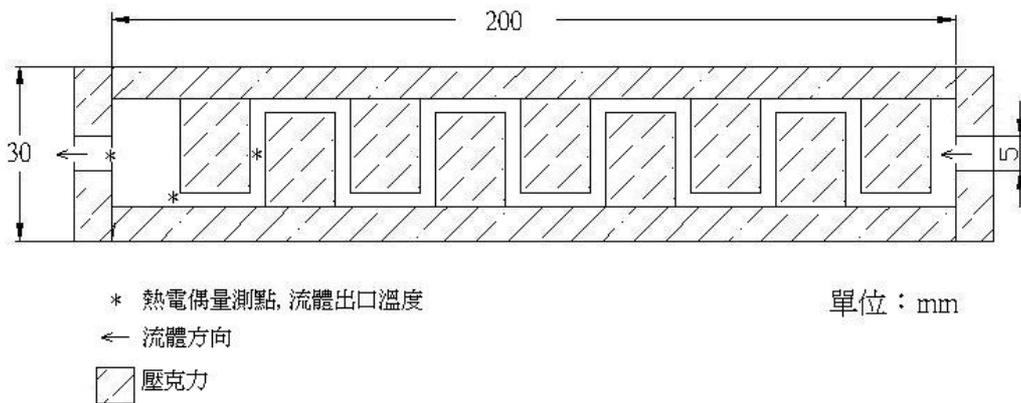


圖 2-13 混合段(2)側視圖

第三章 實驗結果與討論

3.1 實驗條件

由於石蠟油 70 的黏滯係數隨溫度變化顯著，所以本實驗目的是在探討不同加熱邊界條件(上板加熱、下板加熱和上下板同時加熱)以及不同加熱瓦數之下的熱傳增強效果和壓力差降值。

1. 流道幾何形狀：兩平行排列之雙矩形管，寬 1 公分、高 0.5 公分、長 250 公分

2. 工作流體：石蠟油 70

3. 流體入口溫度：21°C

4. 實驗控制參數_加熱邊界條件：

(1) 上板加熱

(2) 下板加熱

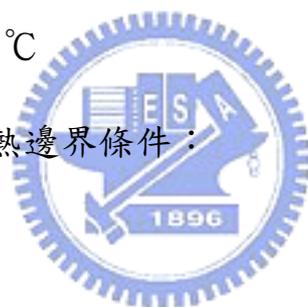
(3) 上下板同時加熱

(除加熱面外，其餘邊界條件為絕熱)

(4) 加熱瓦數 上板加熱量：100W、150W、200W

下板加熱量：100W、150W、200W

上下板同時加熱量各為：50W、100W、150W



3.2 實驗結果驗證假設

在前一章 2.3 實驗原理中，針對參數計算作了五個基本假設，現由實驗數據結果來驗證假設之正確性。表(3-1)為本實驗參數之不準度分析。

1. 穩態層流：

實驗中雷諾數範圍為 12 至 75，屬低雷諾數的層流範圍。在兩流道分別裝置電子式差壓計，分別量測兩流道之壓力差降，結果兩流道壓力差降相差最大為 23Pa，相差約為 1% 左右，因此二平行流道的流量分布均勻。

2. 當培克利數 Peclet number 大於等於 100，熱能軸向熱傳遞可忽略：

$$\text{其中 } Pe = Re \cdot Pr = \frac{\rho C_p VT}{k} \sim \frac{\text{軸向熱傳遞}}{\text{軸向熱傳導}}$$

實驗中 $Re = 12 \sim 75$ ，石蠟油 25°C 下 $Pr = 325$ ， Pe 遠大於 100，故可以忽略軸向熱傳導。

3. 當布林克曼數 Brinkman number 趨近於零，忽略熱能的消散：

$$\text{其中 } Br = \frac{V^2 \cdot \mu}{k \cdot \Delta T}$$

$$V_{(200\text{W上板加熱, Re}=18.7\sim74.7)} = 0.067 \sim 0.308 \text{ m/s}$$

$$\mu_{25^\circ\text{C}} = 22.7 \times 10^{-3} \text{ kg/m}\cdot\text{s}$$

$$k_{25^\circ\text{C}} = 0.1341 \text{ W/m}^\circ\text{C}$$

$$\Delta T_{(200\text{W上板加熱, Re}=18.7\sim74.7)} = 12.9 \sim 3.53^\circ\text{C}$$

在最大雷諾數 74.7 下， $Br=4.5 \times 10^{-3}$ ，故可忽略熱能散失。

4. 當加熱面銅板沿長度方向的熱阻遠大於沿厚度方向的熱阻，

假設加熱經銅板至流道為一維熱傳：

銅板的長度為 250 公分，厚度為 0.6 公分，熱阻比為 417 比 1。

5. 流道長度長達 2.5 公尺，且流體進出口溫度變化在 10°C 左右，假設流體溫度呈線性分布：

流道長度為 250 公分，實驗之進出口溫度最大為 14.5°C 。

3.3 實驗數據整理

3.3.1 熱傳結果



圖(3-1)為單板加熱 100W，最低質量流率下(0.0047kg/s 與 0.0048kg/s)，加熱面銅板壁面溫度與流體溫度隨軸向位置的關係圖。假設流體溫度呈線性分佈，如式(2.2)所示。實驗之加熱壁溫隨軸向位置增加而漸增，唯有下板在軸向位置 145 公分處溫度略低。 (T_w-T_b) 在入口處較小，隨軸向位置增加 (T_w-T_b) 增加，最後上下板之 (T_w-T_b) 皆趨於定值，可知已達溫度完全發展區。圖中可看出，下板加熱之 (T_w-T_b) 低於上板加熱之 (T_w-T_b) 。

圖(3-2)為上下板同時加熱各 100W，質量流率為 0.0044kg/s ，加

熱面銅板壁面溫度與流體溫度隨軸向位置的關係圖。假設流體溫度呈線性分佈，如式(2.2)所示。實驗之加熱壁溫隨軸向位置增加而漸增，下板在中段部分處溫度略低。 (T_w-T_b) 在入口處較小，隨軸向位置增加， (T_w-T_b) 亦增加，雖然下板溫差在中段部分遞減，最後上下板之 (T_w-T_b) 仍然皆趨於定值，可知已達溫度完全發展區。

以下分別討論上板加熱，下板加熱，上下板同時加熱的熱傳分析：

1. 上板加熱：

以下圖(3-3)至圖(3-5)中網狀區域為純水在加熱 200W 之實驗數據，雷諾數 250 至 723 之已完全發展紐賽數為 3.84 至 5.00 【19】。黑色實線為上板加熱(其餘三邊絕熱)的熱傳係數極限 3.54 【20】。取此兩個數據作為本論文的參考。

(1) 加熱 100W：

圖(3-3)為上板加熱 100W Nu_x 與 $1/Gz$ 的關係圖。圖中可以發現在最低雷諾數 14.1 之下，即質量流率為 0.0048kg/s，其已完全發展之紐賽數趨近於 5.70，仍高於純水最高雷諾數 723 的已完全發展之實驗結果 5.00，熱傳係數高於純水 14%。當雷諾數為 23.4，即質量流率為 0.0098kg/s，其已完全發展之紐賽數趨近於 6.12。當雷諾數為 38.3，即質量流率為 0.0146kg/s，其已完

全發展之紐賽數趨近於 7.03。故隨著質量流率或雷諾數的增加，局部紐賽數有明顯提升。

(2) 加熱 150W：

圖(3-4)為上板加熱 150W Nu_x 與 $1/Gz$ 的關係圖。圖中可以發現在最低雷諾數 17.7 之下，即質量流率為 0.0060kg/s，其已完全發展之紐賽數趨近於 5.72，仍高於純水最高雷諾數 723 的已完全發展之實驗結果 5.00，熱傳係數高於純水 14%。局部紐賽數隨質量流率或雷諾數增加的趨勢與加熱 100W 相近，曲線相當平滑。



(3) 加熱 200W：

圖(3-5)為上板加熱 200W Nu_x 與 $1/Gz$ 的關係圖。圖中可以發現在最低雷諾數 18.7 之下，即質量流率為 0.0058kg/s，其已完全發展之紐賽數趨近於 5.53，仍高於純水最高雷諾數 723 的已完全發展之實驗結果 5.00，熱傳係數高於純水 11%。局部紐賽數隨質量流率或雷諾數增加的趨勢與加熱 100W 和 150W 相近，曲線相當平滑。

(4) 比較較低相近質量流率，加熱瓦數不同：

圖(3-6)為 100W、150W 和 200W 三種不同加熱瓦數下，在相近的質量流率之下的局部紐賽數分布圖。加熱 100W 的質量流率

0.0048kg/s、加熱 150W 的質量流率 0.0060kg/s 和加熱 200W 的質量流率 0.0058kg/s，結果已完全發展之紐塞數趨近值分別為 5.72(150W)大於 5.70(100W)大於 5.53(200W)。在上板加熱時固定質量流率，隨著加熱量增加之 Nu_x 沒有明顯增加，反而在最高加熱瓦數時下降，原因除了加熱量範圍太小之外，還有實驗參數之不準度影響。

(5) 比較較高相近質量流率，加熱瓦數不同：

圖(3-7)為 100W、150W 和 200W 三種不同加熱瓦數下，在相近的質量流率之下的局部紐塞數分布圖。加熱 100W 的質量流率 0.0146kg/s、加熱 150W 的質量流率 0.0152kg/s 和加熱 200W 的質量流率 0.0140kg/s，結果已完全發展之紐塞數趨近值分別為 7.28(150W)大於 7.23(200W)大於 7.03(100W)。在上板加熱時固定質量流率，隨著加熱量增加之 Nu_x 沒有明顯增加，加熱 150W 反而略比加熱 200W 提高，原因除了加熱量範圍太小之外，還有實驗參數之不準度的影響。

2. 下板加熱：

以下圖(3-8)至圖(3-10)中網狀區域為純水在加熱 200W 之實驗數據，雷諾數 223 至 993 之已完全發展紐塞數為 4.82 至 6.04【19】。

黑色實線為上板加熱(其餘三邊絕熱)的熱傳係數極限 3.54【20】。取此兩個數據作為本論文的參考。

(1) 加熱 100W：

圖(3-8)為下板加熱 100W Nu_x 與 $1/Gz$ 的關係圖。圖中可以發現在最低雷諾數 13.8 之下，即質量流率為 0.0047kg/s，其已完全發展之紐賽數趨近於 6.71，仍高於純水最高雷諾數 993 的已完全發展之實驗結果 6.04，熱傳係數高於純水 11%。隨著質量流率的增加，局部紐賽數隨之增加，增加之幅度沒有比上板加熱時明顯。隨著質量流率增加， Gr^*/Re^2 從 0.289 遞減至 0.037，由此可知低流量主要受到浮力效應影響熱傳，高流量則主要是強制對流影響熱傳。



(2) 加熱 150W：

圖(3-9)為下板加熱 150W Nu_x 與 $1/Gz$ 的關係圖。圖中可以發現在最低雷諾數 14.7 之下，即質量流率為 0.0048kg/s，其已完全發展之紐賽數趨近於 6.98，仍高於純水最高雷諾數 993 的已完全發展之實驗結果 6.04，熱傳係數高於純水 16%。隨著質量流率的增加，局部紐賽數隨之增加。隨著質量流率增加， Gr^*/Re^2 從 0.425 遞減至 0.116，由此可知低流量主要受到浮力效應影響熱傳，高流量則主要是強制對流影響熱傳。

(3) 加熱 200W :

圖(3-10)為下板加熱 200W Nu_x 與 $1/Gz$ 的關係圖。圖中可以發現在最低雷諾數 15.5 之下，即質量流率為 0.0047kg/s，其已完全發展之紐賽數趨近於 6.78，仍高於水最高雷諾數 993 的已完全發展之實驗結果 6.04，熱傳係數高於水 12%。隨著質量流率的增加，局部紐賽數隨之增加。隨浮力效應著質量流率增加， Gr^*/Re^2 從 0.547 遞減至 0.024，由此可知低流量主要受到浮力效應影響熱傳，高流量則主要是強制對流影響熱傳。

(4) 比較較低相近質量流率，加熱瓦數不同 :

圖(3-11)為 100W、150W 和 200W 三種不同加熱瓦數下，在相近的質量流率之下的局部紐賽數分布圖。加熱 100W 的質量流率 0.0047kg/s、加熱 150W 的質量流率 0.0048kg/s 和加熱 200W 的質量流率 0.0047kg/s，結果已完全發展之紐塞數趨近值分別為 6.98(150W)大於 6.78(200W)大於 6.71(100W)，雷利數分別為 3.85×10^4 (200W)大於 2.85×10^4 (150W)大於 1.79×10^4 (100W)。其結果可以發現在下板加熱時固定質量流率，隨著加熱量增加之已完全發展的紐賽數沒有明顯增加，加熱 150W 甚至高於加熱 200W，因為在實驗參數的不準度範圍內。從雷利數來觀察，加熱越高瓦數的浮力效應越明顯，因此熱傳更為增強。

(5) 比較較高相近質量流率，加熱瓦數不同：

圖(3-12)為 100W、150W 和 200W 三種不同加熱瓦數下，在相近的質量流率之下的局部紐賽數分布圖。加熱 100W 的質量流率 0.0145kg/s、加熱 150W 的質量流率 0.0152kg/s 和加熱 200W 的質量流率 0.0149kg/s，結果已完全發展之紐塞數趨近值分別為 7.26(200W)大於 7.12(150W)大於 6.91(100W)，雷利數分別為 3.78×10^4 (200W)大於 2.89×10^4 (150W)大於 1.91×10^4 (100W)。結果發現在下板加熱時固定質量流率，隨著加熱量增加之已完全發展的紐賽數亦增加，比上板加熱明顯。從雷利數來觀察，加熱越高瓦數的浮力效應越明顯，因此熱傳更為增強。



3. 上下板同時加熱：

以下圖(3-13)與圖(3-14)中網狀區域為純水在上下板各加熱 100W 之實驗數據，雷諾數 769 至 1056 之已完全發展紐賽數為 5.52 至 5.99【19】。黑色實線為上下板同時加熱(其餘兩邊絕熱)的熱傳係數極限 5.20【20】。取此兩個數據作為本論文的參考。

(1) 上下板各加熱 50W：

圖(3-13)為上板下板同時加熱各 50W Nu_x 與 $1/Gz$ 的關係圖。

圖中曲線皆為上板局部紐塞數與下板局部紐賽數取平均值的結

果，如式(2-12)所示。結果發現最低雷諾數 12.6，即質量流率 0.0044kg/s 的已完全發展之平均紐賽數 4.90，低於純水最高雷諾數 1056 的已完全發展之平均紐賽數 5.99，甚至低於上下板同時加熱極限值 5.20，原因可能是由於流量太低之不穩定以及實驗參數不準度的影響，造成實驗之誤差。而當實驗之雷諾數達 28.1，即質量流率為 0.0105kg/s 時，其已完全發展之平均紐塞數 5.93 已經略等於純水最高雷諾數 1056 的已完全發展之平均紐賽數 5.99，且高於上下板同時加熱極限值 5.20。隨質量流率的增加，局部平均紐賽數也隨之增加，熱傳效果漸增。

(2) 上下各加熱 100W：



圖(3-14)為上板下板同時加熱各 100W Nu_x 與 $1/Gz$ 的關係圖。圖中曲線皆為上板局部紐塞數與下板局部紐賽數取平均值的結果，如式(2-12) 所示。結果發現最低雷諾數 14.4，質量流率 0.0044kg/s 的已完全發展之平均紐賽數 5.28，低於純水最高雷諾數 1056 的已完全發展之平均紐賽數 5.99，但略高於上下板同時加熱極限值 5.20，原因可能是由於流量太低之不穩定以及實驗參數不準度的影響，造成實驗之誤差。而當實驗之雷諾數達 24.7，質量流率為 0.0081kg/s 時，其已完全發展之平均紐塞數 6.15 已經高於純水最高雷諾數 1056 的已完全發展之平均紐賽數

5.99，且高於上下板同時加熱極限值 5.20。隨質量流率的增加，局部平均紐賽數也隨之增加，熱傳效果漸增。

(3) 比較相近較低質量流率，不同加熱瓦數：

圖(3-15)所示，比較上下同時各加熱 50W，質量流率 0.0123kg/s；上下同時各加熱 100W，質量流率 0.0126kg/s；上下同時各加熱 150W，質量流率 0.0123kg/s 三種情況。平均紐賽數趨近值分別為 6.57(150W)大於 6.14(100W)大於 6.09(50W)， Gr^*/Re^2 分別為 0.071(150W)大於 0.042(100W)大於 0.027(50W)。可以發現，同一質量流率下，較大加熱量下已完全發展之平均紐賽數也較大，浮力效應也比較明顯，故熱傳效果也增強。

(4) 比較相近較高質量流率，不同加熱瓦數：

圖(3-16)所示，比較上下同時各加熱 50W，質量流率 0.0163kg/s；上下同時各加熱 100W，質量流率 0.0168kg/s；上下同時各加熱 150W，質量流率 0.0163kg/s 三種情況。平均紐賽數趨近值分別為 6.58(150W)大於 6.39(50W)大於 6.32(100W)， Gr^*/Re^2 分別為 0.041(150W)大於 0.025(100W)大於 0.015(50W)。可以發現，同一質量流率下，150W 已完全發展之平均紐塞數最大，100W 和 50W 已完全發展之平均紐塞數相近且略小於

150W。然而從 Gr^*/Re^2 觀察，加熱瓦數越高，浮力效應也比較明顯，故熱傳效果增強。

3.3.2 壓降結果

圖(3-17)為壓力差降值與雷諾數的關係圖，未加熱狀態曲線為控制入口溫度為恆定 21°C 的壓力差降值，加熱狀態曲線為 150W 上板及下板加熱的壓力差降值。圖中可以發現未加熱與加熱狀態下，隨著雷諾數的增加，流道內的壓降都呈線性地增加。相同的雷諾數之下加熱狀態的壓力差降值低於未加熱狀態，因為加熱時石蠟油 70 的黏度降低，壓力差降值較小。

圖(3-18)為芬寧摩擦因子與雷諾數的對數關係圖，未加熱狀態曲線為控制入口溫度 21°C 的芬寧摩擦因子，加熱狀態曲線為 150W 上板及下板加熱的芬寧摩擦因子。圖中可以發現未加熱與加熱狀態下，隨著對數雷諾數的增加，對數芬寧摩擦因子都呈線性遞減。Shin【11】針對 Xie 和 Hartnett【9】礦物油提出在發展區中的修正摩擦因子關係式：

$$\frac{f_F}{f_{F,cp}} = 0.9(\eta_b/\eta_w)^{-0.32}$$

，cp 表示常性質， η_b/η_w 為流體與

壁面的黏度比值。在未加熱的情況下， (η_b/η_w) 等於 1 代入式中得到修正摩擦因子與雷諾數乘積為 13.95。Mills【18】提出水在 2 比 1 矩形管的芬寧摩擦因子與雷諾數乘積為 15.5。因此本論文未加熱之

實驗結果，芬寧摩擦因子與雷諾數乘積約為常數 12.8，略低於 Shin 【11】 的 13.95，誤差範圍在 9% 以內。而加熱之實驗結果，芬寧摩擦因子與雷諾數乘積約為常數 11.9，略低於未加熱狀態。

3.4 實驗結果討論

1. 同一加熱量下與同一質量流率下的熱傳機制與結果：

- (1) 上板加熱：上板加熱壁面溫度較下板加熱高。在加熱 200W 之下，雷諾數 18.7、25.7 和 42.5 之完全發展紐塞數分別為 5.53、6.60 和 7.23。上板加熱時石蠟油 70 黏度受熱影響使上板邊界層變薄，下板邊界層比上板厚，故由速度梯度扭曲效應，因而熱傳增強。
- (2) 下板加熱：下板加熱壁面溫度較上板加熱低。在加熱 200W 之下，雷諾數 15.5、29.0 和 42.0 之完全發展紐塞數分別為 6.78、7.02、7.26。因此下板加熱熱傳效果最佳。下板加熱時石蠟油 70 黏度受熱影響使下板邊界層厚度變薄，上板邊界層比下板厚，故速度梯度扭曲效應和浮力效應造成流場的二次流增強熱傳。
- (3) 上下板同時加熱：上下板同時加熱在各相同加熱量下，下板壁溫亦明顯比上板壁溫小。在上下板各加熱 100W 之下，雷諾數 14.4、24.7 和 46.3 之完全發展平均紐塞數分別為 5.28、6.15 和 6.32。上下板同時加熱效果不佳，因為上下板同時受熱而上下板的邊界

層厚度差異不大，速度梯度扭曲效應不顯著，僅有浮力效應。

2. 在同一加熱量下，隨質量流率增加之完全發展紐塞數增加情形：

(1) 上板加熱：紐塞數增加幅度為三種熱邊界條件中最為明顯。在加熱 200W 下，隨著質量流率的增加(0.0057kg/s 至 0.0084kg/s 至 0.0140kg/s)，紐塞數增加 19%和 10%；在加熱 150W 下，隨著質量流率的增加(0.0060kg/s 至 0.0098kg/s 至 0.0152kg/s)，紐塞數增加 12%和 14%；在加熱 100W 下，隨著質量流率的增加(0.0048kg/s 至 0.0098kg/s 至 0.0146kg/s)，紐塞數增加 7%和 15%。上板受熱時，隨著流量增加，壁面溫度降低，使得上下板的溫差不明顯，黏度造成的速度分佈扭曲越不明顯。因此由此可知紐塞數增加主要是受到強制對流效應。

(2) 下板加熱：紐塞數增加幅度不明顯。在加熱 200W 下，隨著質量流率的增加(0.0047kg/s 至 0.0098kg/s 至 0.0149kg/s)，紐塞數增加 4%和 3%；在加熱 150W 下，隨著質量流率的增加(0.0048kg/s 至 0.0097kg/s 至 0.0152kg/s)，紐塞數增加 8%和-3%；在加熱 100W 下，隨著質量流率的增加(0.0047kg/s 至 0.0098kg/s 至 0.0145 kg/s)，紐塞數增加 4%和 1%。下板受熱時，隨著流量增加，黏度造成的速度分佈扭曲越不明顯。在低流量紐塞數增加主要為浮力

效應，其次為強制對流效應；高流量時浮力效應減弱，紐塞數增加主要為強制對流效應，其次為浮力效應。

(3)上下板同時加熱：增加幅度亦不明顯，理由與下板加熱雷同。

3. 在同一質量流率下，隨加熱量增加之完全發展紐塞數增加情形：

(1)上板加熱：紐塞數增加幅度不明顯。上板受熱只有黏度造成的速度扭曲效應，加熱量範圍太小(100 至 200W)，突顯不出加熱量對熱傳的影響。

(2)下板加熱：紐塞數增加幅度雖不明顯，但略比上板好。下板受熱有黏度造成的速度扭曲效應和浮力效應同時作用，和上板同樣加熱量範圍太小的條件下(100 至 200W)，下板加熱又略比上板加熱明顯，可知加熱量大小主要作用在浮力效應上。

(3)上下板同時加熱：紐塞數增加幅度雖不明顯，但又略比下板加熱好。上下板同時受熱時黏度造成速度分佈趨於平均，因此只有浮力效應作用。在加熱量範圍太小的條件下(各加熱 50 至 150W)，上下板同時加熱又略比下板加熱明顯，更加證明加熱量大小作用在浮力效應上。

4. 上板加熱在三種加熱瓦數之最低流量下的已完全發展紐賽數趨近值高於純水 11 至 14%；下板加熱在三種加熱瓦數之最低流量下的已完全發展紐賽數趨近值高於純水 11 至 16%。實驗結果驗證石蠟油 70 的熱傳效果高於純水。

5. 上板加熱局部紐塞數隨 $1/Gz$ 變化之曲線平滑且最終趨於一漸進線。上下板同時加熱局部平均紐塞數隨 $1/Gz$ 變化之曲線稍微上揚。上板加熱只有速度分佈扭曲效應，而上下板同時加熱同時有浮力效應和不明顯的速度分佈扭曲效應，由此可知曲線上揚是受到浮力效應影響。



6. 未加熱狀態與加熱狀態的壓降值隨雷諾數增加而成正比增加；未加熱狀態與加熱狀態的芬寧摩擦因子與雷諾數的乘積為定值，與理論相符。

3.5 與參考文獻討論

3.5.1 與 Xie 和 Hartnett 【9】 比較討論

本實驗石蠟油 70 的黏度略低於 Xie 和 Hartnett 【9】 礦物油的黏度，如圖(2-5)所示。Xie 和 Hartnett 【9】 礦物油在三種加熱條件且最低流量下的紐賽數分佈情形，如圖(3-19)所示。預測本實驗熱傳結果略低於文獻 【9】，然而壓降值也略低於文獻 【9】。

A. 熱傳結果

1. 比較石蠟油 70 與文獻 【9】 礦物油在上板加熱與下板加熱下，最低流量之已完全發展紐賽數：

(1) 下板加熱在三種加熱量(100W、150W 和 200W)之最低質量流率(0.0047kg/s)下，其平均已完成發展紐塞數約為 6.8；文獻 【9】 中，最低流量下(雷諾數為 33.0)之已完全發展紐塞數約為 8.5。最低流量之已完全發展紐賽數，本論文低於文獻 【9】 約 25%左右。

(2) 上板加熱在三種加熱量(100W、150W 和 200W)之最低質量流率(0.0055kg/s)下，其平均已完成發展紐塞數約為 5.7；文獻 【9】 中，最低流量下(雷諾數為 32.1)之已完全發展紐塞數約為 6.0。最低流量之已完全發展紐賽數，本論文低

於文獻【9】約 5%左右。

- (3) 上下板同時加熱在兩種加熱量(50W 和 100W)之最低質量流率(0.0044kg/s)下，其平均已完成發展之平均紐塞數約為 5.1；文獻【9】中，最低流量下(雷諾數為 36.2)之已完全發展之平均紐塞數約為 6.3。最低流量之已完全發展之平均紐塞數，本論文低於文獻【9】約 24%左右。

2. 比較石蠟油 70 與文獻【9】礦物油在上板加熱與下板加熱下，紐塞數高於純水的百分比：

上板在三種加熱量(100W、150W 和 200W)下紐塞數比純水高出 11 至 14%；文獻【9】上板加熱紐塞數高於純水 30 至 40%，本實驗結果略低於文獻【9】，故熱傳實驗之結果與預測吻合。

B. 壓降結果

本實驗石蠟油 70 未加熱狀態的芬寧摩擦因子與雷諾數的乘積為 12.8，文獻【9】在未加熱狀態的芬寧摩擦因子與廣義雷諾數的乘積為 16.0，芬寧摩擦因子與雷諾數的乘積為 15.5。石蠟油 70 黏度略低於文獻【9】礦物油，因此壓降實驗之結果與預測吻合。

3.5.2 與 Shin 等人【11】比較討論

如表(3-2)所示，Shin 等人數值分析純水、乙烯乙二醇和礦物油（近似 Xie 和 Hartnett【9】），指出黏度變化參數 ζ 越大，熱傳增強效果越好，如圖(3-20)所示。

本論文實驗數據代入 Shin 等人所定義的式(1.5)與(1.6)，得到加熱 200W 的 ζ 為-3.34，加熱 100W 的 ζ 為-1.67，介於純水(-1.17)與乙烯乙二醇(-6.09)之間。

本論文在上板加熱 100W、150W 和 200W 三種加熱量下，其最低質量流率下之已完全發展紐賽數為 5.5 至 5.7 的範圍內。圖(3-20)中，礦物油紐賽數約趨近於 7.1，乙烯乙二醇紐賽數約趨近於 5.9，純水紐賽數約趨近於 4.0。因此本論文熱傳係數介於純水與乙烯乙二醇之間，與 Shin 等人【11】分析結果吻合。

表 3-1 實驗參數之最大不準度 (附錄 A)

參數	最大不準度 (%)
質量流率	0.36
面積	2.2
周長	1.4
水力直徑	2.61
局部壁面溫度	0.48
進出口溫度差	0.63
局部流體溫度	0.79
熱通量	2.53
局部熱傳係數	2.61
局部紐塞數	6.21
Gz 數	5.11
壓力差降	0.1
摩擦因子	3.61
雷諾數	2.82

表 3-2 純水、乙烯乙二醇和礦物油的物理性質比較(Shin 等人【11】)

	$\eta_{20^{\circ}C} / \eta_{50^{\circ}C}$	ζ (黏度變化參數)	$Pr_{20^{\circ}C}$
純水(Water)	1.816	-1.17	6.9
乙烯乙二醇(EG)	3.263	-6.09	209.2
礦物油(Mineral Oil)	3.592	-11.1	511.5



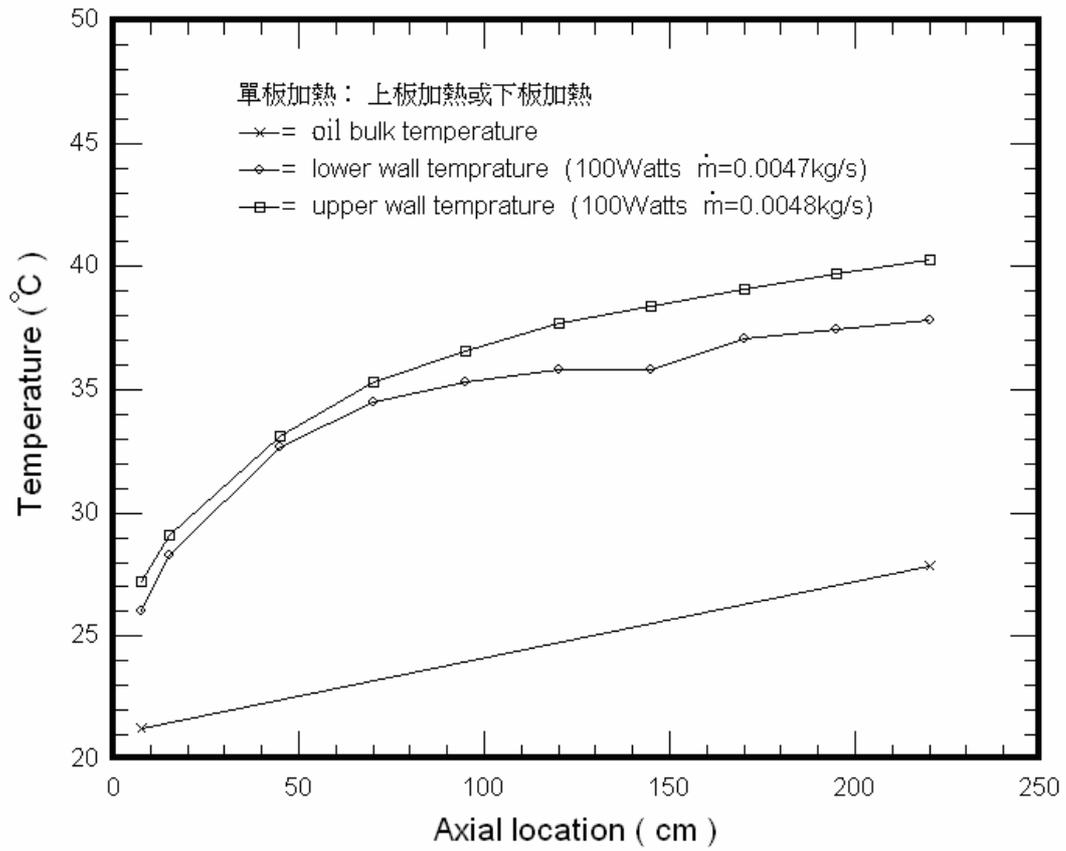


圖 3-1 單板加熱壁面溫度與流體溫度隨軸向位置的關係圖

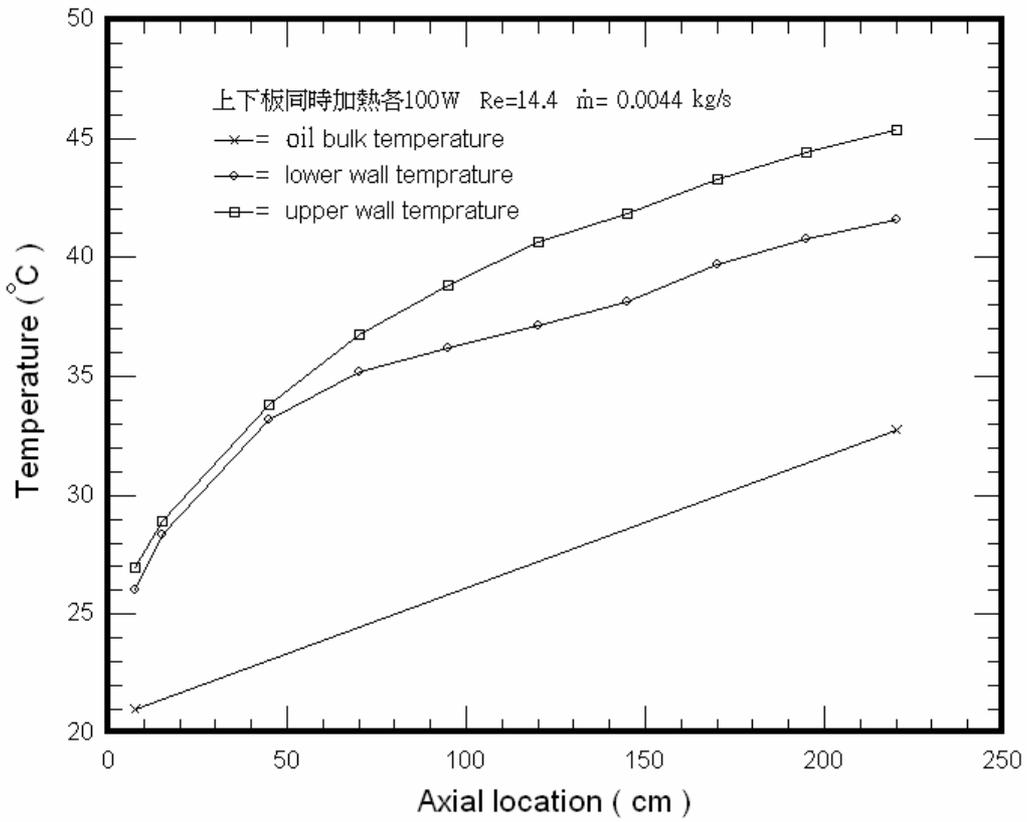


圖 3-2 上下板同時加熱壁面溫度與流體溫度隨軸向位置的關係圖

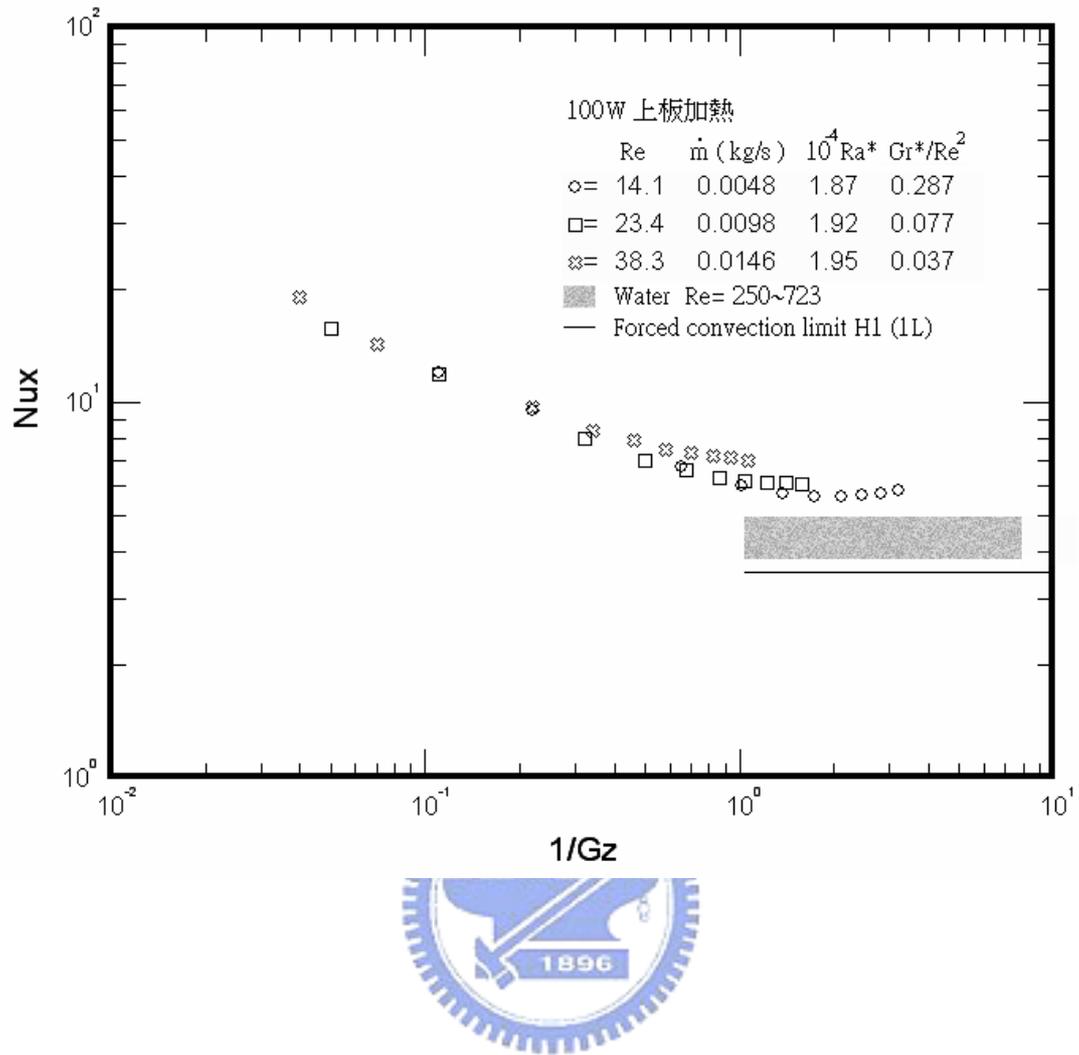


圖 3-3 上板加熱 100W 在層流狀態下局部紐塞數與 $1/Gz$ 的關係圖

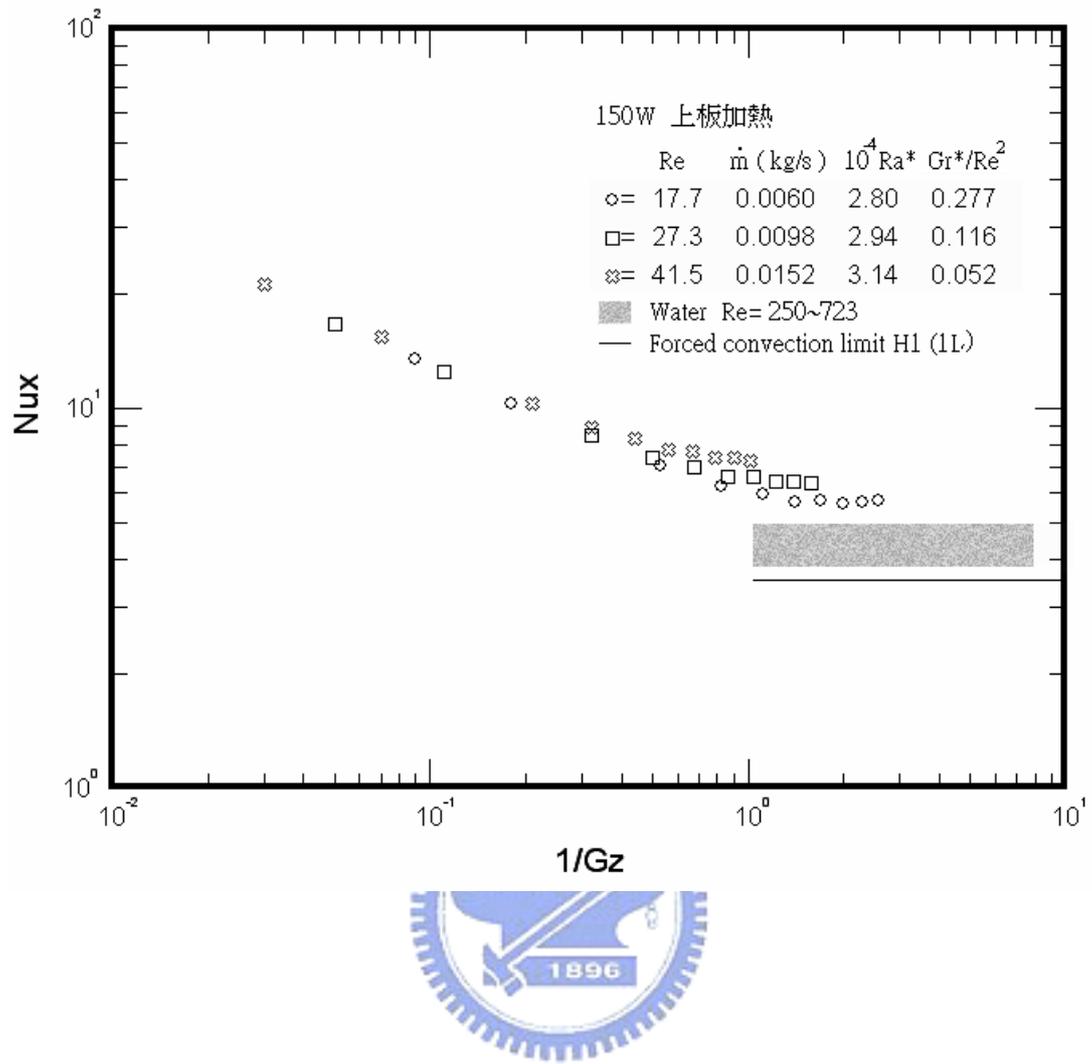


圖 3-4 上板加熱 150W 在層流狀態下局部紐塞數與 $1/Gz$ 的關係圖

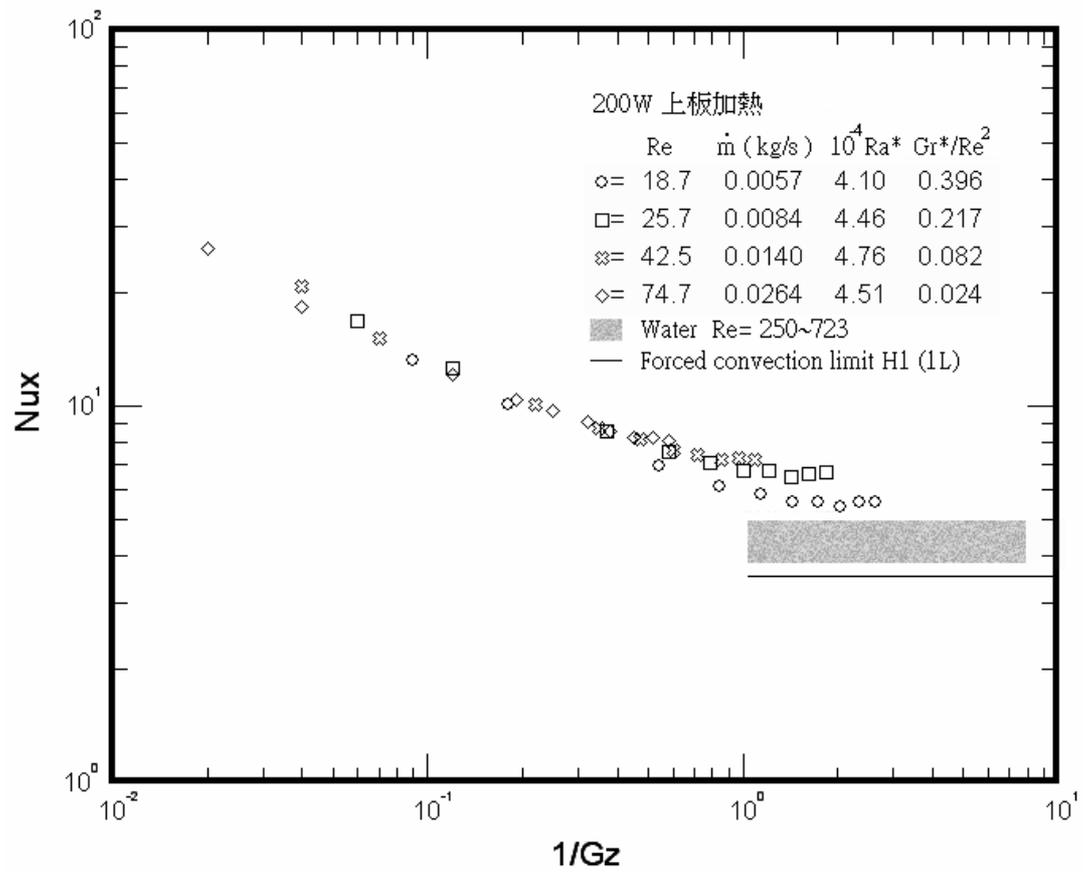


圖 3-5 上板加熱 200W 在層流狀態下局部紐塞數與 $1/Gz$ 的關係圖

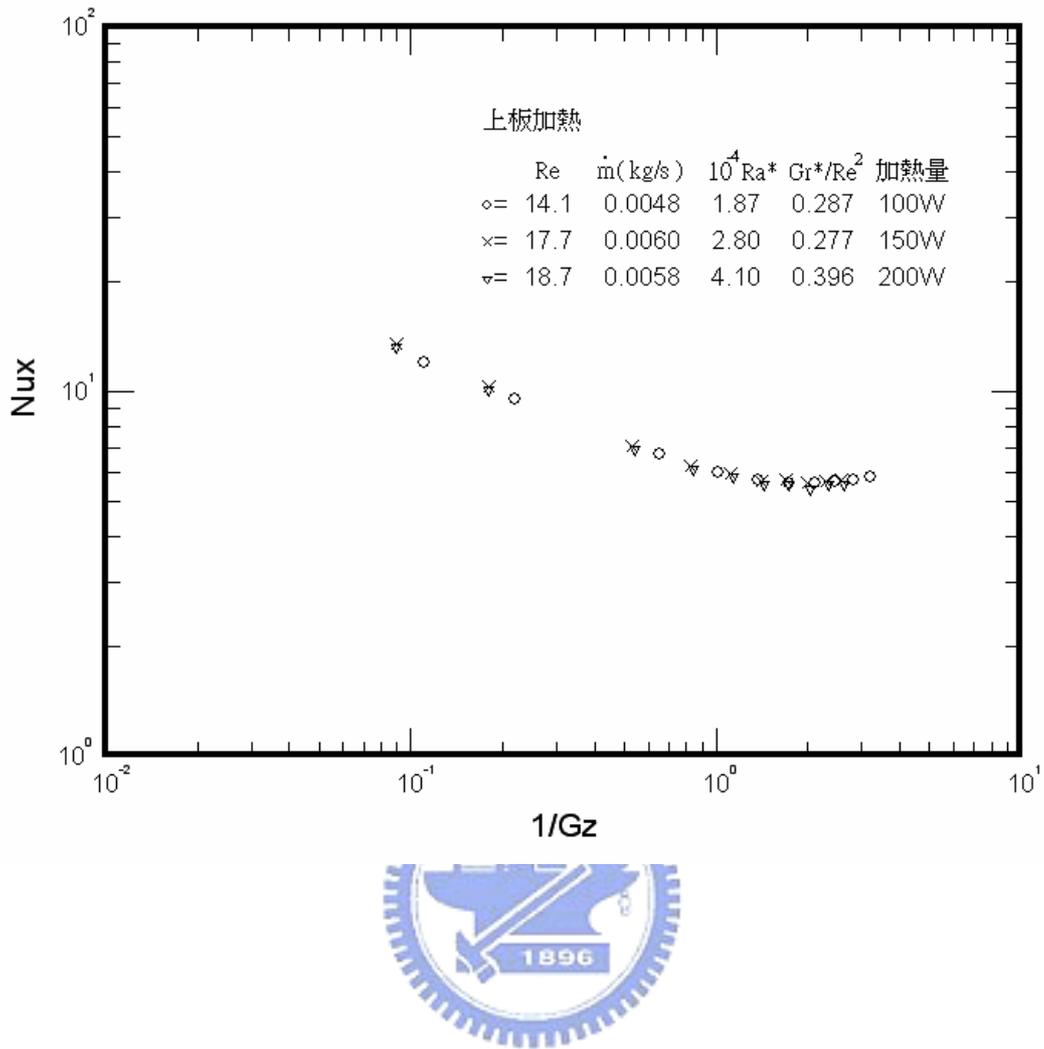


圖 3-6 固定質量流率在不同加熱瓦數局部紐塞數與 $1/Gz$ 的關係圖
(流量較低，上板加熱)

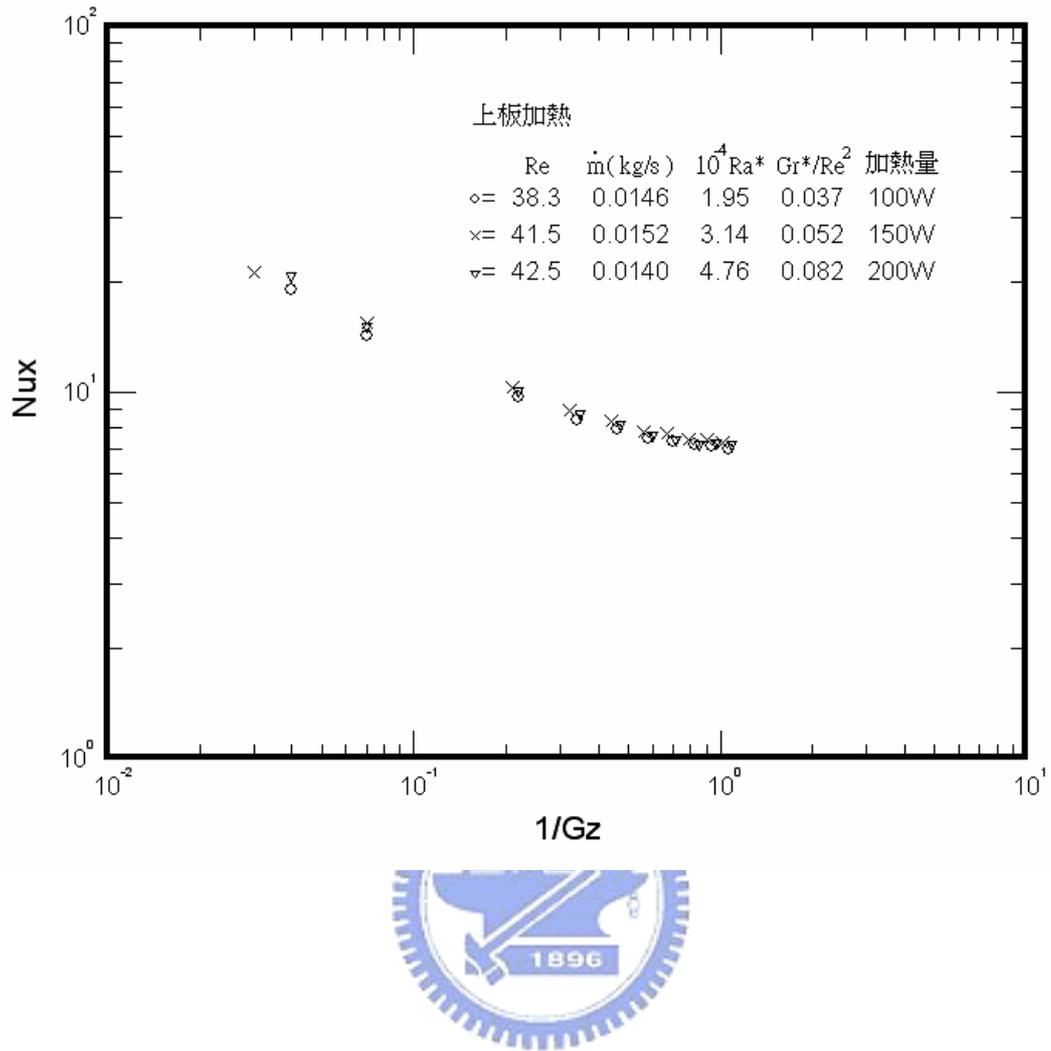


圖 3-7 固定質量流率在不同加熱瓦數局部紐塞數與 $1/Gz$ 的關係圖
(流量較高，上板加熱)

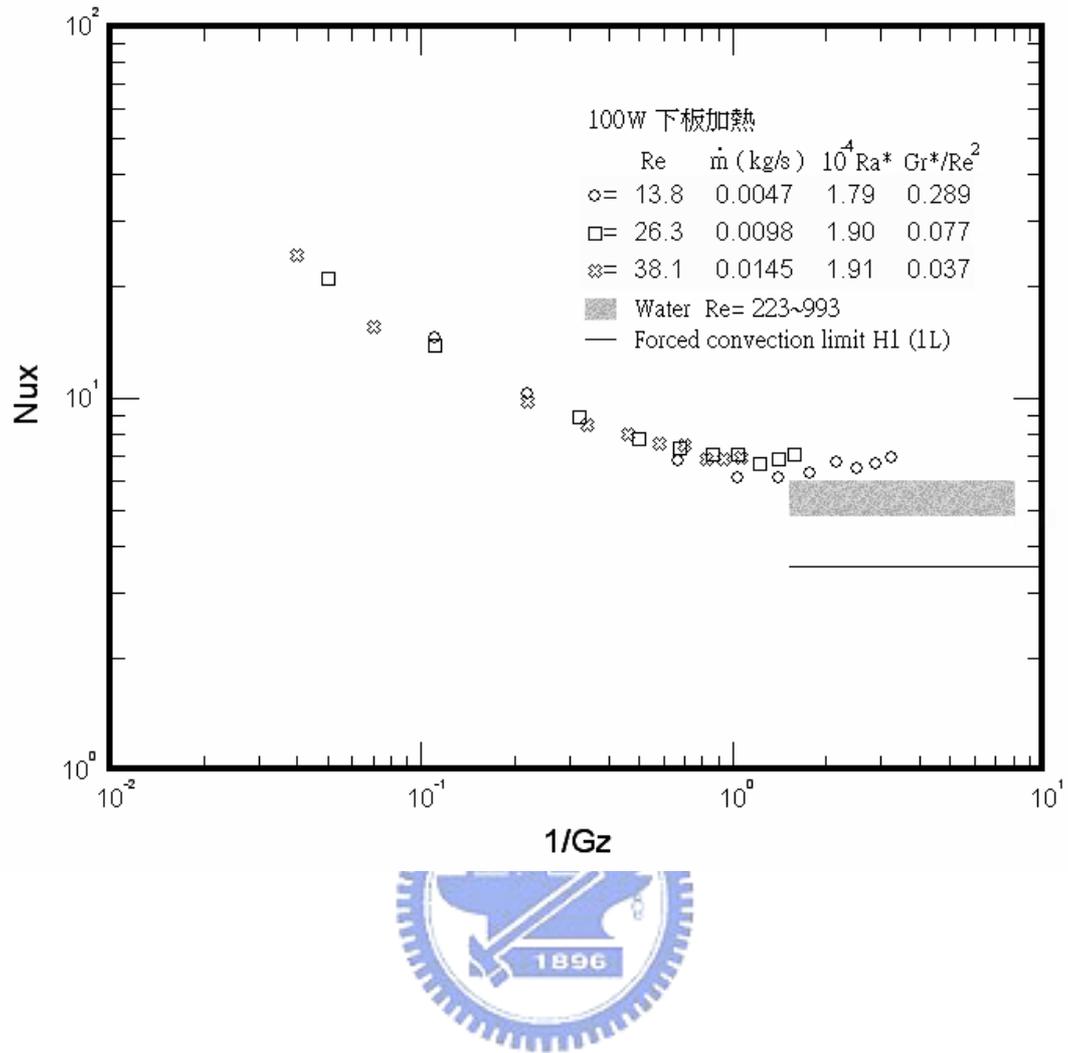


圖 3-8 下板加熱 100W 在層流狀態下局部紐塞數與 $1/Gz$ 的關係圖

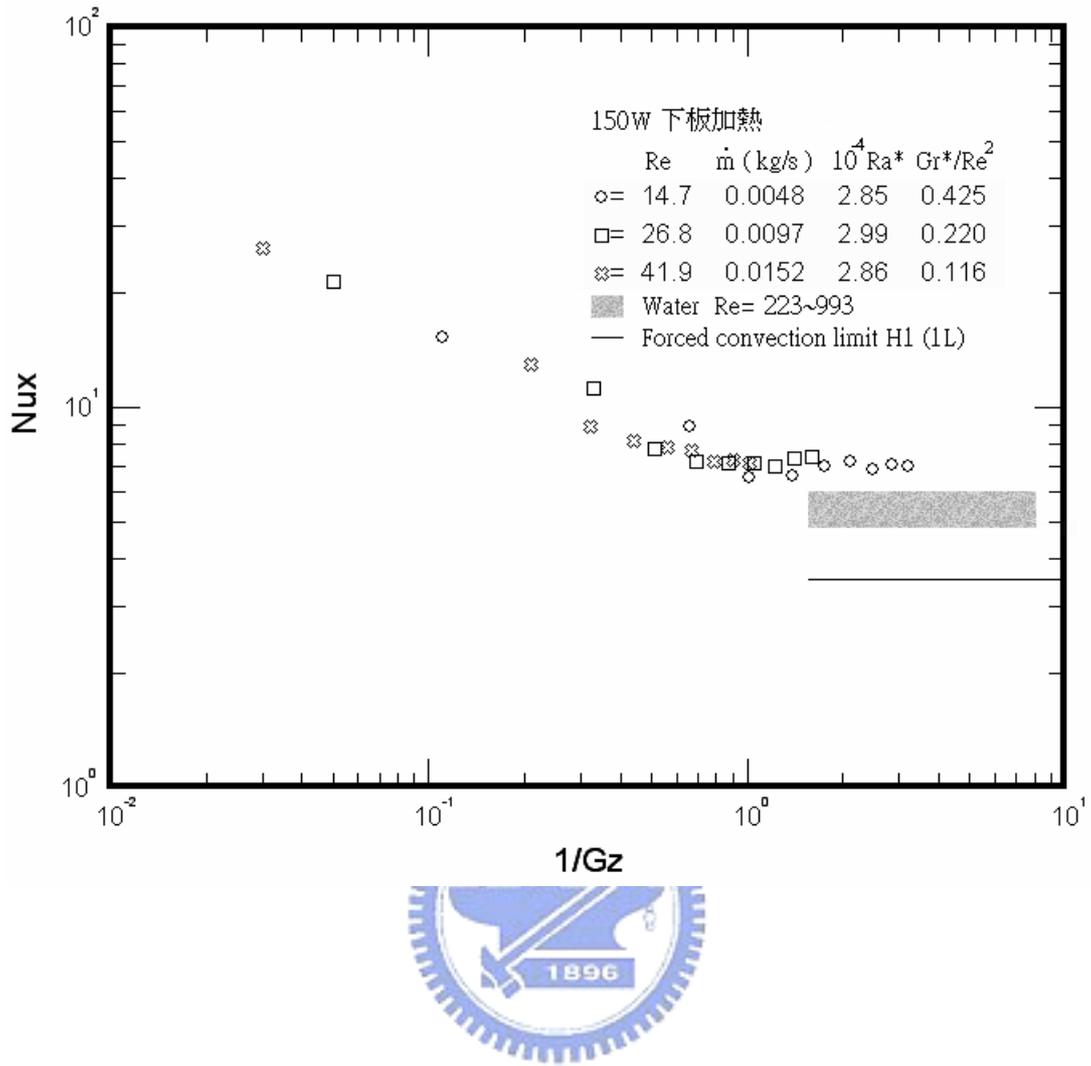


圖 3-9 下板加熱 150W 在層流狀態下局部紐塞數與 $1/Gz$ 的關係圖

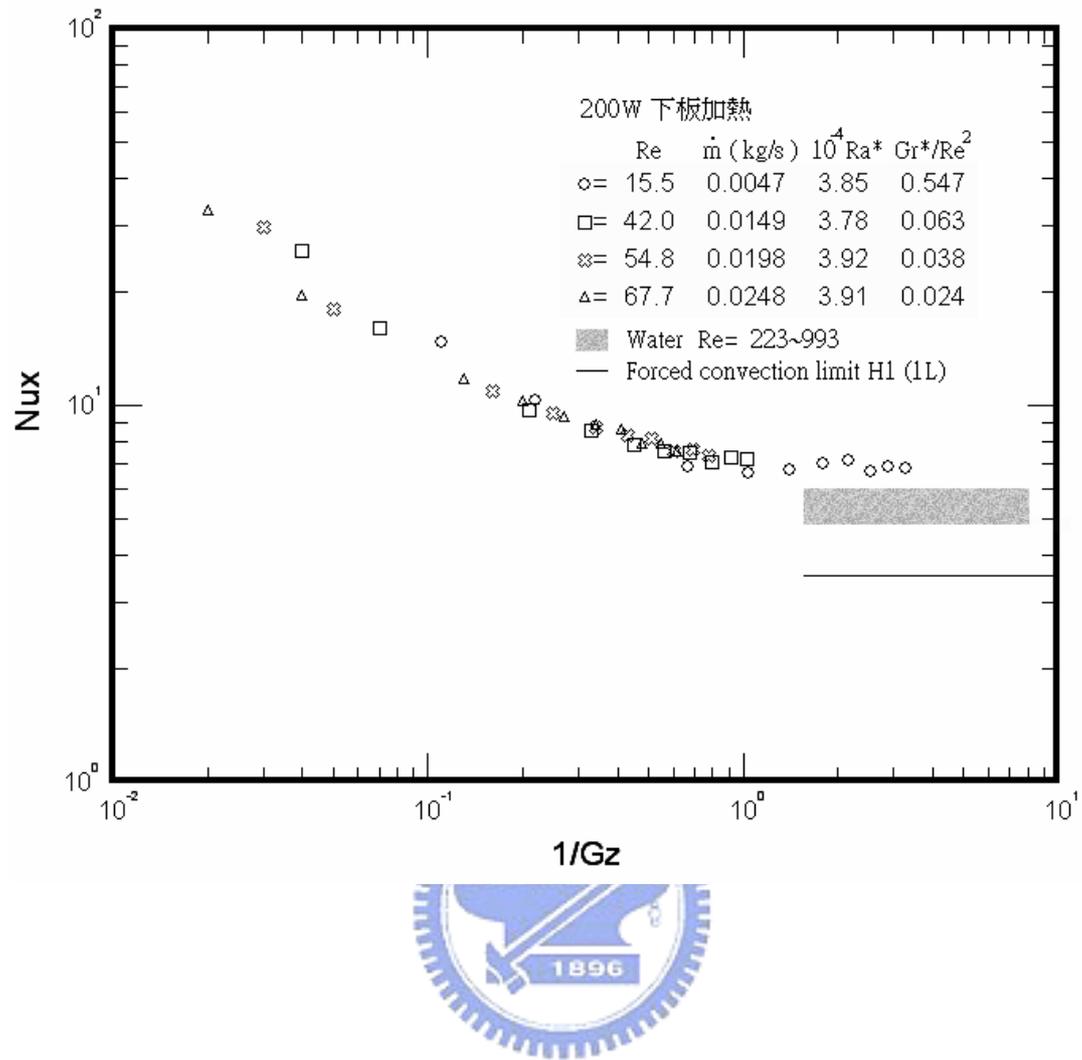


圖 3-10 下板加熱 200W 在層流狀態下局部紐塞數與 $1/Gz$ 的關係圖

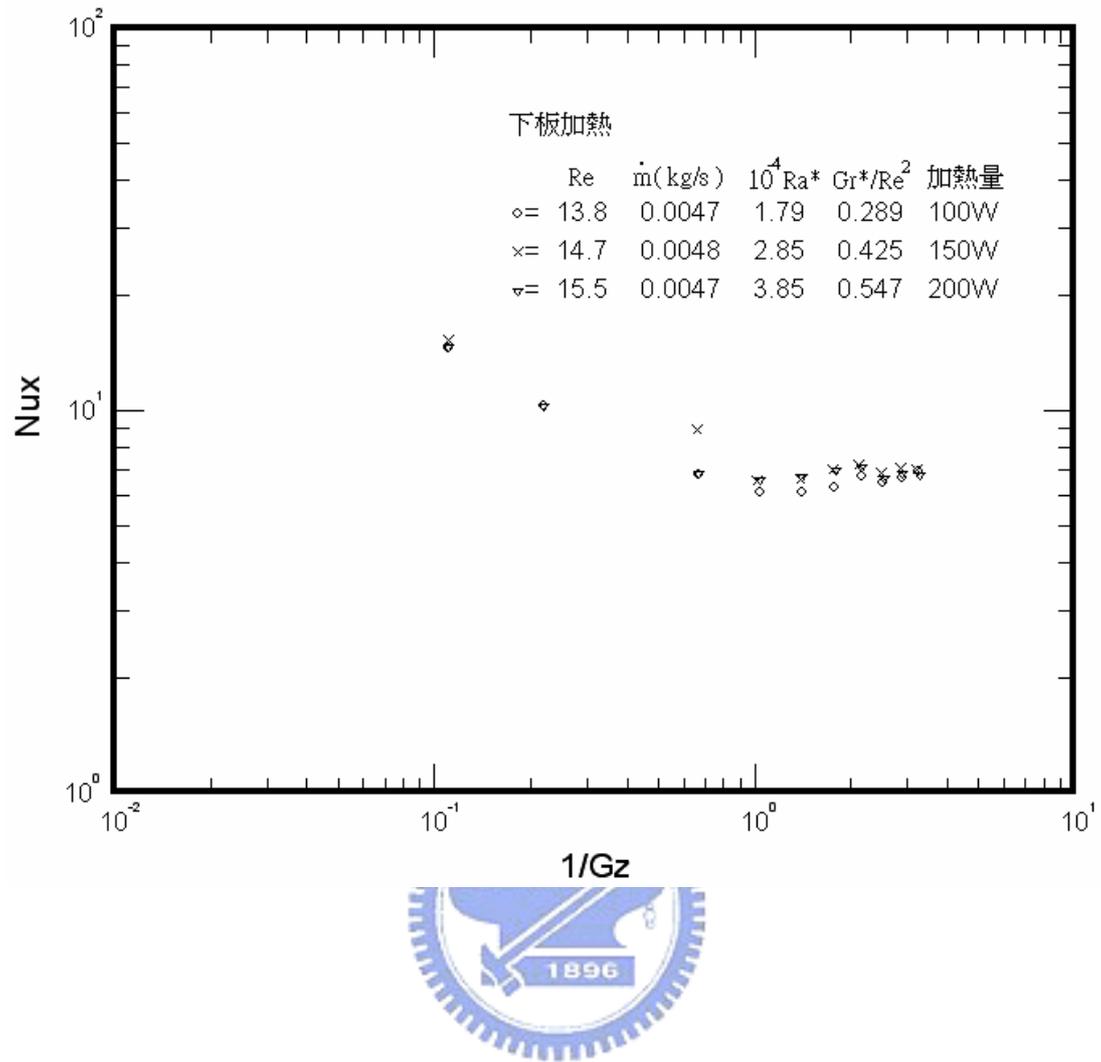


圖 3-11 固定質量流率在不同加熱瓦數局部紐塞數與 $1/Gz$ 的關係圖
(流量較低，下板加熱)

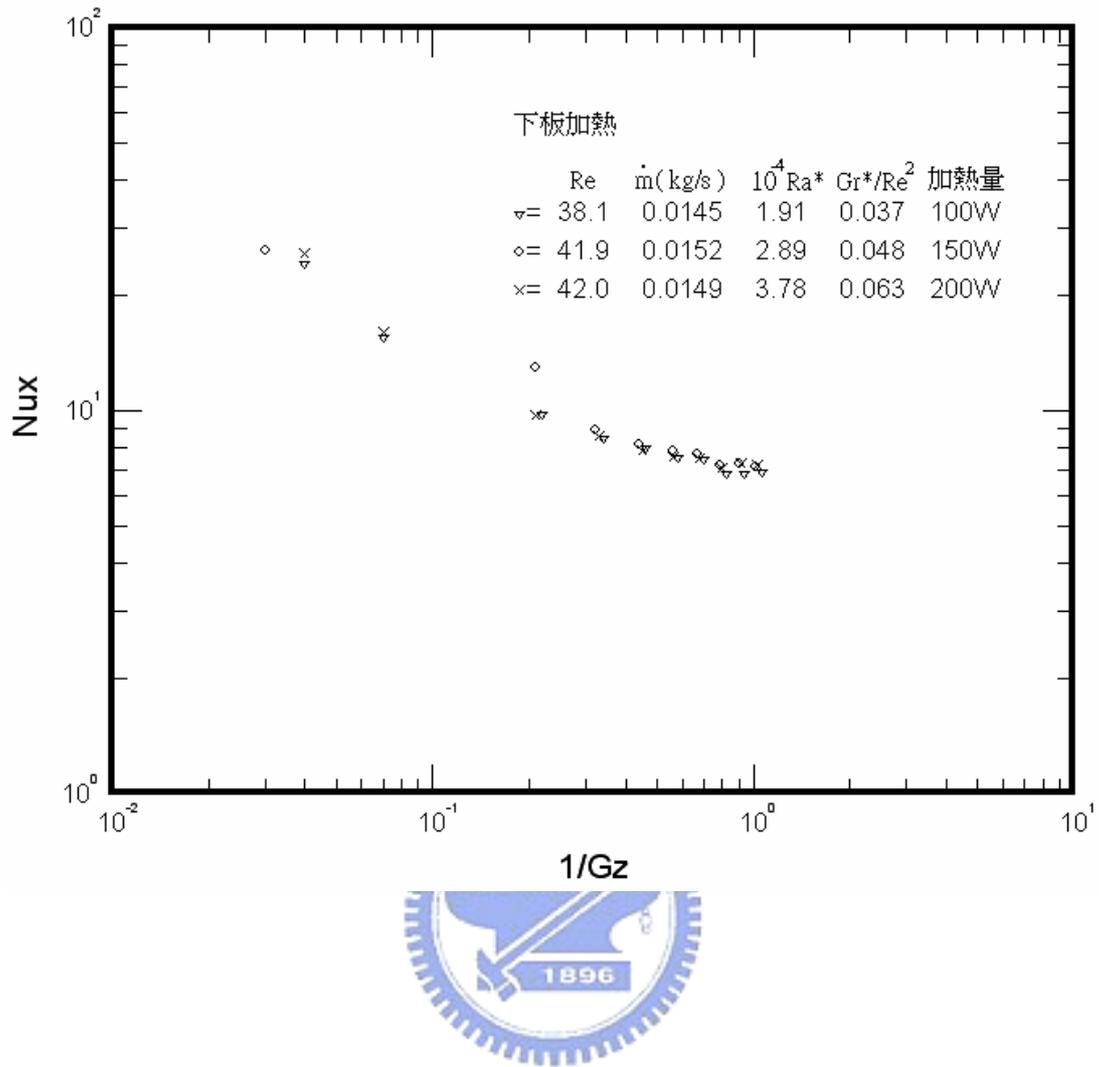


圖 3-12 固定質量流率在不同加熱瓦數局部紐塞數與 $1/Gz$ 的關係圖
(流量較高，下板加熱)

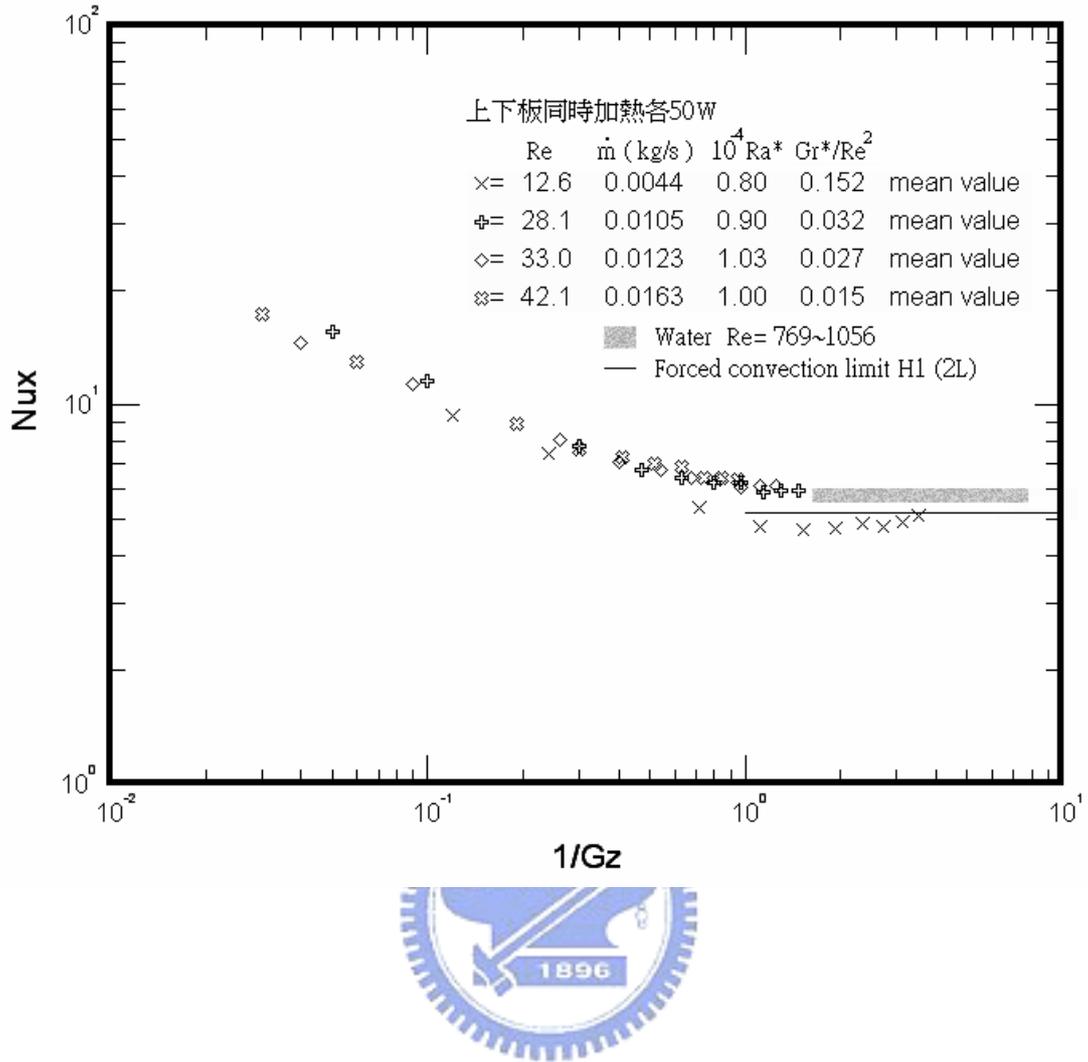


圖 3-13 上下板同時加熱各 50W 在層流狀態下局部平均紐塞數與 $1/Gz$ 的關係圖

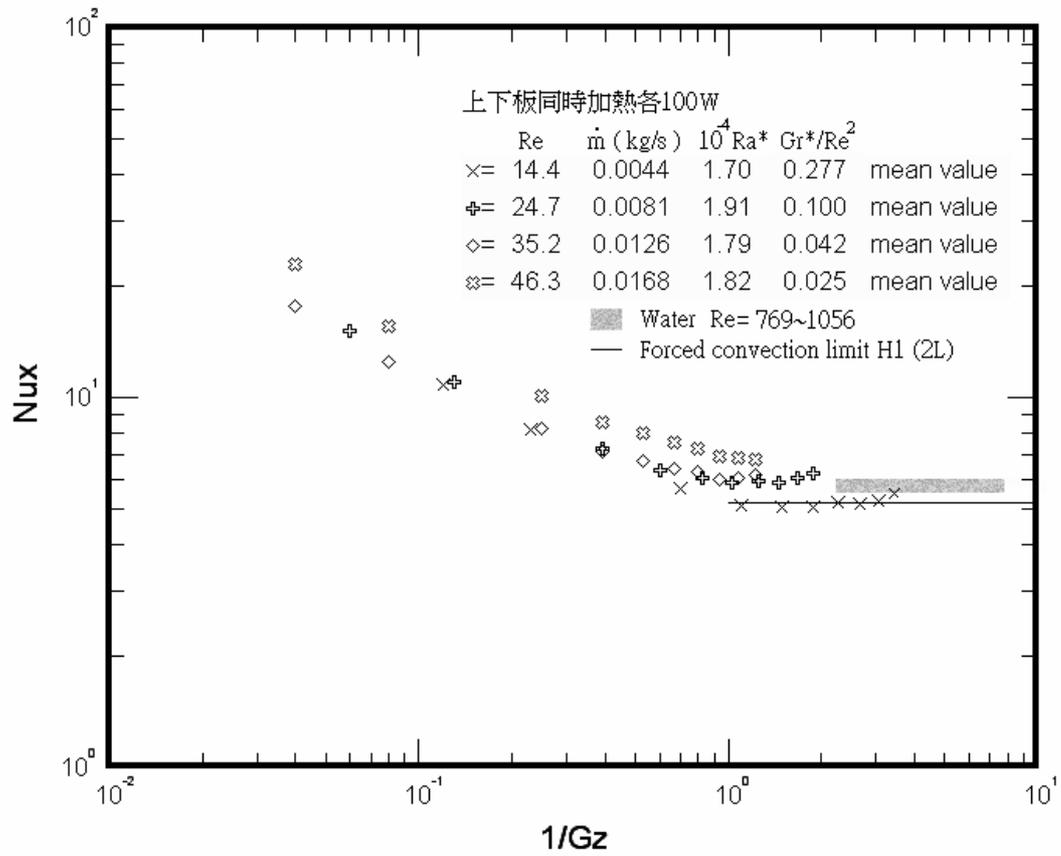


圖 3-14 上下板同時加熱各 100W 在層流狀態下局部平均紐塞數與 $1/Gz$ 的關係圖

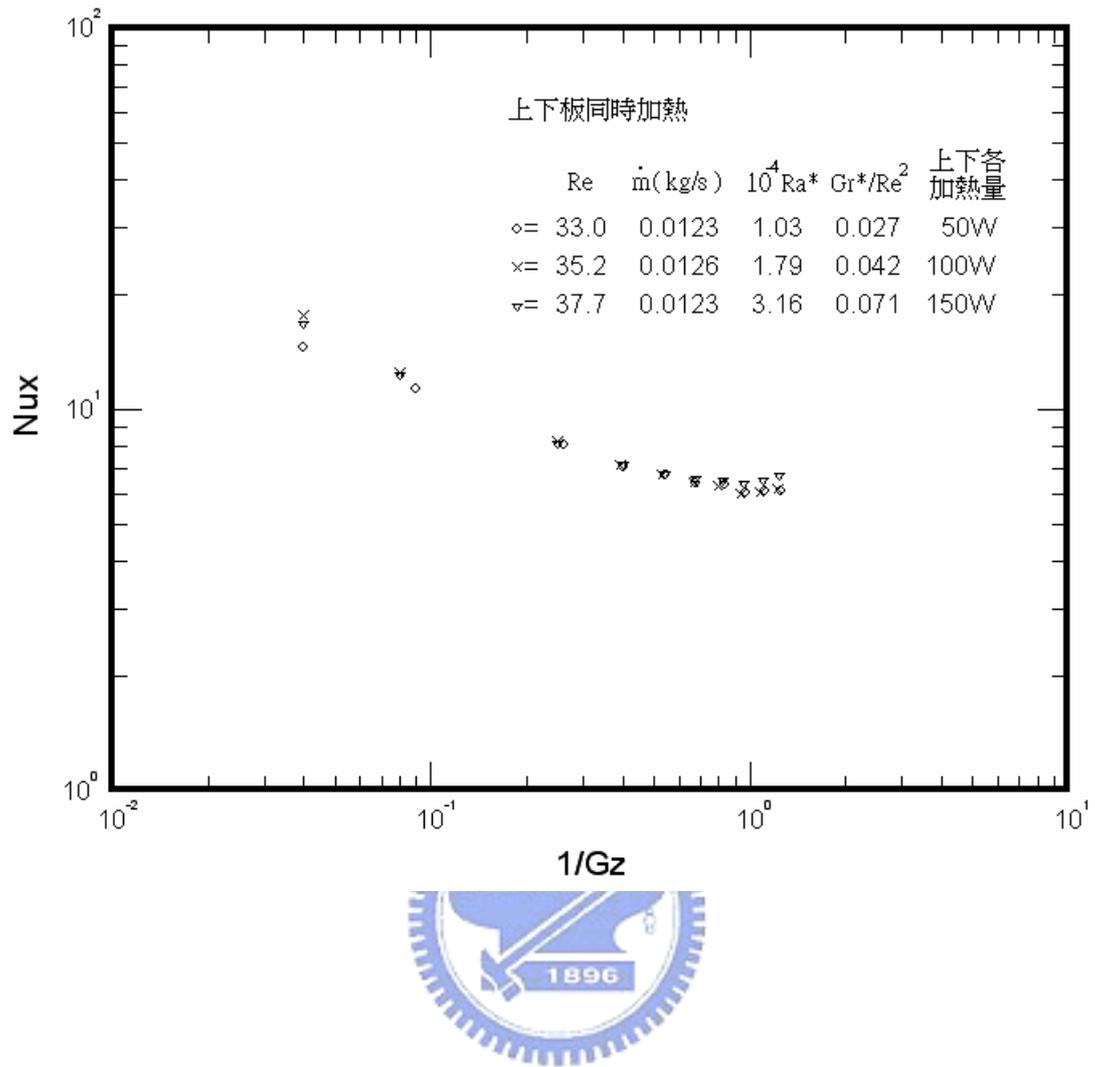


圖 3-15 固定質量流率在不同加熱瓦數局部紐塞數與 $1/Gz$ 的關係圖
(流量較低，上下板同時加熱)

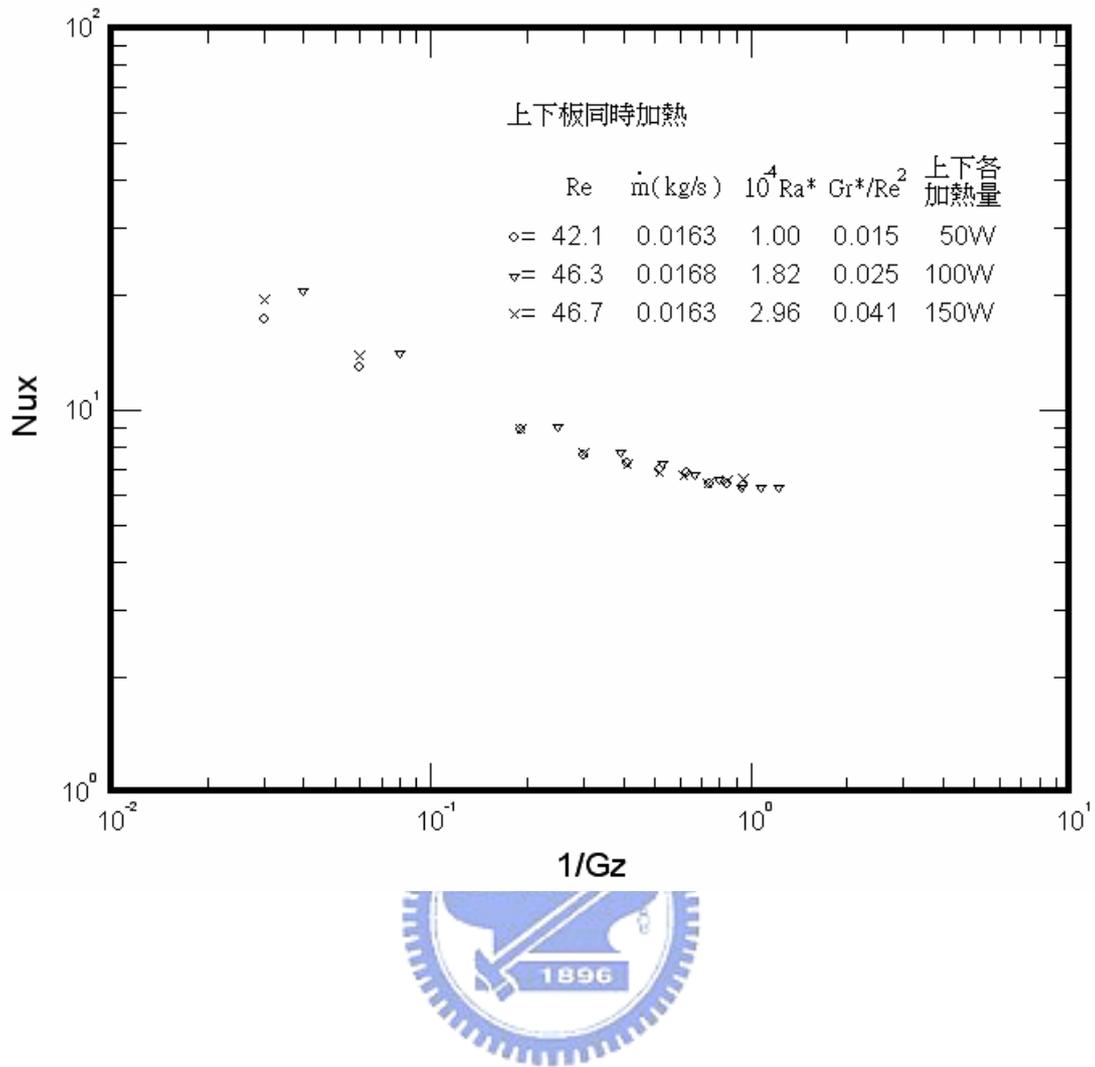


圖 3-16 固定質量流率在不同加熱瓦數局部紐塞數與 $1/Gz$ 的關係圖
(流量較高，上下板同時加熱)

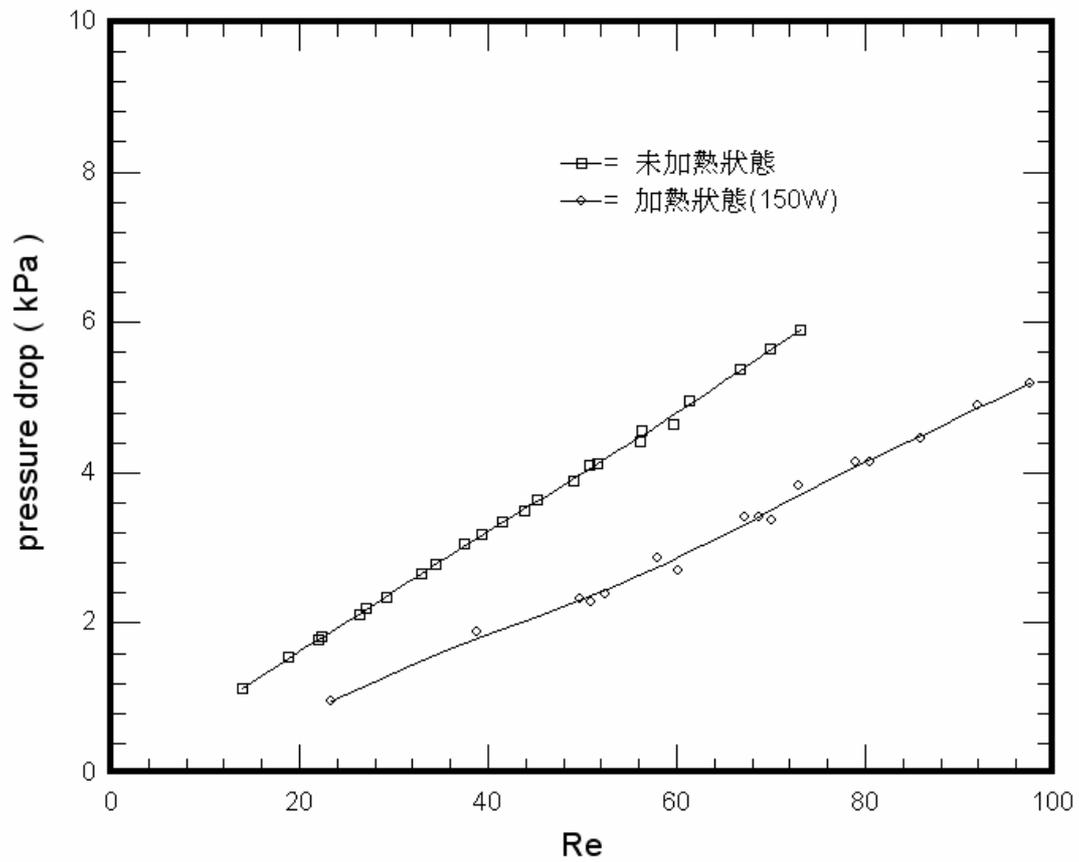


圖 3-17 石蠟油 70 壓力差降值與雷諾數的關係圖

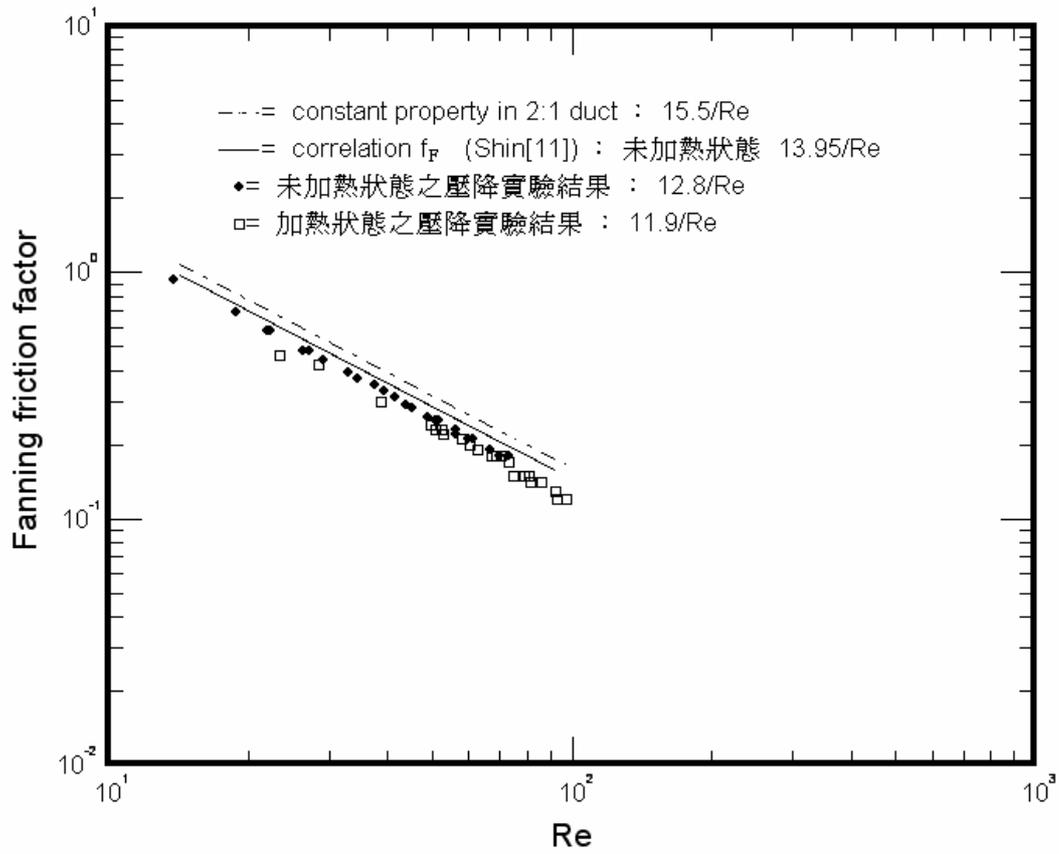


圖 3-18 石蠟油 Fanning 摩擦因子與雷諾數的關係圖

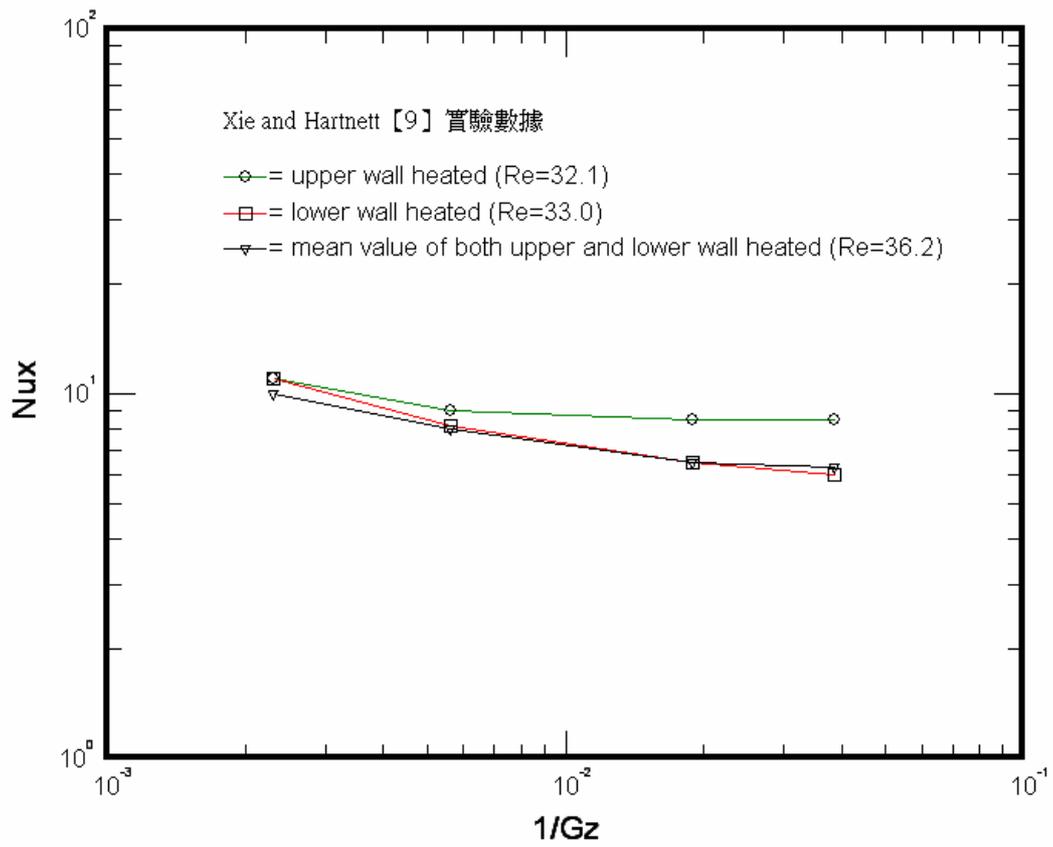


圖 3-19 礦物油在三種加熱條件且最低流量下的實驗數據比較

(Xie 和 Hartnett 【9】)

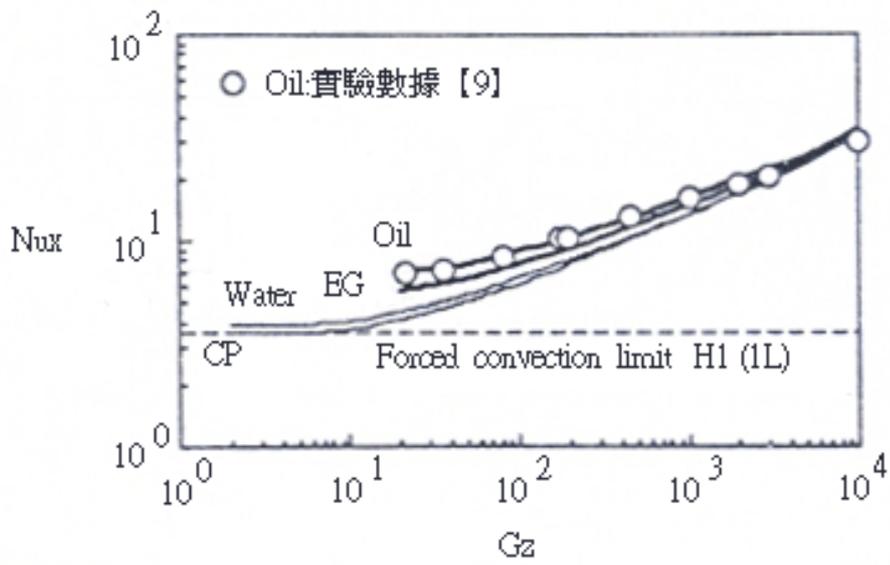


圖 3-20 比較純水、乙烯乙二醇和礦物油在上板加熱下的熱傳結果

(Shin 等人【11】)



第四章 結論

本論文實驗研究寬高比 2 比 1 矩形管的熱傳係數以及壓力差降
值。石蠟油 70 當作工作流體是由於其黏度隨溫度變化劇烈的特性，
研究在低雷諾數下的層流熱傳係數。經由實驗，可以歸納出下面結果：

1. 紐塞數：在雷諾數範圍 12 至 75，入口溫度 21°C 的條件下，在完全發展區的範圍內

(1) 在同一加熱量下與同一質量流率下：下板加熱熱傳係數較上板
加熱佳；上下板同時加熱時，下板熱傳係數仍較上板佳。

(2) 在同一加熱量下，隨質量流率增加之完全發展紐塞數增加情
形：上板加熱增加幅度最明顯，下板與上下板同時加熱不明顯。
隨質量流率增加，速度分布扭曲效應不明顯，上板加熱時只受
強制對流影響，所以局部紐塞數增加幅度明顯。下板加熱在低
流量時，局部紐塞數增加主要是因為浮力效應，其次為強制對
流效應；在高流量時，浮力效應減弱，紐塞數增加主要為強制
對流效應，其次為浮力效應，因此紐塞數增加幅度不明顯。上
下板同時加熱理由與下板加熱雷同。

(3) 在同一質量流率下，隨加熱量增加之完全發展紐塞數增加情
形：加熱量範圍太小，無論單板加熱或上下板同時加熱的增加
幅度雖皆不明顯，下板加熱與上下板同時加熱又略比上板效果

顯著。加熱量大小的影響作用在浮力效應上。已完全發展之紐塞數並未隨著加熱量增加而穩定增大，有時反而下降，原因是實驗參數的不準度範圍內。

(4)上板加熱在三種加熱瓦數之最低流量下的已完全發展紐塞數趨近值高於純水 11 至 14%；下板加熱在三種加熱瓦數之最低流量下的已完全發展紐塞數趨近值高於純水 11 至 16%。

(5)上下板同時加熱局部平均紐塞數隨 $1/Gz$ 變化之曲線在出口區稍微上揚是受到浮力效應影響。

2. 壓降值

(1)未加熱狀態與加熱狀態的壓降值隨雷諾數增加而成正比增加。

(2)未加熱狀態與加熱狀態的芬寧摩擦因子與雷諾數的乘積分別趨於定值 12.8 和 11.9，與理論之誤差不超過 9%。

經由本實驗可以得知，就流體黏度隨溫度變化的牛頓流體而言：黏度愈高，通常黏度變化大，熱傳效果較好，但壓力差降較大；黏度愈低，通常黏度變化小，熱傳效果較差，但壓力差降較小。因此為了使熱傳增強的同時，必須考慮壓力差降的影響，在其中取得平衡點。

參考文獻

- 【1】 Sieder, E. N. and Tate G. E. ,1936, "Heat transfer and pressure drop of liquids in tubes", Industrial & Engineering Chemistry 23(12), pp1429-1435
- 【2】 Yang, K. T., 1962, "Laminar forced convection of liquids in tubes with variable viscosity", ASME J. Heat Transfer 84, pp353-362
- 【3】 Shannon, R. L. and Depew, C. A., 1969, "Forced laminar flow convection in a horizontal tube with variable viscosity and free convection effects", ASME J. Heat Transfer 91, pp251-258
- 【4】 Oskay, R. and Kakac, S., 1973, "Effect of viscosity variations on forced convection heat transfer in pipe flow", METU J. Pure Appl. Sci., 6(2), pp211-230
- 【5】 Test, F. L., 1968, "Laminar flow heat transfer and fluid flow for liquids with temperature-dependent viscosity", ASME J. Heat Transfer 90, pp385-393
- 【6】 Lyutikas, N. S. and Zhukauskas, A. A., 1968, "An investigation of the influence of variable viscosity on laminar heat transfer in a flat duct", Int. Chem. Engng 8(2), pp301-310
- 【7】 Hwang, S. T. and Hong, S. W., 1970, "Effect of variable viscosity on laminar heat transfer in a rectangular duct", Chemical Engineering Progress Symposium Series 66(102), pp100-108
- 【8】 Butler, H. W. and Mckee, D. E., 1973, " An exact solution for the flow of temperature-dependent viscous fluids in heated rectangular

- ducts”, J. Heat. Transfer 95, pp555-557
- 【9】 Xie, C. and Harnett, J. P., 1992, ”Influence of variable viscosity of mineral oil on laminar heat transfer in a 2:1 rectangular duct”, Int. J. Heat Mass Transfer 35, pp641-648
- 【10】 Chou, F. C. and Tung, C. W., 1995, “The mechanism of heat transfer enhancement of mineral oil in a 2:1 rectangular duct”, Int. J. Heat Mass Transfer 38, pp2863-2871
- 【11】 Shin, S., 1993, “Numerical study of laminar heat transfer with temperature dependent fluid viscosity in a 2:1 rectangular duct”, Int. J. Heat Mass Transfer 36(18), pp4365-4373
- 【12】 Chang, P.Y. and Chou, F.C., 1998, “Heat transfer mechanism for Newtonian and non-Newtonian fluids in 2:1 rectangular ducts”, Int. J. Heat Mass Transfer 41, pp3841-3856
- 【13】 Preiningerova, V. and Allen, P. H. G., 1974, “Laminar flow entry length heat transfer with varying physical properties in simple and complex duct geometries”, Proceedings of The 5th International Heat Transfer Conference, Vol. 3, NC5.4, pp188-192
- 【14】 張秀月等編輯, 2002, “潤滑油、脂採購指南 2002-2004”, 石油情報出版社
- 【15】 蔡信行編輯, 2000, “潤滑油脂產品及其應用 上、下冊”, 中國石油公司訓練所
- 【16】 Kozicki, W., Chou, C. H. and Tiu, C., 1996, “Non-Newtonian flow

in ducts of arbitrary cross-section shape”, Chem. Eng. Sci., 21,
pp665-679

- 【17】 Arpaci, V. S., 1987, “Conduction heat transfer”, Chap. 3, pp117,
Addison-Wesley
- 【18】 Mills, A. F., 1999, “Basic heat and mass transfer”, 2nd Edition,
Chap. 4, pp301-307, Prentice Hall, New Jersey
- 【19】 郭聖良, 2005, “黏彈性流體在寬高比 2 比 1 之水平矩形管道內的熱傳增強實驗”, 國立交通大學碩士論文
- 【20】 Shan, R. K. and London, A. L., 1978, “Laminar flow forced
convection in ducts”, Supplement 1 to Advances in Heat Transfer,
Academic, New York
- 【21】 Kline, S. J., 1985, “The purpose of uncertainty analysis”, J. Fluids
Engineering, v.107, pp153-160
- 【22】 Kakac, S., 1987, The effect of temperature-dependent fluid
properties on convective heat transfer. In Handbook of Single-phase
Convective Heat Transfer (Edited by S. Kakac, R. K. Shah and W.
Aung), Chap. 18, pp18-8, Wiley, New York

附錄 A 實驗不準度分析

由 S. J. Kline 【21】所建議的不準度分析方法，實驗結果是經由一系列實驗量測而得到的，因此實驗結果 R 為各個實驗量測參數 $x_1, x_2, x_3, \dots, x_n$ 的函數。

$$R = R(x_1, x_2, x_3, \dots, x_n)$$

而在 x_i 時產生有 δx_i 的變化，使得 R 值有的 δR_i 變化量

$$\delta R_i = \frac{\partial R}{\partial x_i} \delta x_i$$

$$\frac{\delta R_i}{R} = \frac{1}{R} \frac{\partial R}{\partial x_i} \delta x_i = \frac{x_i}{R} \frac{\partial R}{\partial x_i} \frac{\delta x_i}{x_i} \quad (\text{A. 1})$$

所以 x_i 由所造成的不準度， u_{R_i} ：

$$u_{R_i} = \frac{x_i}{R} \frac{\partial R}{\partial x_i} u_{x_i} \quad (\text{A. 2})$$

假設 u_R 為實驗結果的不準度，而 $u_1, u_2, u_3, \dots, u_n$ 為各個實驗量測參數的不準度。則實驗結果的不準度與各個實驗量測參數的不準度的關係為：

$$u_R = \pm \left[\left(\frac{x_1}{R} \frac{\partial R}{\partial x_1} \cdot u_1 \right)^2 + \left(\frac{x_2}{R} \frac{\partial R}{\partial x_2} \cdot u_2 \right)^2 + \dots + \left(\frac{\partial R}{\partial x_n} \cdot u_n \right)^2 \right]^{1/2} \quad (\text{A. 3})$$

不準度分析：

A-1 質量流率不準度分析

本實驗是以量杯配合碼錶量測工作流體在一分鐘時間內的質量流率：

$$\dot{m} = \frac{\Delta m}{\Delta t} \quad (\Delta m = m_f - m_e)$$

而誤差參數

$$\text{燒杯裝滿水, } u_{m_f} = \pm \frac{2g}{2330g} = \pm 0.0009$$

$$\text{燒杯未裝水, } u_{m_e} = \pm \frac{2g}{130g} = \pm 0.0154$$

$$\begin{aligned} u_{\Delta m} &= \pm \left[\left(\frac{m_f}{\Delta m} \frac{\partial \Delta m}{\partial m_f} u_{m_f} \right)^2 + \left(\frac{m_e}{\Delta m} \frac{\partial \Delta m}{\partial m_e} u_{m_e} \right)^2 \right]^{1/2} \\ &= \pm \{ [(1.059)(1)(0.0009)]^2 + [(0.0059)(1)(0.0154)]^2 \}^{1/2} \\ &= \pm 0.00152 \end{aligned}$$

$$u_{\Delta t} = \pm \frac{0.2s}{60s} = \pm 0.0033$$

由於 $\dot{m} = \dot{m}(\Delta m, \Delta t)$

$$\begin{aligned} u_{\dot{m}} &= \pm \left[\left(\frac{\Delta m}{\dot{m}} \frac{\partial \dot{m}}{\partial \Delta m} u_{\Delta m} \right)^2 + \left(\frac{\Delta t}{\dot{m}} \frac{\partial \dot{m}}{\partial \Delta t} u_{\Delta t} \right)^2 \right]^{1/2} \\ &= \pm \left[(1)(\pm 0.00152)^2 + (1)(0.0033)^2 \right]^{1/2} \\ &= \pm 0.0036 \quad \text{or} \quad \pm 0.36\% \end{aligned}$$

A-2 面積不準度

實驗測試端的面積為 $10 \times 5 \text{ mm}$ ，假設基本誤差為 0.1 mm ，

$$A = a \times b$$

$$u_a = \pm \frac{0.1}{10} = \pm 0.01$$

$$u_b = \pm \frac{0.1}{5} = \pm 0.02$$

$$\begin{aligned} u_A &= \pm \left[\left(\frac{a}{A} \frac{\partial A}{\partial a} u_a \right)^2 + \left(\frac{b}{A} \frac{\partial A}{\partial b} u_b \right)^2 \right]^{1/2} \\ &= \pm (u_a^2 + u_b^2)^{1/2} \end{aligned}$$

$$= \pm 0.022 \text{ or } \pm 2.2\%$$

A-3 周長不準度

$$P = 2(a + b)$$

$$\begin{aligned} u_p &= \pm \left[\left(\frac{a}{P} \frac{\partial P}{\partial a} u_a \right)^2 + \left(\frac{b}{P} \frac{\partial P}{\partial b} u_b \right)^2 \right]^{1/2} \\ &= \pm \left[\left(\frac{a}{(a+b)} u_a \right)^2 + \left(\frac{b}{(a+b)} u_b \right)^2 \right]^{1/2} \\ &= \pm 0.014 \text{ or } \pm 1.4\% \end{aligned}$$

A-4 水力直徑不準度

$$D_h = \frac{4A}{P}$$

$$\begin{aligned} u_{D_h} &= \pm \left[\left(\frac{A}{D_h} \frac{\partial D_h}{\partial A} u_A \right)^2 + \left(\frac{P}{D_h} \frac{\partial D_h}{\partial P} u_p \right)^2 \right]^{1/2} \\ &= \pm (u_A^2 + u_p^2)^{1/2} \\ &= \pm 0.02607 \text{ or } \pm 2.6\% \end{aligned}$$

A-5 量測溫度局部壁溫，進出口溫度最大不準度

數據擷取機的最小精準度為 0.1°C ，最低量測溫度為 21°C

$$u_{T_w} = 0.48\%$$

A-6 進出口溫度差最大不準度

在實驗中，進出口溫差最低為 3.02°C ，且出口溫度最低為 24.10°C

$$\Delta T_b = T_{b,out} - T_{b,in}, \quad u_{\Delta T_b} = 0.63\%$$

A-7 局部流體溫度

局部流體溫度的定義： $T_x = T_{b,in} + (T_{b,out} - T_{b,in}) \left(\frac{x}{L} \right)$

$$u_{T_x} = 0.79\%$$

A-8 熱通量不準度

加熱量為 $Q_{main} = mC_p(T_{b,out} - T_{b,in})$ ， C_p 是流體比熱，參照文獻【9】

得到，假設誤差 1%，故計算可得

$$u_Q = 1.24\%$$

故在測試端的每單位面積熱傳量為

$$q_x = \frac{Q_{main}}{A}$$

其中 A 為測試段受熱面面積

$$\text{則 } u_{q_x} = 2.53\%$$

A-9 局部熱傳係數不準度

局部熱傳係數的定義為： $h_x = \frac{q_x}{T_{wx} - T_x}$

$$u_{h_x} = 2.61\%$$

A-10 局部紐塞數不準度

紐塞數定義為： $Nu_x = \frac{h_x \cdot D_h}{k}$ ，其中 k 由計算得到，誤差在 5%

以下，因此計算可得

$$u_{Nu_x} = 6.21\%$$

A-11 Gz 數的不準度

Gz 的定義： $Gz = \frac{\dot{m}C_p}{kx}$

因此計算可得

$$u_{Gz} = 5.11\%$$

A-12 壓力差降的不準度

差壓計採用 Foxboro 公司產品，其輸出訊號為 4-20mA，誤差值可達 $\pm 0.1\%$

所以

$$u_{\Delta p} = 0.1\%$$

A-13 摩擦因子的不準度

摩擦因子的定義如下

$$\Delta p = f \frac{L}{D_h} \frac{\rho V^2}{2}$$

其中 ρ 由表與計算查得，所以誤差在 1% 以下，計算可得

$$u_f = 3.61\%$$

A-14 雷諾數的不準度

雷諾數定義為

$$\text{Re} = \frac{\rho \cdot V \cdot D_h}{\mu} = \frac{4m}{\pi \mu \cdot D_h} = \text{Re}(m, \mu, D_h)$$

其中黏度由 Brookfield 黏度測試儀器測得，精確度在 $\pm 1\%$

$$u_{\text{Re}} = \pm 2.82\%$$

