

微擴散器泵的最佳設計

Optimum Design of Microdiffuser Pumps

孫珍理、楊宗翰、高然星

台灣科技大學機械工程系

Email: clsun@mail.ntust.edu.tw

摘要

本研究主要針對微擴散器泵的流體指向性(flow directing property)，探討不同擴散器半角、壓力振幅及壓力振盪頻率對於泵效能的影響。其中擴散器半角範圍為 5° 至 55° ，壓頭振幅為40 mm、50 mm及60 mm，壓力振盪頻率為0.27 Hz至0.66 Hz。

實驗分為穩態與動態量測兩個部份。穩態量測為提供一固定壓力，分別量測噴嘴與擴散器方向的體積流率。由實驗結果得知，對於相同的半角，擴散器方向的流率皆大於噴嘴方向，代表微擴散器泵的流體指向性易造成往擴散器方向的淨流率。若以穩態量測時擴散器與噴嘴方向體積流率的差值作為可得最大淨流率的指標，發現 25° 為最佳半角。

動態量測部份，在所測試的壓頭振幅與頻率範圍內，所得之淨流率亦皆發生在擴散器方向，且在半角為 25° 時可得最大的動態淨流率。當半角小於 25° 時，淨流率隨半角增加而上升，而半角大於 25° 時，淨流率則隨半角增加而下降。實驗結果亦發現，頻率增加反而會造成淨流率下降，而壓頭振幅增加一般會造成淨流率增加。但在頻率為0.66 Hz時，對於半角小於 10° 或半角大於 40° 的擴散器，當壓頭由50 mm增至60 mm時，淨流率卻反而下降，此為受到動態流場內迴流衍化的影響所致。

針對穩態時擴散器內的流場進行可視化，可發現當半角大於 30° 且壓力高於550 Pa時，會產生對稱的迴流結構。半角的增加皆會使迴流影響區域變大，擠壓擴散器的中心流場，使淨流率下降。

I. 前言

在微機電系統領域中，微流體元件(microfluidic component)因近年來在應用生物醫學領域的蓬勃發展而受到注目。較常見的微流體元件包括微流量計(flow sensor)、微型閥件(microvalves)、微型泵(micropump)及微混合器(micromixer)等。其中，微型泵除可應用於生物晶片[1]上，亦在微型冷卻器[2]、微型燃料電池[3]等領域上扮演重要角色。依工作特性，微型泵主要可分為機械式(mechanical)及非機械式(non-mechanical)二種[4]。機械式的微型泵主要是利用可移動組件產生泵效應，如薄膜或微型渦輪(microturbine)。機械式微型泵的結構尺寸較大，所能輸送的流量也相對較大，但其最大缺點在於可移動組件亦容易產生磨損，使元件整體的壽命降低。反之，非機械式微型泵為利用能量轉換的方式將電能或磁能轉換為流體的動能，如微熱氣泡式致動泵(thermal bubble actuated micropump)。非機械式微型泵之結構

尺寸較小，元件中並無可移動組件，可減少組件磨耗，且製程較為單純，更適合在微尺度的應用。

近十幾年文獻中所提出的無閥微型泵(valveless micropump)研究，皆是利用流體指向性(flow directing property)進行設計。此種概念最早是在1989年由van de Pol [5, 6]所提到，並在1993年由Stemme與Stemme [7]成功展示以擴散器與噴嘴作為原型的微型泵。在1997年Olsson等[8]使用DRIE(Deep Reactive Ion Etching)技術蝕刻擴散器流道溝槽，製作橫斷面為矩形的擴散器，並利用壓電材料驅動形成動態壓力差。1997年Jiang等[9]提到擴散器泵的效率不僅與元件幾何形狀有關，也受到流場Reynolds number極大的影響。2000年Olsson等[6]改變擴散器長度(1093 μm 與1044 μm)及半角(3.5° 、 4.9° 與 6.5°)，發現減少半角會得到較佳的流體指向性，而較短的擴散器長度在動態操作下能導致較高的淨流率。2004年Kim等[10]利用polydimethylsiloxane (PDMS)材料製作微型泵，發現若利用壓電材料致動，則頻率越高時壓電材料的振幅越小，產生的淨流率亦越小。

然而，目前文獻中所見的微型泵，其幾何形狀皆依循巨觀水力實驗的經驗數據進行設計，以較小的擴散器半角(5° 至 10°)及較長的擴散器(>1000 μm)為主。以巨觀的數據與公式來設計微尺度元件，往往忽略掉尺度縮小所造成的重要影響。故在本研究中，分別在穩態與動態致動下量測微擴散器泵的流率，探討改變半角(5° 至 55°)與頻率(0.27 Hz至0.66 Hz)對於泵效能的影響，並利用流場可視化觀察擴散器元件內部的迴流型態，以深入分析微擴散器泵流體指向性的作用機制。

II. 實驗量測架構

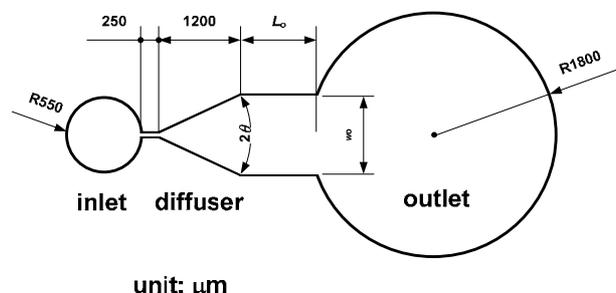


圖1 微擴散器泵的幾何結構

在本研究中，微擴散器泵的整體結構主要由流體入口(inlet)、擴散器主體(diffuser)及流體出口(outlet)所構成，如圖1所示。流體入口的半徑為550

μm ，出口的半徑為 $1800\ \mu\text{m}$ ，擴散器入口長度及寬度分別為 $250\ \mu\text{m}$ 及 $60\ \mu\text{m}$ ，擴散器主體的長度為 $1200\ \mu\text{m}$ 。

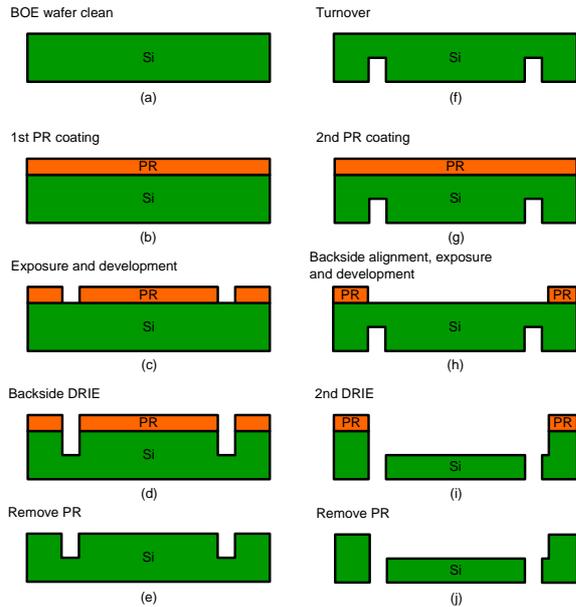


圖 2 矽晶圓製程步驟

利用微機電製程進行微擴散器泵的加工製作，以厚度 $525\ \mu\text{m}$ $\langle 100 \rangle$ 的 P 型雙面拋光矽晶圓為基材，製程步驟如圖 2 所示。在進行製程之前先以 BOE (Buffered Oxide Etch) 清洗矽晶圓，如圖 1(a) 所示，再進行第一層光罩的微影製程，此光罩定義了流道入口、出口等貫穿孔。在晶圓表面旋塗一層光阻，加以軟烤，以增加光阻與矽晶圓的接合，如圖 2(b) 所示。接著進行第一層光罩的曝光及顯影，並加以硬烤增加光阻的鍵結能力，如圖 2(c) 所示。利用光阻做為遮罩，在晶圓背面進行第一次 DRIE，如圖 2(d)。完成後，將矽晶圓翻轉至另一面以進行第二次微影製程，如圖 2(g) 與 2(h) 所示。第二層光罩定義了擴散器流道主體，第二次 DRIE 的蝕度深度為 $200\ \mu\text{m}$ ，如圖 2(i) 所示。完成製程後，以丙酮移除光阻，並以 BOE 與 Piranha (熱硫酸加雙氧水) 清潔矽晶圓，如圖 2(j) 所示。最後利用陽極接合 (anodic bonding) 將玻璃與矽晶圓接合，再進行切割 (dicing) 及流體管路的銜接，即完成元件製作。

實驗中所使用的工作流體為乙醇，變數共有微擴散器半角、壓力振動頻率與振幅三種。實驗架構如圖 3 所示，在動態量測時，自行設計一正弦壓力產生機構 (sinusoidal pressure generator)，利用平板凸輪結構搭配直流馬達與往複式從動件連接裝盛流體的燒杯，以提供隨時間呈正弦變化的壓力。凸輪的尺寸共有三種，各可提供振幅為 $40\ \text{mm}$ (Cam40)、 $50\ \text{mm}$ (Cam50) 與 $60\ \text{mm}$ (Cam60) 的壓頭。以壓差式壓力計 (Validyne DP103) 量測微擴散器入口處的壓力變化，進行實驗前，必須先將正弦壓力產生機構內的凸輪位置調整至揚程中點，校準燒杯的水平面與微擴散器出口高度。在實驗中，利用 CCD 攝影機拍攝出口處鐵氟龍流管裡

液氣介面的移動，量測其位移量與時間，即可計算流體的平均速度，進而推算平均體積流率，如式(1)所示。

$$\dot{Q} = \bar{v} \cdot A = \pi d_i^2 \Delta s / 4 \Delta t \quad (1)$$

其中 \bar{v} 為平均流速， A 為鐵氟龍流管截面積， Δs 為流體的位移量， Δt 為所需時間， d_i 為鐵氟龍流管內徑。

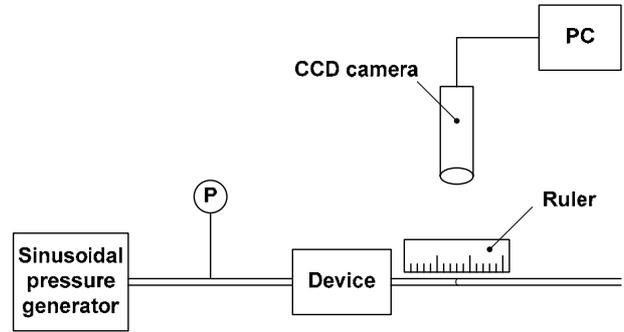


圖 3 實驗架構

進行穩態量測時，將凸輪位置調至揚程最高處，即可量測擴散器方向的流率，再將凸輪位置調至揚程最低處，即可量測噴嘴方向的流率。擴散器與噴嘴方向的流率差值即為穩態的淨流率，此為利用微擴散器流體指向性所能得到的最大流量，可作為動態量測的參考值，如式(2)所示。

$$\dot{Q}_{\text{net}} = \dot{Q}_d - \dot{Q}_n \quad (2)$$

其中 \dot{Q}_{net} 為穩態量測的淨流率， \dot{Q}_d 與 \dot{Q}_n 各為擴散器與噴嘴方向的體積流率。

表 1 量測參數的相對不確定性

measurements	relative uncertainties
pressure (steady)	$\pm 1\%$
pressure (dynamic)	$\pm 7\%$
frequency	$\pm 0.01\%$
volume flow rate	$\pm 4.5\%$

考慮不確定性傳遞 (propagation of uncertainties) 後，實驗中各項量測值的不確定性如表 1 所示。

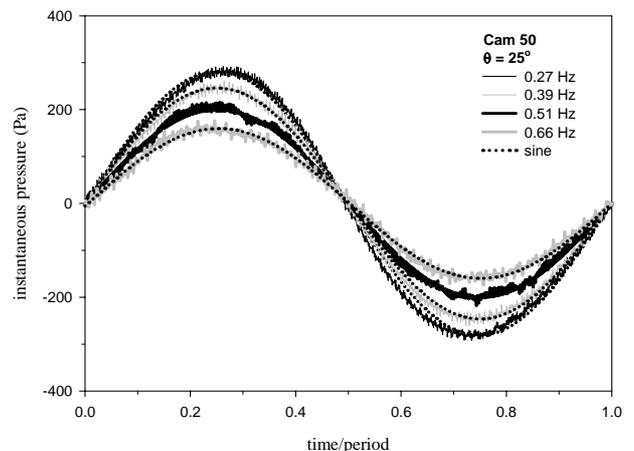


圖 4 Cam 50 量測之動態壓力變化， $\theta = 25^\circ$

其中，動態壓力的不確定性受到壓力校正的系統

誤差與正弦壓力產生機構的影響，其值較穩態壓力為大。圖4為以50 mm壓頭振幅進行動態量測，半角為 25° 時，所量測的動態壓力變化。比較壓差式壓力計的量測值與正弦曲線，其標準差即可估算正弦壓力產生機構所造成的不確定性。

III. 結果與討論

實驗結果得知，在穩態條件下，對於相同半角的微擴散器，擴散器方向的體積流率皆大於噴嘴方向的體積流率，代表微擴散器系的流體指向性易造成往擴散器方向的淨流率。擴散器半角對淨流率的關係如圖5所示。

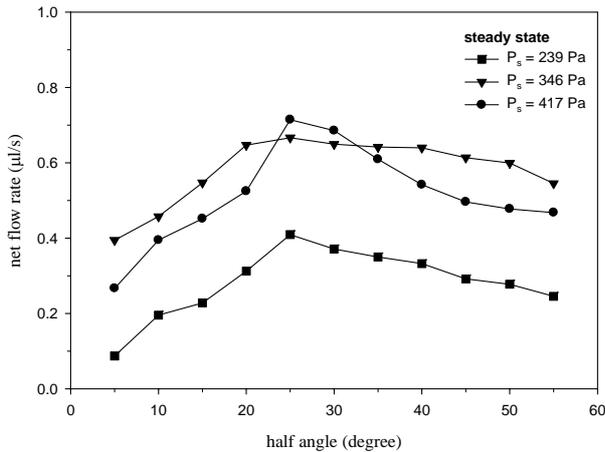


圖 5 穩態量測擴散器半角對淨流率之影響

由圖5可發現，在不同的壓力驅動下，擴散器半角為 25° 時，皆可得最大淨流率。當半角小於 25° 時，淨流率隨半角增加而增加，當半角大於 25° 時，淨流率隨半角增加而下降。當壓力由 239 Pa 增加至 346 Pa 時，所有半角的微擴散器所得的淨流率皆隨之上升，但在壓力由 346 Pa 增加至 417 Pa 時，半角小於 25° 或大於 30° 時，其淨流率卻反而下降，這是因為流體指向性在低Reynolds number時較為明顯，而當驅動壓力增加至 417 Pa 時，微擴散器中擴散器與噴嘴方向的流速皆增快，所對應的Reynolds number亦變大，兩者所相差之值卻反而下降。

在動態條件下，頻率固定為 0.27 Hz ，不同壓頭振幅時半角對於淨流率的關係如圖6所示。由圖6發現，半角對淨流率的影響與穩態條件的量測結果相似。在擴散器半角為 25° 時，可得最大淨流率。當半角小於 25° 時，淨流率隨半角增加而增加，當半角大於 25° 時，淨流率隨半角增加而下降。而當頻率固定為 0.27 Hz 時，壓頭振幅的增加亦皆使淨流率增加。此趨勢與穩態量測結果相異。

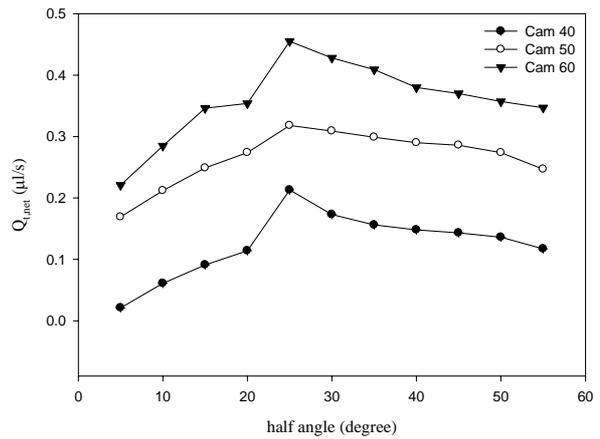


圖 6 振盪頻率 0.27 Hz ，不同壓頭振幅下半角對於淨流率之影響

若將頻率固定為 0.66 Hz ，不同壓頭振幅時半角對於淨流率的關係如圖7所示。由圖7顯示，最佳半角亦為 25° ，但壓頭振幅由 50 mm 增至 60 mm ，半角大於 35° 時，淨流率並沒有明顯的變化，當半角小於 15° 時，淨流率不增反降。這代表除Reynolds number外，動態流場的特性亦對流體指向性具有關鍵性的影響。

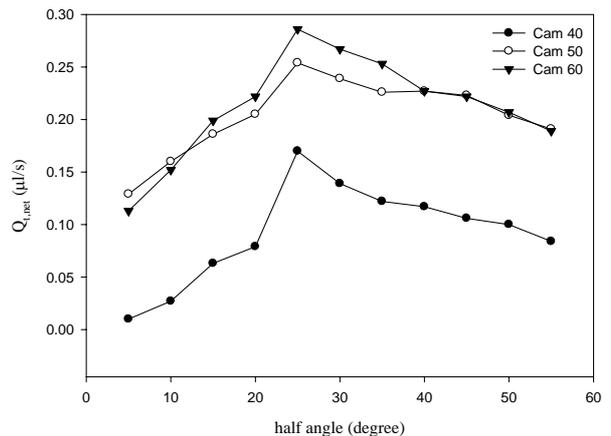


圖 7 振盪頻率 0.66 Hz ，不同壓頭振幅下半角對於淨流率之影響

若進一步探討振盪頻率對淨流率的影響，在壓頭振幅為 50 mm 下，壓力振盪頻率與淨流率的關係如圖8所示。由圖8可發現，半角為 10° 、 25° 、 40° 及 55° 時，微擴散器的淨流率皆隨頻率增加而減少。在動態致動的情況下，壓力隨時間的改變使得微擴散器內流向(streamwise)的流速在達可能最大值之前即受到逆壓力梯度(adverse pressure gradient)的影響而減速。當頻率越高，流向的可達最高流速越低，使得淨流率隨之降低。這種現象和Loudon與Tordesillas [11]所觀察到一維平板中受振盪壓力驅動的動態流場非常近似。Loudon與Tordesillas [11]指出，在Womersley number大於1時，平板內的可達最高流率即受到動態流場的影響，隨頻率增加而降低。若以本研究所考慮的微擴散器而言，Womersley number為1時所對應的頻率約為 97 Hz ，遠大於本實驗的頻率範圍。這表示微擴散

器流體指向性對頻率的變化非常敏感，在低頻時即會造成影響。

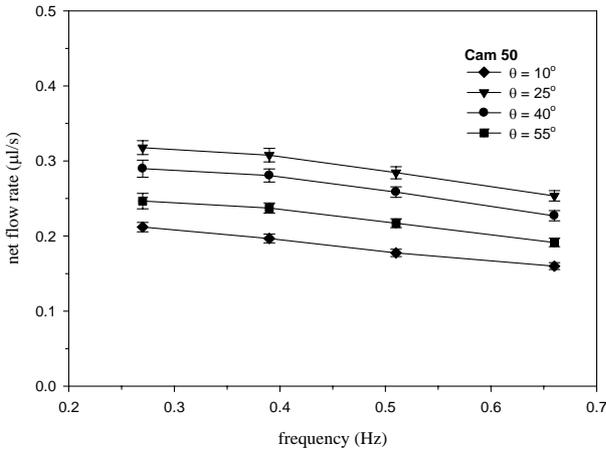


圖 8 Cam 50 進行動態量測不同壓力振盪頻率對淨流率之影響

在固定壓頭振幅為 50 mm 的情況下，若以可得淨流率作為指標，將擴散器半角與壓力振盪頻率作為變數，則可得微擴散器系效能評比圖，如圖 9 所示。

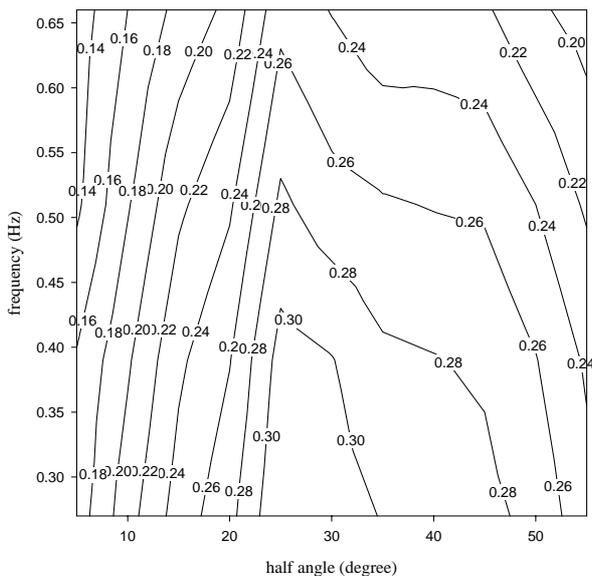


圖 9 Cam50 下淨流率之於半角及頻率的等高線圖

由圖 9 可知，最佳擴散器半角在 25° 至 30° 間，且頻率小於 0.4 Hz 時可得最大淨流率。

IV. 微擴散器內的流場可視化

在工作流體中放置直徑為 1 µm 的質點粒子，以 CCD 攝影機觀察微擴散器內質點所形成的徑線，即可得到流場可視化的結果，並判別流體分離點 (separation point) 與複合點 (reattachment point) 的位置。

圖 10 為不同半角的擴散器在壓力為 440 及 550 Pa 時往擴散器方向流動的穩態流場可視化。在擴散器半角為 5° 至 25° 間，壓力為 440 Pa 及 550 Pa 時，所對應的 Reynolds number 約介於 10 至 25，質點粒子平順

地延擴散器的幾何形狀流動，並沒有觀察到流體分離現象。在半角為 30°，壓力為 440 Pa 時，所對應的 Reynolds number 為 13.8，流場中亦沒有觀察到迴流的產生，但當壓力增加至 550 Pa，所對應的 Reynolds number 為 20.7 時，在靠近擴散器的入口壁面產生非常小的對稱迴流泡，迴流的形狀較為細長，影響的區域有限。在半角為 40°，壓力為 440 Pa 時，所對應的 Reynolds number 為 14，流場中亦沒有觀察到迴流的產生，但當壓力增加至 550 Pa，所對應的 Reynolds number 為 21.9，在靠近擴散器的入口壁面亦觀察到對稱的迴流泡，其形狀與半角為 30° 時非常相似，均呈細長形。在半角為 40° 與 50° 時，在所有的測試壓力下，皆觀察到迴流的產生。而壓力愈高時，流體的分離點會越接近擴散器的入口，而複合點則越接近出口。此外，對於同一半角的擴散器，複合點亦會隨壓力的增加而往擴散器出口方向移動。當迴流產生時，壓力與半角增加皆會使得迴流的影響範圍擴大。迴流越大時，擴散器中間的流場受到迴流擠壓的情形也愈為嚴重。

此外，亦對不同半角的擴散器在壓力為 440 及 550 Pa 時往噴嘴方向流動的穩態流場進行可視化實驗。結果發現，對於所有的測試壓力與半角，質點粒子皆平順地延噴嘴的幾何形狀流動，並沒有觀察到流體分離現象。比較圖 10 與圖 5，可發現在穩態量測中，半角大於 30° 時，流場因受到迴流擠壓微擴散器中心流的影響，導致擴散器方向的體積流率下降，進而降低擴散器的整體效能。

若以 Reynolds number 與半角作為判定迴流出現的參數，即可得圖 11。由圖 11 可發現，Reynolds number 較小時，僅會在較大半角的微擴散器內產生迴流，而隨著 Reynolds number 的增加，迴流越容易在較小半角的微擴散器內產生。由此可知，當 Reynolds number 越大時越容易導致迴流的產生，使得最佳半角變小。但若微擴散器內流速較小，則半角並不需維持在 10° 以內。如本研究所對應的 Reynolds number 皆小於 22，發現最佳的擴散器半角為 25°。

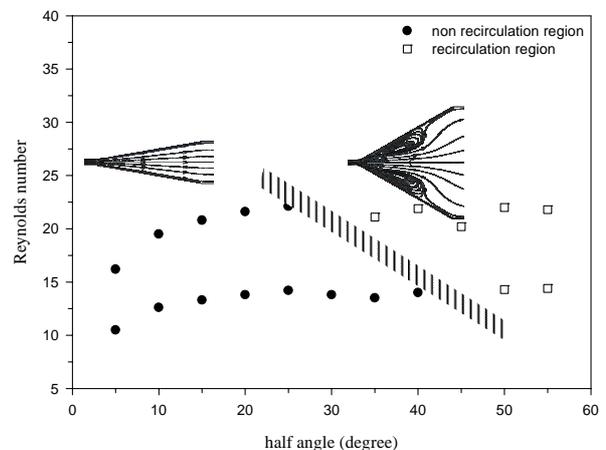


圖 11 Reynolds number 與迴流關係圖

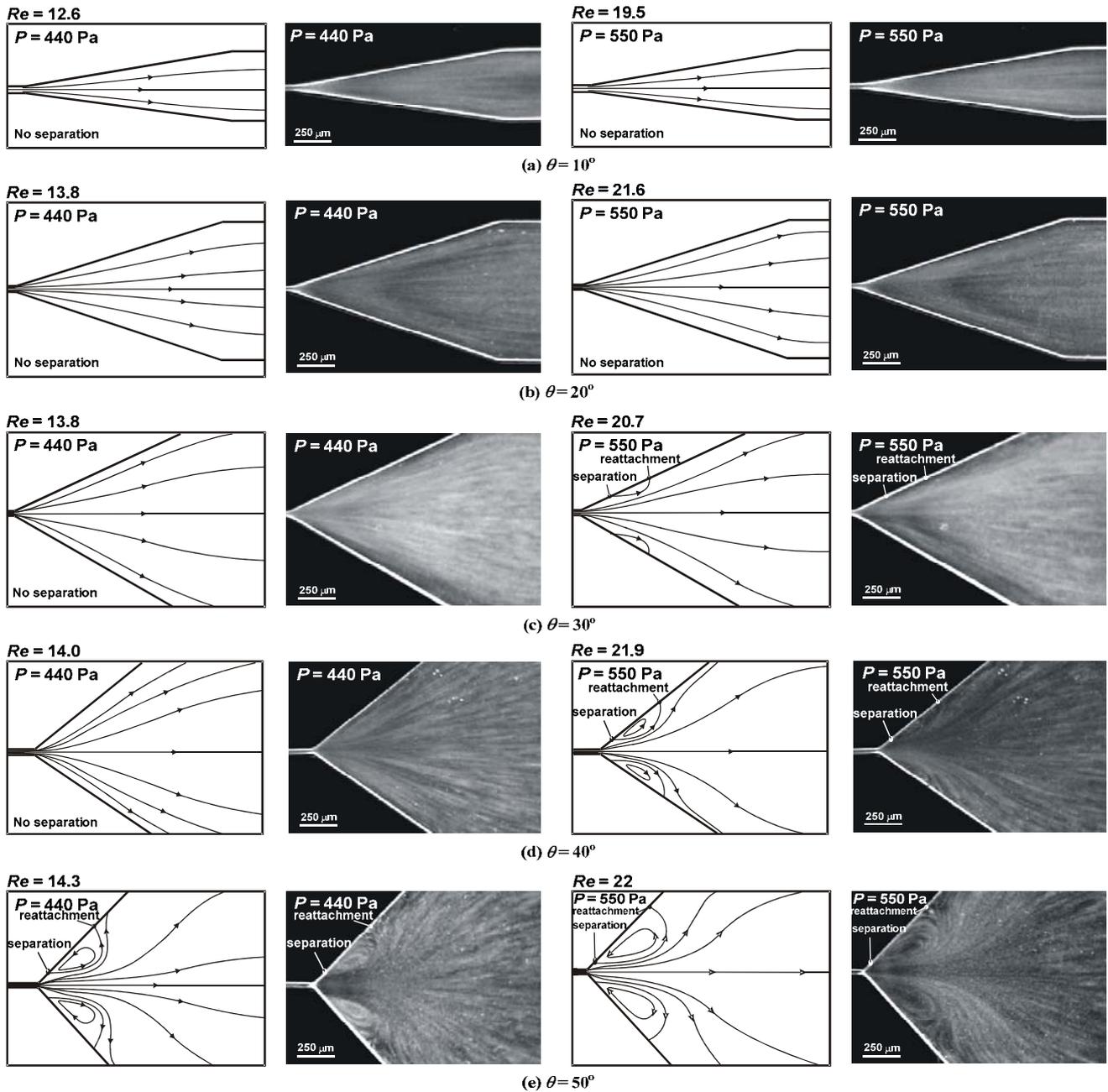


圖 10 擴散器方向穩態流場的可視化

V. 結論

本研究針對微擴散器系進行量測，探討在穩態與動態壓差下半角、壓力振盪頻率與壓頭振幅的變化對淨流率的影響，並利用流場可視化的方法觀察微擴散器元件內部的流場型態，探討迴流對流體指向性的影響，以作為微擴散器系最佳設計的參考。

實驗結果發現，不論是穩態或是動態量測，流體指向性皆造成往擴散器方向流動的淨流率，且最佳半角均為 25° 。當半角小於 25° 時，淨流率隨半角增加而增加，當半角大於 25° 時，淨流率隨半角增加而下降。受到動態流場的影響，頻率增加反而造成微擴散器內流向的可達最高流速降低，使得淨流率隨之變小。此

外，增加驅動壓力並不一定會使淨流率增加。尤其是當驅動壓力過大時，因流體指向性在高 Reynolds number 時較不明顯，擴散器與噴嘴方向的流速皆增快，所對應的 Reynolds number 亦變大，但兩者的差值卻反而下降，造成淨流率減少。

參考文獻

- [1] K.-P. Kaemper, W. Ehrfeld, J. Doepper, V. Hessel, H. Lehr, H. Loewe, T. Richter, and A. Wolf, "Microfluidic components for biological and chemical microreactors," presented at IEEE Micro Electro Mechanical Systems (MEMS), Nagoya, Japan, 1997.

- [2] C. Harris, M. Despa, and K. Kelly, "Design and fabrication of a cross flow micro heat exchanger," *Journal of Microelectromechanical Systems*, vol. 9, pp. 502-508, 2000.
- [3] T. Zhang and Q.-M. Wang, "Valveless piezoelectric micropump for fuel delivery in direct methanol fuel cell (DMFC) devices," *Journal of Power Sources*, vol. 140, pp. 72-80, 2005.
- [4] N.-T. Nguyen, X. Huang, and T. K. Chuan, "MEMS-micropumps: a review," *Journal of Fluid Engineering*, vol. 124, pp. 384-392, 2002.
- [5] F. C. M. van de Pol, "A pump based on micro-engineering techniques." Ph. D. thesis, Enschede, the Netherlands: University of Twente, 1989.
- [6] A. Olsson, G. Stemme, and E. Stemme, "Numerical and experimental studies of flat-walled diffuser elements for valve-less micropumps," *Sensors and Actuators A: Physical*, vol. 84, pp. 165-175, 2000.
- [7] E. Stemme and G. Stemme, "A valveless diffuser/nozzle-based fluid pump," *Sensors and Actuators A: Physical*, vol. 39, pp. 159-167, 1993.
- [8] A. Olsson, P. Enoksson, G. Stemme, and E. Stemme, "Micromachined flat-walled valveless diffuser pumps," *Journal of Microelectromechanical Systems*, vol. 6, pp. 161-166, 1997.
- [9] X. N. Jiang, Z. Y. Zhou, Y. Li, Y. Yang, X. Y. Huang, and C. Y. Liu, "Experiments and analysis for micro-nozzle/diffuser flow and micro valveless pumps," presented at Proceedings of the 1997 International Conference on Solid-State Sensors and Actuators. Part 1 (of 2), Jun 16-19, Chicago, IL, USA, 1997.
- [10] J.-H. Kim, Y.-S. Kim, and C. J. Kang, "A disposable polydimethylsiloxane-based diffuser micropump actuated by piezoelectric-disc," *Microelectronic Engineering*, vol. 71, pp. 119-124, 2004.
- [11] C. Loudon and A. Tordesillas, "The use of the dimensionless Womersley number to characterize the unsteady nature of internal flow," *Journal of theoretical biology*, vol. 191, pp. 63-78, 1998.