

行政院國家科學委員會專題研究計畫 期中進度報告

三維度自由液面沉澱池水理與懸浮微粒傳輸之數值研究

(1/2)

計畫類別：個別型計畫

計畫編號：NSC93-2211-E-002-023-

執行期間：93年08月01日至94年07月31日

執行單位：國立臺灣大學生物環境系統工程學系暨研究所

計畫主持人：張倉榮

計畫參與人員：李俊興、林玫珊

報告類型：精簡報告

處理方式：本計畫可公開查詢

中 華 民 國 94 年 5 月 30 日

行政院國科會專題研究計畫期中進度報告

計畫編號：NSC 93-2211-E-002-023

執行期限：93年8月1日至94年7月31日

主持人：張倉榮 副教授 國立台灣大學生物環境系統工程學系

計畫參與人員：李俊興、林玫珊 國立台灣大學生物環境系統工程學系

一、摘要

本二年期研究計畫之主要目的在於以數值模擬方式進行三維度自由液面沉澱池水理與懸浮微粒傳輸之研究，以統合考量沉澱池三維度流速分佈與紊流強度分佈、懸浮微粒停留時間分佈、懸浮微粒濃度分佈與沉澱效率、底床剪力分佈與微粒再懸浮機制探討及自由液面對微粒傳輸之影響等因素。第一年首先藉由計算流體動力學(CFD)發展三維度自由液面沉澱池水理與尤拉觀點之懸浮微粒濃度擴散對流模式，進行數值境況模擬，以計算沉澱池在不同幾何形狀、入流口流量與紊流強度、入流口微粒濃度分佈、底床啟動剪應力沖刷機制、沉澱池隔艙板等條件下之水理、濃度空間分佈與沉澱效果。三維度水理模式係以不可壓縮黏性流體為模式之基本架構，使用有限體積法(FVM)為數值模擬基礎，以傳統的 $k-\epsilon$ 紊流模式及大漩渦模擬(LES)等紊流模式模擬沉澱池內的紊流場，並比較其異同。本研究所發展的數值模式也將與前人水槽試驗量測結果進行驗證比對分析。最後，本研究並根據氣流場通風理論，提出利用微粒停留時間分析模式求得微粒在沉澱池停留時間之計算方法。

本研究第二年繼而建立拉格蘭日觀點之三維度微粒軌跡追蹤模式，以計算沉澱池中懸浮微粒粒徑介於 0.1 至 1000 μm 間之運動軌跡、停留時間分佈與濃度空間分佈。微粒

軌跡追蹤模式主要是以釋放符合統計顯著性的大量微粒來追蹤其傳輸軌跡、沉降路徑、停留時間及沉端沈積點，以期能了解沉澱池在不同幾何形狀、邊界水理條件及邊界濃度條件下之水理、濃度空間分佈與沉澱效果。求解微粒軌跡追蹤方程式必須搭配第一年度所得到的水流瞬時速度場，再使用 4 階 Runge-Kutta 法來求解每個微粒在每個時間的速度及其軌跡。軌跡的計算係從一開始釋放時就追蹤，直到微粒碰到沉澱池邊界或流出沉澱池方才停止。本研究亦將微粒軌跡追蹤結果與前人水槽懸浮微粒濃度分佈試驗量測結果進行驗證。此外，研究中將進一步比較前一年度發展之濃度擴散對流方程式及本年度所發展之微粒軌跡追蹤法，在相同起始與邊界條件下，所計算而得的沉澱池微粒停留時間、濃度空間分佈及沉澱效率等，以作為模式修正與改進之參考。

關鍵詞：自由液面沉澱池，懸浮微粒傳輸，計算流體力學，微粒軌跡追蹤，停留時間

Abstract

The main objective of this two-year project is to numerically study water flow field and suspended particulate transport in 3-D free-surface sedimentation basins by interruptedly considering the effects of mean velocity and turbulence intensity distributions,

particle detention time distributions, suspended load concentrations, sedimentation efficiencies, shear distributions on basin bed, and free surface. In the first year, a 3-D free-surface water flow model is established to investigate water flow field of sedimentation basins. The water flow field within a sedimentation basin is considered to be incompressible turbulent flow. The transport of the incompressible turbulent flow is herein simulated by the finite volume method (FVM) together with three kinds of commonly used turbulence models, *i.e.*, the traditional $k-\varepsilon$ model and the large eddy simulation (LES). The difference of velocity distribution pattern among the three turbulence models is compared. A concentration convection diffusion model is developed as well. Numerical scenario simulations are carried out for various geometry configurations, inflow velocities, inflow turbulence intensities, inflow suspended particle concentration, erosion conditions on basin bed, and baffles. The water flow field model is verified with available water flume measurement. Finally, the particle detention time analysis is performed based on the building ventilation theory.

In the second year, a 3-D Lagrangian particle tracking technique is developed to investigate particle transport trajectories, particle detention time, deposition patterns, and concentration distributions in sedimentation basins by releasing a large number of particles (at least 1000 particles per simulation) into the computational domain. The diameter of the

particle released ranges from 0.1 to 1000 μm . The particles released are tracked and recorded until they hit the basin boundaries or flow out of the basin. The particle tracking model, solved by the 4th order Runge-Kutta method, is next verified with available water flume measurement. Numerical scenario simulations are also carried out for various geometry configurations, hydraulic conditions, and concentration conditions. In addition, under the same boundary and initial conditions, the simulated results of particle detention time, deposition patterns, sedimentation efficiency, and concentration distributions by using the concentration convection-diffusion model and the particle tracking model are compared and discussed. Results obtained from this research are expected to offer engineers a design concept for sedimentation basins.

Keywords: Free surface sedimentation basin, Suspended particle transport, Computational fluid dynamics, Particle trajectory tracking, Particle detention time

二、前言

沉澱池(sedimentation basin)在水利工程、水土保持工程及衛生工程中廣泛地被使用，藉由入流流體流速的減緩，使挾帶在流體中的微粒淤積於池底，達到清澈流體的效果。以水利工程而言，在河川上修建取水工程，為了減少進入引水渠的泥砂，確保引水之品質，往往需要在渠首設置沉砂池沉澱大部分泥砂，防止或減輕引水渠的淤積以及泥砂對水輪機、水泵等過流部件的磨損，並防

止粗顆粒泥砂進入農田，引起農田砂化。以水土保持工程而言，山坡地開發後，原本保有良好植被保護的山坡地被置換成透水性差之人工構造物，增加了地表逕流、縮短洪峰到達下游時間以及增加地表沖蝕量，常導致下游地區原有設計排洪容量不足以及土石流之發生，並因而釀成嚴重的災害。為減低因山坡地開發所增加之逕流量及其所挾帶大量泥砂對下游地區造成危害，沉砂池之設置便成為必要設施之一。以衛生工程而言，台灣地區淨水場與污水處理場主要處理單元有前加氯、沉澱、混凝、過濾與後加氯等，以維護出水品質，其中沉澱池之工程經費常佔整個水處理場總經費的三分之一以上，足見沉澱池設計之重要性。

沉澱池設計之優劣，一般以沉澱效率(η)評估之，計算沉澱池之沉澱效率對其效益與功能上的設計非常重要，其定義為

$$\eta = \frac{q_{si} - q_{se}}{q_{si}} \quad (2-1)$$

其中， q_{si} 及 q_{se} 分別為沉澱池入口與出口的懸浮微粒流量。評估沉澱池的沉澱效率時經常假設流體的流向為水平、沉澱池內各處流速均相同、沉澱池入口濃度剖面均勻及沉積於沉澱池底部無再懸浮(resuspension)現象。目前經常被水利工程、水土保持工程及衛生工程中使用之沉澱池沉澱效率計算方法，係以半理論經驗法為主，包括理想沉澱池法及紊流沉澱池法等。

上述二種經常被工程界所使用計算沉澱池之沉澱效率方法，在公式推導過程中皆假設流體的流向為水平且各處流速均相同、沉澱池入口濃度剖面均勻及微粒沉澱至池底後無再懸浮現象，所以設計上認定沉澱池中流

況沒有死水域 (dead zone) 及抄短路 (short-circuiting) 現象，故以水平平均流速為全池設計基準，並要求水平平均流速應小於微粒的啟動沖刷流速 (threshold erosion velocity)，因此多數沉澱池流場並不符合這些假設，造成沉澱效率推估的誤差。

為求能有效解決以上因簡化之假設所造成推估沉澱效率之誤差，國內外水利、環工相關學者自七十年代以來通過水工模型試驗或數值模擬進行了許多的研究工作。自九十年代開始，隨著電腦科技的日新月異，個人電腦計算效率與品質均大幅增加，使得以計算流體動力學(Computational Fluid Dynamics, CFD) 進行沉澱池水理與懸浮微粒沉降數值模擬之可能性大大地增加，許多學者將各種紊流模型如 $k-\varepsilon$ 紊流模式等，應用到沉澱池水流計算當中；另外在懸浮微粒濃度計算上，目前亦有尤拉(Eulerian)觀點之濃度擴散對流方程式 (concentration convection diffusion equation) 及拉格蘭日(Lagrangian)觀點之微粒軌跡追蹤法 (particle tracking technique) 等兩種(Adamsson et al., 2003)。由於水工模型試驗的量測點有限，並無法得知所有可能狀況水流的流動、微粒的運動路徑及懸浮微粒的粒徑分佈等，因此使用CFD模擬沉澱池水理與懸浮微粒沉降較以水工試驗的方式為便宜、簡便，在CFD模式與水工試驗數據驗證成功後，即可依不同沉澱池幾何形狀、入流口流量與紊流強度、入流口微粒濃度分佈、底床啟動剪應力沖刷機制、沉澱池隔艙板等項目進行數值境況模擬 (numerical scenario simulation)，此舉可更經濟並有效率，為沉澱池的工程設計和運用管

理提供科學依據和理論指導。另外，模式中並需考量池中自由液面與底床微粒沖刷再懸浮之紊流流況，而選擇一個符合流況的紊流模式。因此，一個完整的三維度沉澱池水理與懸浮微粒傳輸數值模式須考量(1)沉澱池三維度流速分佈與紊流強度分佈；(2)沉澱池懸浮微粒停留時間(detention time)分佈；(3)沉澱池懸浮微粒濃度分佈與沉澱效率；(4)沉澱池底床剪力分佈與微粒再懸浮機制探討及(5)沉澱池自由液面對微粒傳輸之影響等五大因素。

環顧目前文獻，如 Adams and Rodi (1990)、Stovin and Saul(1996, 1998)、Lindeborg et al. (1996)、Quarini et al. (1996)、Gerges and McCorquodale (1997)、Domgin et al. (1997)及 Adamsson et al. (2003)等，對上述五個因素個別分開地進行數值模擬研究。Adams and Rodi (1990) 及 Gerges and McCorquodale (1997)以傳統的 $k-\varepsilon$ 紊流模式搭配濃度擴散對流方程式，模擬無自由液面二維度矩型沉澱池之水理與懸浮微粒沉降；Quarini et al. (1996)亦以前述相同方法進行無自由液面二維度圓型沉澱池之水理演算；Stovin and Saul(1996, 1997)及 Domgin et al. (1997)採用傳統的 $k-\varepsilon$ 紊流模式配合簡化之拉格蘭日微粒軌跡追蹤法，模擬無自由液面三維度矩型沉澱池之沉澱效率；最近，Adamsson et al. (2003)承襲 Stovin and Saul(1996, 1997)之數值方法，增加底床啟動沖刷剪應力對矩型沉澱池沉澱效率的探討。綜觀以上之 CFD 數值模擬文獻可知道，沉澱池水理與懸浮微粒傳輸數值模擬所須考量之五大因素，有第一、第二及第五等項未被完

整考慮。除此之外，目前的沉澱池水理數值模擬皆採用傳統的 $k-\varepsilon$ 紊流模式，而其他被環境流體力學領域所常採用之較精確紊流模式，如雷諾應力模式(Reynolds Stress Model, RSM) 與 大 漩 渦 模 擬 (Large Eddy Simulations, LES) 紊流模式等，仍未被目前文獻使用比較。

另一方面，在懸浮微粒濃度計算上，目前文獻絕大多數以濃度擴散對流方程式進行研究，以模擬沉澱池中顆粒的傳輸與沉澱，其方程式表示如下(Adams and Rodi, 1990)

$$\frac{\partial C_m}{\partial t} + \frac{\partial \bar{u}_i C_m}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left((D_{mole} + D_{turb}) \frac{\partial C_m}{\partial x_i} \right) + S_{C_m} - \frac{\partial w_s C_m}{\partial x_i} \quad (2-2)$$

其中， C_m 為微粒濃度，下標 m 表示不同粒徑的微粒； \bar{u}_i 為微粒與流體間的相對速度； D_{mole} 為分子擴散係數； D_{turb} 為紊流擴散係數； S_{C_m} 為發散源強度(source emission strength)。上式係根據尤拉觀點(Eulerian approach)將所有固體微粒視為聯體(continuum)，微粒為聯體的尺度部分需要有合理的統計平均標準，才能將懸浮微粒濃度延散的過程計算的更為精確。另外，由於此法將固體微粒視為聯體，且隨流體流速行進而無慣性作用，故只能考慮到微粒在紊流中的對流擴散作用與重力沉降運動之物理性質，所以各微粒的單一運動行為所承受之力學特性，如屬慣性力(inertial force)中之阻力(drag force)與 Saffman 昇力(Saffman's lift force)、歷史力(history force)、附加質量力(added mass force, F_A)、布朗運動作用力(Brownian motion force)等，會隨微粒的粒徑大小之不同而有相對性的改變。基本上沉澱池中懸浮微粒粒徑約介於 0.1 至 1000 μm 間之廣大範圍，此等範圍之微粒力學性質差別非常之大，故無法以此法來分析

之(Chang and Yen, 1998)。

為能克服前述濃度擴散對流方程式無法考慮各微粒的單一運動行為所承受之力學特性，自九十年代後期已漸漸有文獻以拉格蘭日觀點之微粒軌跡追蹤法(Lagrangian particle tracking technique)探討懸浮微粒傳輸運動(Li and Ahmadi, 1992; Stovin and Saul, 1996; 1998; Domgin et al., 1997; Chang and Yen, 1998; Adamsson et al., 2003; Chang and Wu, 2003)，但除 Chang and Yen (1998)外，其餘文獻皆大多採只考慮重力與流體阻力的簡化之拉格蘭日微粒軌跡追蹤模式，以節省計算時間。事實上，懸浮微粒在三維度環境流場運動過程中，分別受到微粒在流場中之重力(gravitational force, F_G)、流體阻力(drag force, F_D)、Saffman 昇力(Saffman's lift force, F_S)、附加質量力(added mass force, F_A)、歷史力(history force, F_H)及布朗運動作用力(Brownian motion force, F_B)等六項力量之影響，其完整的運動方程式可依以下表示(Chang and Yen, 1998)：

$$\begin{aligned} \frac{1}{6}\pi\rho_p d_p^3 \frac{du_i^p}{dt} &= F_G + F_D + F_S + F_A + F_H + F_B \\ &= \frac{1}{6}\pi d_p^3 (\rho_p - \rho) g_i - \frac{\pi}{8} \rho d_p^2 C_D |u_i^p - u_i| (u_i^p - u_i) \\ &\quad - \frac{1}{6}\pi\rho_p d_p^3 \cdot \frac{2Kv^{1/2} d_{ij}}{S d_p (d_{ik} d_{kl})^{1/4}} (u_j^p - u_j) - C_A \frac{\pi}{6} \rho d_p^3 \frac{du_i^p}{dt} \\ &\quad - 3\pi\rho_p d_p \int_0^t K(t-\eta) \frac{du_i^p}{dt} d\eta + \frac{1}{6}\pi\rho_p d_p^3 \cdot n_i(t) \end{aligned} \quad (2-3)$$

其中 u_i 為流體的瞬時速度， u_i^p 為微粒的瞬時速度， x_i 為微粒座標， t 為時間， d_p 為微粒粒徑， S 為微粒密度與周圍流場流體密度的比值， g_i 為重力加速度， ν 為運動黏滯係數， $K(=2.594)$ 為 Saffman 昇力常數， η 為仿時間參數(dummy time variable of integration)， $C_A(=0.5)$ 為附加質量力係數， C_D 為阻力係

數， n_i 為布朗運動作用力。一般而言，在雷諾數小於 $O(1)$ 的低雷諾數(low sphere Reynolds number)情況時，由附近周圍流場產生加速度而驅動的附加質量力與歷史力顯得特別重要(Chang and Yen, 1998)。Saffman 昇力的影響則在剪力作用很大的沉澱池底床與微粒粒徑較小的情況下，有較顯著的影響。針對淨水場或污水處理場中所存在之粒徑小於 $10\mu m$ 的微粒，布朗運動作用力就扮演著一個不可或缺的角色(Li and Ahmadi, 1992)。

綜合以上文獻回顧與探討，現階段針對三維度自由液面沉澱池水理與懸浮微粒數值研究中，水理模式以傳統的 $k-\varepsilon$ 紊流模式及大漩渦模擬紊流模式等三種以進行比較分析，懸浮微粒濃度計算採尤拉觀點之濃度擴散對流方程式及完整的拉格蘭日觀點之微粒軌跡追蹤法等二種並進行比對，統合考量沉澱池三維度流速分佈與紊流強度分佈、懸浮微粒停留時間分佈、懸浮微粒濃度分佈與沉澱效率、底床剪力分佈與微粒再懸浮機制探討及自由液面對微粒傳輸之影響等五大因素，目前尚無文獻探討。因此，本研究擬以二年為期，以數值方式進行三維度自由液面沉澱池水理與懸浮微粒傳輸之研究。

三、研究方法

沉澱池沉澱現象受到渦旋死水域(vortex dead zone)、抄短路(short-circuiting)現象與流體速度梯度(velocity gradient)所影響，而現實流場多為複雜的紊流流場，因此紊流模式的建立對模式結果準確度非常重要。現今模擬紊流流場的模式有很多種，不同的流場須選擇適合的紊流模式作模擬，讓模擬更貼近實

際流場的物理現象，才能提高模式準確度，得到最佳的計算結果。目前最受肯定的紊流模式包括 $\kappa - \varepsilon$ 模式與大漩渦模擬(Large Eddy Simulation, LES)紊流模式，因此在本研究中，採用這兩種不同的紊流模式進行模擬，分別將其分述如下：

(1) $\kappa - \varepsilon$ 模式

1974年，Launder & Spalding提出紊流場中大窩流的尺度(l)與紊流動能(κ)與動能消散率(ε)有關，其關係如(1-1)式：

$$l = \frac{\kappa^{3/2}}{\varepsilon} \quad (3-1)$$

而紊流黏滯係數(ν_T)為紊流動能(κ)與動能消散率(ε)的函數，紊流動能(κ)愈大或動能消散率(ε)愈小，則紊流黏滯係數愈大，其關係如(1-2)式：

$$\nu_T = c_\mu \frac{\kappa^2}{\varepsilon} \quad (3-2)$$

其中， c_μ 為模式參數。因此 $\kappa - \varepsilon$ 紊流模式是一種加入求解亂流動能(κ)及動能消散率(ε)的半經驗模式，在三維流場中包含七個控制方程式，包括連續方程式、動量方程式、紊流動能方程式、動能消散率方程式，以求解七個未知數(\bar{u}_i 、 \bar{p} 、 κ 、 ε 、 ν_T)。

$$\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_i} = 0 \quad (3-3)$$

$$\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial t} + \frac{\partial \bar{u}_i \bar{u}_j}{\partial x_j} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial \bar{p}}{\partial x_i} + \nu \frac{\partial^2 \bar{u}_i}{\partial x_j \partial x_j} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\nu_T \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} \right) \quad (3-4)$$

$$\frac{\partial \kappa}{\partial t} + \frac{\partial u_j \kappa}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\frac{\nu_T}{c_\kappa} \frac{\partial \kappa}{\partial x_i} \right) + \nu_T \left(\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right) \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} - \varepsilon \quad (3-5)$$

$$\frac{\partial \varepsilon}{\partial t} + \frac{\partial u_j \varepsilon}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\frac{\nu_T}{c_\varepsilon} \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_i} \right) + c_{1\varepsilon} \frac{\varepsilon}{\kappa} \nu_T \left(\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right) \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} - c_{2\varepsilon} \frac{\varepsilon^2}{\kappa} \quad (3-6)$$

其中 $c_\mu=0.09$ ， $c_{1\varepsilon}=1.44$ ， $c_{2\varepsilon}=1.92$ ， $c_\kappa=1.0$ ， $c_\varepsilon=1.3$ 為模式參數，參數值與實驗相互驗證，模式計算結果與實驗值相當吻合(Adams and Rodi, 1990)。

(2) 大漩渦模擬(Large Eddy Simulation, LES)

大漩渦模擬(LES)紊流模式為目前工程界最流行的紊流模式，其原理是在模擬區域中藉由濾波函數將小尺度渦流濾滯出來，而只留下大尺度渦流，再計算其數值。由於濾波函數濾滯出的小渦流會影響到亞格點應力(subgrid stress)的變化，故令 \bar{u}_i 和 p 為在 x_i 方向中已濾滯的平均速度及平均壓力，其連續方程式和動量方程式可分別以下二式表示：

$$\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_i} = 0 \quad (3-7)$$

$$\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial t} + \frac{\partial \bar{u}_i \bar{u}_j}{\partial x_j} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial \bar{p}}{\partial x_i} + \nu \frac{\partial^2 \bar{u}_i}{\partial x_j \partial x_j} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\nu_{sgs} \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} \right) \quad (3-8)$$

其中 ρ 代表流體密度、 ν 代表運動黏滯係數、 ν_{sgs} 代表亞格點渦流黏滯係數。(1-11)式中等號右邊的最後一項為亞格點應力(subgrid stress)項，代表紊流渦旋強度， ν_{sgs} 受到網格大小比例及流體應變率之影響，可以以下式表示

$$\nu_{sgs} = (C_S \Delta)^2 \left[\frac{1}{2} \left(\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right)^2 \right]^{1/2} \quad (3-9)$$

其中 $\Delta = (\Delta_x \Delta_y \Delta_z)^{1/3}$ 是網格大小，其定義是空間差分格點的幾何平均大小值。在亞格點應力模式(subgrid stress model, SS)中， C_S 是Smagorinsky常數，通常介於0.1~0.2之間，本模式目前是採用0.15，為過去模式進行參數驗證之經驗值(Chang and Wu, 2003; Chang, 2002; 黃, 2001; 郭, 2001; 游, 2002; 吳, 2003)。

(3) 邊界條件設定

在計算流場時，所有邊界均需給訂邊界條件，而不同的問題則有不同的邊界條件設定。本研究中，沉澱池的壁面採用不滑動邊界，即壁面處流體的速度與壁面上該處的速度相同，因此當壁面為固定時，則該處流體速度為零。沉澱池自由液面的邊界形狀為未知，稱為自由邊界，必須經由控制方程式求解確定之。一般自由液面邊界包含動力邊界條件與運動邊界條件。例如在自由液面上的動力條件是指在自由液面上的壓力為定值；而運動邊界條件是指自由液面上流體質點永遠位於自由面。邊界條件之討論分述如下：

(a) 自由液面邊界

在本研究中自由液面不考慮液面的表面張力。因此，自由液面邊界條件包括以下四項：(1)自由液面上的水平方向動量通量與紊流動能皆設為零；(2)垂直液面方向的速度分量為零；(3)在自由液面上的壓力等於大氣壓力；(4)消散率採用Rodi(1993)定義如(13-10)式：

$$\varepsilon = \frac{k^{3/2}}{0.43h} \quad \text{at } z = z_s \quad (3-10)$$

(b) 沉澱池底床邊界與邊牆函數

沉澱池底床邊界的黏性次層(Viscous Sublayer)與底床粗糙物的周圍流場求解困難，因此加入邊牆函數處理則可以達到較佳模擬結果。靠近底床邊界的剪應力與其速度有關，如(1-11)式：

$$\tau_w = -\lambda_w V_2 \quad (3-11)$$

其中下標2代表靠近底床邊界第一個控制體積的中心點位置。 λ_w 定義(1-12)式：

$$\lambda_w = \frac{\rho c_\mu^{1/4} k_2^{1/2} \kappa}{\ln(Ez_2^+)} \quad (3-12)$$

$$z_2^+ = \frac{u_* z_2'}{\nu} \quad (3-13)$$

其中， z_2' 為靠近底床邊界第一個控制體積的中心點位置與底床的垂直高度； $u_* = \sqrt{\tau_w / \rho}$ 為剪力速度； κ 為 Von Karman 常數(=0.41)； E 為粗糙係數，其定義如(1-14)式：

$$E = \exp[\kappa(B - \Delta B)] \quad (3-14)$$

其中 B 為附加常數(additive constant=5.2)； ΔB 為粗糙函數(Cebeci and Bradshaw, 1977)，定義如下：

$$\Delta B = \begin{cases} 0, & k_s^+ < 2.25 \\ \left[B - 8.5 + \frac{1}{\kappa} \ln k_s^+ \right] \sin[0.4258(\ln k_s^+ - 0.811)], & 2.25 \leq k_s^+ < 90 \\ B - 8.5 + \frac{1}{\kappa} \ln k_s^+, & k_s^+ \geq 90 \end{cases} \quad (3-15)$$

其中 k_s^+ 粗糙雷諾數(roughness Reynolds number, $= u_* k_s / \nu$)； k_s 為等量粗糙長度(equivalent roughness height)，例如底床非常平滑時，則 k_s 為零。此外，使用近牆函數時，近牆流場的紊流動能與消散率分別定義如下：

$$k_2 = \frac{u_*^2}{c_\mu^{1/2}} \quad (3-16)$$

$$\varepsilon_2 = \frac{u_*^3}{\kappa z_2'} \quad (3-17)$$

(4) 數值方法

模式中求解流場的控制方程式無法以數學解析求得，在本研究中，採用有限體積法(finite volume method)進行數值計算。配合有限體積法，採用交錯式網格及節點配置方式，即在網格幾何中心處定義壓力(或其他純量計算時，例如溫度)，而在網格兩組對應邊界面上分別定義各座標方向對應的速度分量(三維問題時則為三組)。控制體積的選取則採用交錯式配置方式，即以壓力的節點與速度分量的節點為中心，而互相重疊且互相交錯的控制體積。本研究中採用的交錯式網格及節點配置方式，配合交錯式控制體積的選

取，可避免在計算不可壓縮流時，非物理性的速度分量或壓力震盪現象發生。

在計算域上建立格網後，透過格點與節點的配置將計算域分割成數個控制體積，並對各個控制體積進行積分以滿足控制方程式(質量及動量守恆)。在離散控制方程式之對流項前，必須先定義控制體積面上的物理量，本研究採用一階準確上風法離散對流項，以二階準確中央差分法展開壓力項與黏滯擴散項，壓力及速度的耦合問題則採用SIMPLE法(吳，2003)。

四、模式驗證

(1) 矩形沉澱池水理驗證

本研究在尚未進行流場流況模擬之前，首先與 Imam(1981)的水槽量測實驗(Adams and Rodi, 1990)數據進行驗證比較，其幾何形狀如圖 1 所示，為一入流口在左下側且出流口在右上方的矩形沉澱池。圖 2 所呈現的是此矩形沉澱池之網格佈置。根據 Imam(1981)實驗所得之速度流場資料，再利用本研究所發展之矩形沉澱池水理數值模擬，其紊流模式採大漩渦模擬(LES)，模擬而得的速度分佈，分別在水流方向 0、0.97、2.91、4.85 以及 6.50 公尺等五處與水槽量測實驗值相符，如圖 3 所示。

五、模擬結果與討論

天然河川中之植栽，於豪雨或汛期時，可適度地減緩洪峰的流量及流速，延長洪峰到達下游的時間。利用植栽滯水之特性，應用於沉澱池中，增加整體環境之黏滯度，可相對減緩流速並提高原水污染物(如:砂)沉降速度，其中，植栽之高度及疏密度，為提高

植栽滯砂效能之關鍵要素。Nepf and Vivoni (2000) 於室內縮尺水槽試驗所做一系列植栽研究，圖 4-1 為水槽幾何形狀。本研究根據 Nepf and Vivoni 實驗中之兩組試驗條件進行相關模擬比較，第一、植栽突出(Emergent)水面，植栽高度 0.16m，與水深之比值(H/h_p)為 2.75，入流速度為 0.09m/s，流場雷諾數約為 40000；第二、植栽完全沒入(Submerged)水中，植栽高度 0.16m，與水深之比值(H/h_p)為 1.0，入流速度為 0.025m/s，流場雷諾數約為 4000。根據 Nepf 之實驗結果，將植栽之孔隙介質面積密度 a 值與阻力係數(drag coefficient, C_D)相乘，得出一組植栽之孔隙介質參數(C_D*a)特性分佈曲線(圖 4-5)。本研究採用 $\kappa-\varepsilon$ 紊流模式搭配孔隙介質方法模擬，與 Nepf and Vivoni 比較主流方向上所得之結果見圖 4-2、4-3、4-4。

現今台灣自來水廠在處理原水所含之污染物的過程中，沉澱池約佔 30% 的去除量，欲提高沉澱池的使用率，於池中置入植栽為可行之法。本研究針對以上置入植栽之沉澱池做模擬試驗，必須先了解植栽在水中所呈現之特性。模擬案例之水槽長 24m、寬 0.38m，植栽帶於入流 3m 處開始鋪設，長 7.4m、高 0.16m。本研究以植栽完全沒入水中進行初步比較發現，模擬結果與實驗數據如圖 4-2、4-3、4-4 所示。驗證結果顯示，主流向方向之流場，流速於自由液面一路均勻遞減，然而在植栽處之流速梯度呈急遽變化，流速值在植栽頂端至底部處，下降 90%，顯示植栽有效地影響流場流動，受水流帶動之懸浮顆粒，受水流帶動力量減弱之影響，會逐漸沉降於植栽處，及後方不遠處。本研究採用之模式除了時間平均速度場之外，

含孔隙介質流場的紊流方均根速度和紊流粘滯係數與實驗值相較，模擬結果之趨勢與實驗值相當接近，顯示 $\kappa-\varepsilon$ 紊流模式可作為模擬之主要模式。

孔隙介質參數(C_D*a)越大，水流通過植栽時所折減的動量越多，流速減緩。動量折減的結果，造成水中的污染物缺少力量帶動而沉降於底床上。圖 4-5 為根據 Nepf and Vivoni (2000)實驗所得之阻力係數 C_D 值與孔隙介質面積密度 a 值，相乘所得一組孔隙介質參數特性分佈曲線，圖中可知，實驗所使用之植栽，其 C_D*a 值分佈由底部逐漸向上呈現遞增趨勢，顯示頂部的葉片隨流體擺動之機制可有效吸收流體動量，使得流場上方的細小懸浮顆粒受其影響，沉降速度加快，沉降距離縮短。以台灣常見之水稻為例，可細分為四個不同的生長期，各有其特性曲線分佈，如圖 5-1、5-2、5-3、5-4，四個生長期之 C_D*a 皆呈現向上遞增之趨勢，唯獨在接近植栽頂部時， C_D*a 曲線反向陡降，最小甚至遞減至 0，此現象發生之原因在於水稻逐漸成長時，其頂部之穗葉，會因重力影響而垂落，使得在頂部下方處之 C_D*a 值陡昇，忽略此誤差，則實驗及驗證兩者可得相同趨勢之特性曲線。

六、結論

1. 本研究以數值模擬結果比較水槽實驗資料，結果發現 $\kappa-\varepsilon$ 紊流模式模擬所得之結果與實驗值差距甚小。
2. 本研究之二維植栽流場場紊流模式可模擬存在自由液面之平均流場，可另模擬結果更接近實驗現況。
3. 針對淨水過程中造價最高之沈澱池，提高

沈砂之效率，以置入植栽進行實驗模擬，發現植栽確實可有效影響流場，使通過植栽處之水流流速減緩，減少流場中之動量交換，達到提高去除懸浮物質的目地。

七、參考文獻

1. Adamsson, A., Stovin, V. and Bergdahl, L., 2003. Bed shear stress boundary condition for storage tank sedimentation. *J. Envir. Engrg., ASCE*, 129(7), 651-658.
2. Adams, E.W. and Rodi, W., 1990. Modeling flow and mixing in sedimentation tanks. *J. Hydr. Engrg.*, 116(7), 895-913.
3. Camp, T.R., 1946. Sedimentation and the design of settling tanks. *Tran., ASCE*, 111, 895-936.
4. Camp, T.R., 1944. Discussion on : Effect of turbulence on Sedimentation. *Tran., ASCE*, 109, 660-666.
5. Celik, I., Rodi, W. and Stamou, A.I., 1985. Prediction of hydrodynamic characteristics of rectangular settling tanks. *International symposium on refined flow modeling and turbulence measurements*, Iowa City, Iowa.
6. Chaudhry, M.H., 1993. "Open Channel Flow", Prentice Hall, Englewood Cliffs, N.J.
7. Chang, T.J., and Wu, Y.T., 2003. Wind-Driven Rain Trajectories around Street Canopies. *Journal of the American Water Resources Association*, 39(3), 545-562.
8. Chang, T.J. and Yen, B.C., 1998. Gravitational fall velocity of sphere in viscous fluid. *J. Engrg. Mech., ASCE*, 124(11), 1193-1199.
9. Dobbins, W.E., 1944. Effect of turbulence on Sedimentation. *Tran., ASCE*, 109, 629-653.
10. Domgin, J.F., Huilier, D., Burnage, H. and

- Gardin, P., 1997. Coupling of a Lagrangian model with a CFD code : Application to the numerical modeling of the turbulent dispersion of droplets in a turbulent pipe flow. *J. Hydraul. Res.*, 35(4), 473-489.
11. Gerges, H. and McCorquodale, J.A., 1997. Modeling of flow in rectangular sedimentation tanks by an explicit third-order upwinding technique. *Int. J. for Numer. Methods in fluids*, 24, 537-561.
 12. Jin, Y.C., Guo, Q.C. and Thiruvengkatachari Viraraghavan, 2000. Modeling of Class-I settling tanks. *J. Envir. Engrg.*, 126(8), 754-760.
 13. Li, A. and Ahmadi, G., 1992. Dispersion and deposition of spherical particles from point sources in a turbulent channel flow. *Aerosol Science and Technology*, 16, 209-226.
 14. Lindeborg, C., Wiberg, N. and Seyf, A., 1996. Studies of the dynamic behavior of a primary sedimentation tank. *Wat. Sci. Tech.*, 34(3-4), 213-222.
 15. Lyn, D.A. and Rodi, W., 1990. Turbulence measurements in a model settling tank. *J. Environ. Engng.*, 116(1), 3-21.
 16. Nepf, H. M. and Vivoni, E.R., 2000. Flow structure in depth-limited, vegetated flow. *J. Geo. Research*.
 17. Quarini, G., Innes, H., Smith, M. and Wise, D., 1996. Hydrodynamic modeling of sedimentation tanks. *Proc. Instn. Mech. Engrs.*, 210, 83-92.
 18. Stovin, V.R. and Saul, A.J., 1998. A computational fluid dynamics (CFD) particle tracking approach to efficiency prediction. *Wat. Sci. Tech.*, 37(1), 285-293.
 19. Stovin, V.R. and Saul, A.J., 1996. Efficiency prediction for storage chambers using computational fluid dynamics. *Wat. Sci. Tech.*, 33(9), 163-170.
 20. Swamee, P.K. and Tyagi, A., 1996. Design of Class-I sedimentation tanks. *J. Envir. Engrg., ASCE*, 122(1), 71-73.
 21. Ueberl, J. and Hager, W.H., 1997. Improved design of final settling. *J. Envir. Engrg.*, 123(3), 259-268.