

國立臺灣大學工學院工程科學及海洋工程學研究所

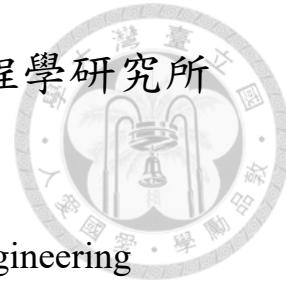
碩士論文

Department of Engineering Science and Ocean Engineering

College of Engineering

National Taiwan University

Master Thesis



以真實尺度模擬週期波於泥質海床上過風機基座

Using Realistic Parameters to Simulate Periodic Waves
Passing a Wind Turbine Foundation over a Muddy Seabed

葉濬璋

Chun-Wei Yeh

指導教授：羅弘岳 博士

Advisor: Hong-Yueh Lo, Ph.D.

中華民國 112 年 7 月

July, 2023

國立臺灣大學碩士學位論文

口試委員會審定書

MASTER'S THESIS ACCEPTANCE CERTIFICATE

NATIONAL TAIWAN UNIVERSITY

以真實尺度模擬週期波於泥質海床上過風機基座

Using Realistic Parameters to Simulate Periodic
Waves Passing a Wind Turbine Foundation over a
Muddy Seabed

本論文係葉濬璋（R10525020）在國立臺灣大學工程科學及海洋工程學研究所完成之碩士學位論文，於民國 112 年 7 月 26 日承下列考試委員審查通過及口試及格，特此證明。

The undersigned, appointed by the Department of Engineering Science and Ocean Engineering on 26/7/2023 have examined a Master's thesis entitled above presented by Chun-Wei Yeh (R10525020) candidate and hereby certify that it is worthy of acceptance.

口試委員 Oral examination committee :

羅弘丘

詹益齊

戴雲恆

(指導教授 Advisor)

系主任 Director : 王福仁





致謝

在台大的這兩年，首先要感謝羅弘岳老師的指導，除了教我很多專業知識，更教我如何嚴謹的做研究，每個禮拜都能跟老師討論研究進度，沒有研究以外的事情要煩惱，讓我可以痛苦並快樂著的專心做自己論文的研究，我覺得自己是超級幸福的研究生，很幸運能夠當老師的學生。給陳玟諭、柯秉辰、楊婉青，感謝你們這兩年的陪伴，在這忙碌的兩年中互相幫忙，不管是修課或是研究都幫我很多，祝你們未來工作順利。給李崧瑋、黃俊瑞、施文育、吳澤廷學長，感謝學長們在水深火熱趕碩士論文的時候，還是會撥空為我解答各種疑難雜症，讓我的研究更快進入狀況，雖然常常莫名其妙的被你們嘴，但還是很懷念跟你們一起在研究室待到冷氣被強制關機再跑去吃宵夜的日子。給林芝宇、王欣怡、林子喻、邱信瀚，你們這些愛鬥嘴的學弟妹們，自從你們來研究室後，每天都讓我笑得很開心，不知道在幹嘛但就是很歡樂，希望你們能繼續相親相愛快樂吵架到畢業。最後謝謝我的家人朋友們，在我背後默默支持我，讓我在研究卡關的時候有繼續前進的動力。





摘要

本研究使用計算流體力學軟體 OpenFOAM，模擬台灣離岸風電單樁式基礎在泥質海床與週期波浪的交互作用，為了模擬較真實的情況，查閱台灣離岸風電相關文獻，取得設計波浪條件、基樁直徑及土壤參數，使用雙黏性流體及牛頓流體簡化描述泥的運動行為。過去研究多關注於砂質海床，較少泥質海床的研究，因此本研究針對泥質海床深入探討。研究成果顯示，圓柱附近泥水交界面以上有小部分的水流速會被泥影響，使流速發生減速甚至回流的現象。不考慮泥床影響將低估負 x 方向的圓柱水平作用力，高估正 x 方向的圓柱水平作用力，而圓柱的俯仰力矩將隨著水平受力上升或下降，兩者趨勢相同。泥質海床與砂質海床兩者在圓柱周圍的沖刷深度量級相近。這些研究結果可以提供台灣離岸風電或其他海洋工程參考。

關鍵字：真實尺度、週期波、風機基座、雙黏性泥床、海床沖刷、OpenFOAM





Abstract

This study is based on the computational fluid dynamics software OpenFOAM to simulate the interaction between a monopile foundation and a muddy seabed under periodic waves in Taiwan. To capture more realistic conditions, relevant literature on offshore wind energy in Taiwan is reviewed to obtain design wave conditions, pile diameter, and soil parameters. The motion of mud is simplified using the bi-viscous and Newtonian models. Most of the existing research has focused on sandy seabeds, with limited studies on muddy seabeds. Consequently, this study focuses on muddy seabeds. Here we show that near the cylinder and above the mud-water interface, a small portion of the water flow is influenced by the mud, resulting in a deceleration or even reversal flow. Neglecting the influence of the mud bed would underestimate the negative horizontal force acting on the cylinder and overestimate the positive horizontal force in the x-direction. The pitching moment of the cylinder will increase or decrease with the horizontal force, following a similar trend. The order of scour depth magnitude around cylinder between muddy and

sandy seabeds is the same. These research results can provides reference for Taiwan's offshore wind and other marine engineering structures.



Keywords: real-scale, periodic wave, wind turbine foundation, bi-viscous muddy seabed, seabed erosion, OpenFOAM



目錄

	Page
口試委員審定書	i
致謝	iii
摘要	v
Abstract	vii
目錄	ix
圖目錄	xiii
表目錄	xvii
符號列表	xix
第一章 緒論	1
1.1 研究背景	1
1.2 文獻回顧	2
1.3 研究目的	2
1.4 研究方法	3
1.5 論文架構	4
第二章 OpenFOAM 數值模型	5
2.1 雙黏性流體模型	6
2.2 自由液面計算方法	9



2.3	控制方程式	10
2.4	初始條件及邊界條件	10
2.5	圓柱方位角定義	12
2.6	圓柱受力及傾倒力矩計算方法	12
第三章 真實尺度		15
3.1	圓柱直徑	15
3.2	波浪參數	15
3.3	土壤參數	17
3.4	本章小結	21
第四章 模型驗證		23
4.1	週期波	23
4.1.1	Third-order Stokes wave	24
4.1.2	計算區域	25
4.1.3	網格劃分	26
4.1.4	模型參數	27
4.1.5	物理參數	27
4.1.6	數值結果驗證	27
4.2	圓柱受力	29
4.2.1	Morison 波力計算公式	30
4.2.2	計算區域	31
4.2.3	網格劃分	31
4.2.4	模型參數	34
4.2.5	物理參數	34



4.2.6 數值結果驗證	34
4.3 研究室過去研究經驗	35
4.4 本章小結	36
第五章 數值研究	37
5.1 實驗設計	37
5.1.1 計算區域	39
5.1.2 網格劃分	40
5.1.3 模型參數	41
5.1.4 物理參數	43
5.1.5 波高計位置	43
5.1.6 選用數據：泥面異常	44
5.1.7 選用數據：波高百分比誤差	46
5.1.8 模型驗證	49
5.2 流速分析	49
5.2.1 xz 截面流場分布	50
5.2.2 不同泥質海床流變模型流速	53
5.2.3 不同泥質海床厚度流速	55
5.3 圓柱受力	57
5.3.1 不同泥質海床流變模型圓柱受力	57
5.3.2 不同泥質海床厚度圓柱水平受力	58
5.4 圓柱傾倒力矩	59
5.4.1 不同泥質海床流變模型傾倒力矩	60
5.4.2 不同泥質海床厚度傾倒力矩	61

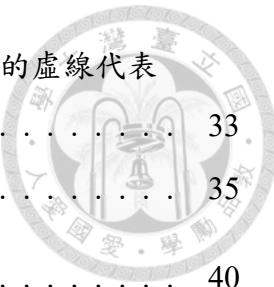


5.5	底床沖刷	62
5.5.1	歷時最大沖刷與堆積	62
5.5.2	與砂質海床比較沖刷深度	63
5.5.3	不同泥質海床流變模型泥面高程	65
5.5.4	不同泥質海床厚度泥面高程	66
5.6	本章小結	67
第六章 結論與未來展望		69
6.1	結論	69
6.2	未來展望	70
參考文獻		71
附錄 1 — OpenFOAM 設定		77
1.1	0.org	77
1.2	Constant	80
1.3	System	81



圖目錄

2.1	雙賓漢模型的流變關係	8
2.2	牛頓、賓漢及雙黏性流體的流變關係	8
2.3	VOF 示意圖 (Ogino et al. (2018))	9
2.4	三維邊界條件示意圖	11
2.5	二維邊界條件示意圖	11
2.6	圓柱方位角示意圖	12
2.7	圓柱分區示意圖	13
3.1	海域海象測站位置示意圖 (台灣電力公司 (2018))	16
3.2	波浪條件示意圖 (Le Méhauté (1969))，紅點為設計波浪條件計算結果	16
3.3	本研究所使用的雙賓漢模型的流變關係	20
3.4	數值模擬各案例之流變關係	21
4.1	二維數值水槽 xz 平面網格劃分示意圖，上面的虛線代表靜止水面位置，下面的虛線代表水平底床位置	26
4.2	二維水槽 $x = 400\text{ m}$ 處水面時序列資料	28
4.3	二維水槽 $x = 400\text{ m}$ 處水面波高百分比誤差	28
4.4	與 third-order Stokes wave 解析解比較 $t = 152$ 秒的水面模擬結果，並進行網格收斂性測試	29
4.5	Y1 案例計算域示意圖	32
4.6	xy 平面網格劃分	32
4.7	xy 平面圓柱附近網格劃分	33
4.8	xz 平面網格劃分，上面的虛線代表靜止水面位置，下面的虛線代表靜止泥面位置	33



4.9	yz 平面網格劃分，上面的虛線代表靜止水面位置，下面的虛線代表 靜止泥面位置	33
4.10	比較 Morison 公式及網格收斂性測試	35
5.1	B1 案例計算域示意圖	40
5.2	xy 平面網格劃分	41
5.3	xy 平面圓柱附近網格劃分	41
5.4	xz 平面網格劃分，上面的虛線代表靜止水面位置，下面的虛線代表 靜止泥面位置	42
5.5	yz 平面網格劃分，上面的虛線代表靜止水面位置，下面的虛線代表 靜止泥面位置	42
5.6	波高計位置示意圖	43
5.7	B1-d2 案例水面及泥面在 300 秒的瞬時變化圖	45
5.8	B2-d2 案例水面及泥面在 300 秒的瞬時變化圖	45
5.9	各案例 B 點水面波高計資料	47
5.10	B 點水面波高百分比誤差	47
5.11	各案例 b 點泥面波高計資料	48
5.12	b 點泥面波高百分比誤差	48
5.13	B1-d2 案例的圓柱水平總受力收斂性測試	49
5.14	B1-d2 案例 B 位置點四個不同時刻對應波形位置示意圖	50
5.15	a 位置點在 trough 時 ($t = 288.5$ 秒)， $y = 75$ m 處 xz 截面流場分布， 上面的黑線代表水面，下面的黑線代表泥面	51
5.16	a 位置點在 trough to crest 時 ($t = 292.25$ 秒)， $y = 75$ m 處 xz 截面流 場分布，上面的黑線代表水面，下面的黑線代表泥面	51
5.17	a 位置點在 crest 時 ($t = 294.75$ 秒)， $y = 75$ m 處 xz 截面流場分布， 上面的黑線代表水面，下面的黑線代表泥面	52
5.18	a 位置點在 crest to trough 時 ($t = 297$ 秒)， $y = 75$ m 處 xz 截面流場 分布，上面的黑線代表水面，下面的黑線代表泥面	52
5.19	不同泥質海床流變模型 A 點速度剖面	53
5.20	不同泥質海床流變模型 B 點速度剖面	54
5.21	不同泥質海床流變模型 C 點速度剖面	54



5.22 A 點在 crest 時，不同泥質海床流變模型區域 II 的速度剖面	55
5.23 B 點在 crest 時，B1-d2 案例不同網格精度在區域 II 的速度剖面	55
5.24 不同泥質海床厚度 A 點速度剖面	56
5.25 不同泥質海床厚度 B 點速度剖面	56
5.26 不同泥質海床厚度 C 點速度剖面	57
5.27 不同泥質海床流變模型，圓柱 (a) 水平總受力 (b) 區域 I 水平受力 (c) 區域 II 水平受力	59
5.28 不同泥質海床厚度，圓柱 (a) 水平總受力 (b) 區域 I 水平受力 (c) 區域 II 水平受力	60
5.29 波浪通過 (a) 不同泥質海床流變模型及 (b) 不同泥質海床厚度時，圓柱受到的傾倒力矩	61
5.30 B1-d2 案例底床的 (a) 歷時最大沖刷及 (b) 歷時最大堆積	62
5.31 各案例泥質海床沖刷結果與砂質海床沖刷經驗公式 Sumer et al. (1992)、大口徑圓柱在砂質海床的沖刷結果 Sumer et al. (2001) 及大口徑圓柱在砂質海床的沖刷經驗公式 Larsen and Fuhrman (2023) 比較	65
5.32 不同泥質海床流變模型在 a、b 及 c 位置點泥面平均高程	66
5.33 不同泥質海床厚度在 a、b 及 c 位置點泥面平均高程	67





表目錄

2.1	邊界條件配置	11
3.1	DH-13 鑽孔土壤物理性試驗資料 (經濟部中央地質調查所 (2019))	18
3.2	杭州灣雙賓漢模型擬和參數 (Huang and Aode (2009))	19
3.3	本研究所使用的雙賓漢模型參數	19
3.4	本研究所使用的流變模型參數	20
4.1	二維數值水槽網格配置及計算耗時	26
4.2	Y1 案例三維數值水槽網格配置及計算耗時	32
5.1	各案例無因次泥質海床厚度 d'	38
5.2	數值模擬各案例之相關設定	39
5.3	B1-d2 案例網格配置及計算耗時	41
5.4	泥床起伏結果	65





符號列表

h 靜止水深 (m)

d 泥質海床厚度 (m)

d' 無因次泥質海床厚度

D 直立圓柱直徑 (m)

H 波高 (m)

L 波長 (m)

T 週期 (s)

t 時間 (s)

ρ_w 水密度 (kg/m^3)

ρ_m 泥密度 (kg/m^3)

C_v 體積密度

e 空隙比



μ	流體動力黏度 ($N \cdot s/m^2$)
τ	剪應力 (N/m^2)
$\dot{\gamma}$	剪應變率 ($1/s$)
$\dot{\gamma}_c$	臨界剪應變率 ($1/s$)
τ_c	降伏應力 (N/m^2)
μ_p	賓漢動力黏度 (Bingham dynamic viscosity) ($N \cdot s/m^2$)
μ_0	擬動力黏度 (pseudo-Newtonian dynamic viscosity) ($N \cdot s/m^2$)
n	流動指標 (flow index)
τ_0	雙賓漢真實降伏應力 (dual-Bingham true yield stress)(N/m^2)
τ_∞	雙賓漢表觀降伏應力 (dual-Bingham apparent yield stress)(N/m^2)
η_0	雙賓漢初始動力黏度 (dual-Bingham initial viscosity)($N \cdot s/m^2$)
η_∞	雙賓漢表觀動力黏度 (dual-Bingham apparent viscosity)($N \cdot s/m^2$)
η_w	水面自由液面 (m)
η_m	泥面自由液面 (m)
U_x	x 方向流速 (m/s)
p	壓力 (N/m^2)
$p_{\text{rg}} h$	動壓 (N/m^2)



g 重力加速度 (m/s^2)

X 位置向量 (m)

κ 微小曲面的曲率

α 體積分函數

θ 圓柱方位角 ($^\circ$)

C_D 拖曳力係數 (drag coefficient)

C_M 慣性力係數 (inertia coefficient)

F_{all} 水平總受力 (N)

F_I 區域 I 水平受力 (N)

F_{II} 區域 II 水平受力 (N)

M 傾倒力矩 ($\text{N} \cdot \text{m}$)

S 沖刷深度 (m)





第一章 緒論

1.1 研究背景

氣候變遷造成的影響相當緊急，國際高度重視氣候變遷議題，各國宣示在 2050 年前達成淨零排放的目標，積極發展再生能源，臺灣也加速發展離岸風電，希望可以利用臺灣海峽得天獨厚的風力資源，在 2050 年成功達到淨零排放的目標，減緩氣候變遷對環境造成的影响（可參考中華民國國家發展委員會，2020）。

離岸風機可由基礎形式不同分為固定式及浮動式基礎兩種，其中固定式基礎又可細分為單樁式及套管式基礎，目前臺灣規劃開發的風場水深皆在 50 公尺內（可參考中華民國國家發展委員會，2020），因此現階段離岸風機採用固定式基礎為主。單樁式基礎具有結構形狀幾何簡單、基礎重量輕以及施工便利等優點（可參考海域大地能源研究室，2016），除了應用在離岸風力發電外，也應用在石油平臺、跨海大橋、海氣象觀測塔等海上結構物，應用十分廣泛，因此本研究針對離岸風機的固定式單樁基礎進行研究。

水下基礎除了要承載上部結構重量外，更要考慮風、浪、流、海床沖刷等因素的影響，除了增加直立圓柱受到的力與力矩，更可能使基礎周圍的泥沙發生沖刷，影響海上結構物壽命。由台灣電力公司（2018）鑽探資料可知，臺灣海峽具有許多軟弱的泥質海床，因此研究軟弱土壤與風機水下基礎交互作用有其必要性。



1.2 文獻回顧

圓柱是海洋工程中常見的結構物，波浪與直立圓柱的相互作用一直是熱門的研究主題，如Goda (1966)、Kirkgoz (1995)、Bihs et al. (2016)、Jiang et al. (2022)。經過數十年的研究，針對波浪對砂質海床的沖刷有非常豐富的研究成果。Sumer et al. (1992) 提出波浪在砂質海床經過圓柱的沖刷經驗公式，Sumer et al. (1993) 討論波浪在砂質海床經過方形基礎的沖刷，Sumer and Fredsøe (1998) 研究群樁的波浪沖刷，Sumer and Fredsøe (2001) 研究大口徑圓柱的波浪沖刷，Sumer et al. (2001) 及Gazi et al. (2019) 發表回顧性文章統整過去砂質海床沖刷的研究，Larsen and Fuhrman (2023) 嘗試修正平衡沖刷深度和時間尺度的經驗公式。雖然以波浪-砂-圓柱相互作用為主題的研究非常多，但世界上存在許多泥質海床（參考Healy et al., 2002），泥質與砂質海床的粒徑及運動方式有較大差異（參考Sumer et al., 2001），因此有研究波浪-泥-圓柱之間相互作用的必要，波浪在泥質海床通過圓柱仍有許多現象值得研究。開始研究前回顧目前波浪與泥相互作用相關研究，如Hsu et al. (2013)、Soltanpour et al. (2018)、Chen et al. (2023)，雖然泥為主題的研究已逐漸增加，但與砂質海床研究數量相比仍有不小差距，且幾乎沒有以波浪-泥-圓柱相互作用為主題的研究。本研究室已針對此問題進行一系列探討，郭榮煉 (2021)、Guo and Lo (2022) 探討圓柱結構在牛頓泥床通過孤立波的行為，李崧瑋 (2022) 探討雙黏性泥床與孤立波的互制。本文將延續過去研究，探討更真實完整的物理現象。

1.3 研究目的

本研究的第一個研究目的是探討真實尺度下的物理現象。過去研究室探討相關問題時，Guo and Lo (2022) 及李崧瑋 (2022) 皆使用物理實驗的模型尺寸進行模



擬，為了使結果更符合實際台灣海峽現地情況，本研究的問題尺度改為真實尺度，入射波也從過去使用的孤立波，改為較常見的週期波來研究颱風湧浪發生情形，研究台灣海峽在颱風湧浪情況的物理現象。

第二個研究目的是研究圓柱的水平受力及泥質海床的沖刷深度。在離岸風電工程中，波浪對單樁式基礎施加的力及海床沖刷是非常重要的課題，海床沖刷會影響圓柱在側向及軸向的承載力，波浪對基礎造成的水平受力及傾倒力矩是非常重要的設計依據(可參考American Petroleum Institute, 2000)。但過去海床沖刷相關研究大多以砂質海床主題，較少針對泥質海床進行研究，因此本研究將針對泥質海床為主題深入研究，探討不同厚度或不同流變模型的泥質海床，是否產生不同的受力及沖刷深度。

第三個目的是提供簡單的泥質海床流變模型設定方法。由於查找土壤參數相關數據及簡化流變模型的過程十分困難，因此使用多種方法簡化泥質海床流變模型，並比較各流變模型對結果的影響，希望能提供一個簡單的黏度設定方法。

1.4 研究方法

為了使模擬結果更接近真實尺度，使用台電二期台灣電力公司(2018)的資料，得到設計波浪條件及泥床物理性質，接著利用Huang and Aode (2009)的研究結果，透過一系列簡化將泥床簡化成雙黏性流體及牛頓流體進行模擬。本研究使用由Henry Weller營運的OpenFOAM (version 8)(可參考Greenshields, 2020)開源計算流體軟體進行數值模擬，並借助olaFlow(可參考Higuera, 2017)的造波及消波功能，使用Gmsh(可參考Geuzaine and Remacle, 2009)網格產生器建立網格，使用multiphaseInterFoam求解器模擬計算域中水、空氣、泥三種流體的運動行為。



1.5 論文架構

本文的架構第一章為本研究的研究背景及研究目的。第二章為介紹本研究使用的 OpenFOAM 數值模型，包含雙黏性流體模型、控制方程式、邊界條件及數值結果計算方法。第三章介紹本研究使用的真實參數，包含設計波浪參數、土壤參數及簡化方法。第四章透過直立圓柱受力及波形驗證數值結果正確性。第五章進入研究主題，透過設置兩組數值實驗，研究當週期波在雙黏性泥質海床通過直立圓柱時，不同泥質海床流變模型及不同泥質海床厚度對結果造成影響。第六章為結論與展望。



第二章 OpenFOAM 數值模型

目前存在許多套裝 CFD (Computational Fluid Dynamics) 軟體，而本研究使用由 Henry Weller 營運的 OpenFOAM (version 8) (可參考Greenshields, 2020) 開源計算流體軟體進行數值模擬，OpenFOAM 使用有限體積法離散方程式進行求解，在 Linux 環境下使用，由於 OpenFOAM 有大量的求解器能模擬各種複雜的問題，且除了模擬求解的功能外，也包含網格生成、後處理及自定義開發等主要功能，因此 OpenFOAM 的使用人數不斷增加，在工業界和學術界越來越受歡迎 (可參考Shademan et al., 2013)。

olaFlow (可參考Higuera, 2017) 是一個免費開源的數值模擬工具，致力於提供波浪動力學模擬技術給 OpenFOAM 使用，olaFlow 除了可以在不增加計算成本的前提下生成波浪及消波外，也可以同時生成波浪和水流，本研究使用 olaFlow 的造波產生入射的週期波，使用消波功能避免不必要的反射波。

除了 OpenFOAM 及 olaFlow 的介紹，第二章將介紹本研究使用的控制方程式及邊界條件，簡化泥流使用的流變模型，計算自由液面、直立圓柱受力及傾倒力矩的方法。

為了讓後人可以重現本研究的數值模擬，在附錄中列出本研究 OpenFOAM 的設定細節，包含控制初始條件跟邊界條件的 0.org 資料夾、控制常數的 constant 資料夾及控制系統參數的 system 資料夾。



2.1 雙黏性流體模型

本章節說明本研究如何使用流變模型描述海床泥質土壤。首先，從賓漢流體模型開始說明，理想中對賓漢流體的特性是在低剪應力下表現接近固體，在高剪應力下表現則像流體，會像黏性流體一樣流動，例如牙膏、黏土及泥漿等都屬於賓漢流體。因為本研究特別針對海床為泥質土壤狀況時進行探討，所以可以將底床泥質土壤視為泥漿，使用賓漢流體模型簡化，模型表達式為：

$$\tau = \tau_c + \mu_p \dot{\gamma} \quad \text{for } \tau > \tau_c \quad (2.1)$$

$$\dot{\gamma} = 0 \quad \text{for } \tau \leq \tau_c \quad (2.2)$$

其中 τ 為剪應力， τ_c 為降伏應力， μ_p 為賓漢動力黏度 (Bingham dynamic viscosity)。

簡化土壤過程使用的雙賓漢模型 (dual-Bingham plastic model)，是一種用於描述塑性流體行為的模型，是賓漢流體模型的擴展，雙賓漢模型考慮了兩個不同的降伏應力閾值，使用兩個不同的黏度，以更準確地描述塑性流體的行為，圖2.1為雙賓漢模型流變關係示意圖，雙賓漢模型的表達式為 (可參考Huang and Aode, 2009)：

$$\begin{cases} \tau = \tau_0 + \eta_0 \dot{\gamma}, & \dot{\gamma} < \dot{\gamma}_c \\ \tau = \tau_\infty + \eta_\infty \dot{\gamma}, & \dot{\gamma} \geq \dot{\gamma}_c \end{cases} \quad (2.3)$$

其中 τ_0 是雙賓漢真實降伏應力 (dual-Bingham true yield stress)， τ_∞ 是雙賓漢表觀降伏應力 (dual-Bingham apparent yield stress)。同樣地， η_0 是雙賓漢初始動力黏度 (dual-Bingham initial viscosity)， η_∞ 是雙賓漢表觀動力黏度 (dual-Bingham apparent viscosity)。

觀察圖2.1可發現臨界剪切速率 $\dot{\gamma}_c$ (critical shear rate) 是一個關鍵的剪應變率，

其對應到的剪應力即為雙賓漢表觀降伏應力 τ_∞ ，臨界剪應變率 $\dot{\gamma}_c$ 的表達式為：

$$\dot{\gamma}_c = \frac{\tau_\infty - \tau_0}{\eta_0 - \eta_\infty} \quad (2.4)$$

接著，說明為什麼不能在 OpenFOAM 中使用賓漢或雙賓漢流體模型進行模擬。雖然我們已經成功使用流變模型描述底床物理行為，但由於計算流體力學方法非常難以模擬非連續的流變行為，OpenFOAM 無法模擬及求解固體力學方程式，在此限制下本研究無法使用雙賓漢流體簡化泥流，只能退而求其次，將原先理想的雙賓漢流體模型，再更進一步簡化為雙黏性流體及牛頓流體模型。

最後，介紹本研究使用的雙黏性流體。雙黏性流體是使用 OpenFOAM 內建 Herschel-Bulkley 模型，並將 n 設為 1 (可參考 Greenshields, 2020)，模型表達式為：

$$\mu = \min(\mu_0, \frac{\tau_c}{\dot{\gamma}} + \mu_p \dot{\gamma}^{n-1}) \quad (2.5)$$

其中 μ_0 為擬牛頓動力黏度 (pseudo-Newtonian viscosity)、 μ_p 為賓漢動力黏度 (Bingham dynamic viscosity)、 τ_c 為降伏應力、 $\dot{\gamma}$ 為剪應變率、 n 為流動指標 (flow index)。圖 2.2 為牛頓、賓漢及雙黏性流體的流變關係，理想狀況下擬牛頓動力黏度 μ_0 應設為極大的值，使雙黏性流體 (藍線) 盡可能接近賓漢流體 (紅線)，李崧璋 (2022) 透過敏感性測試求得最佳的擬牛頓動力黏度 μ_0 為賓漢動力黏度 μ_p 的 1000 倍以上，本研究使用的流變模型設定詳見章節 3.3，最終成功在 OpenFOAM 中使用雙黏性流體模型模擬泥質海床運動行為。

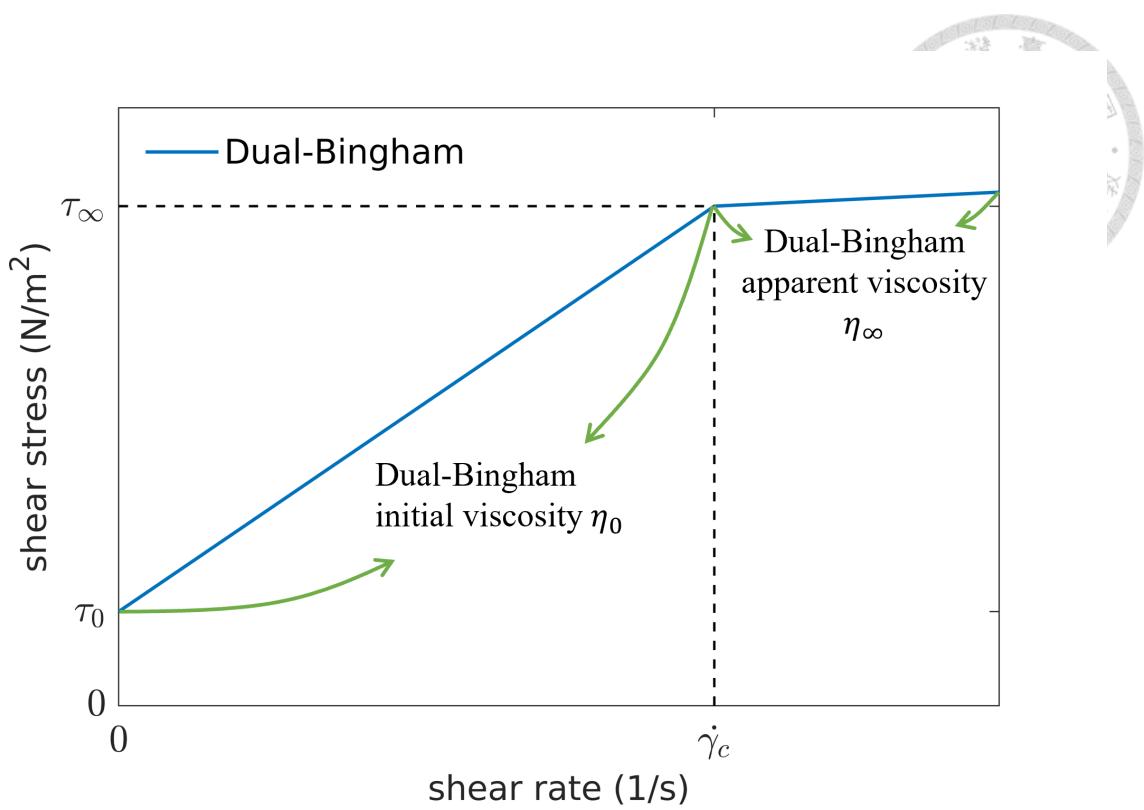


圖 2.1: 雙賓漢模型的流變關係

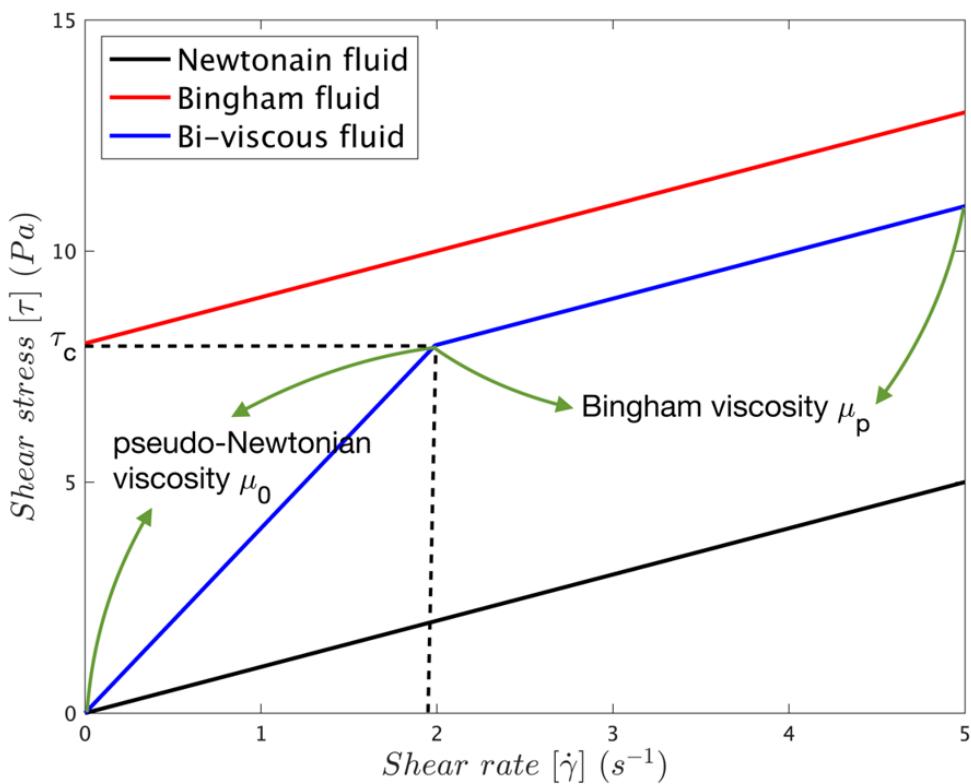


圖 2.2: 牛頓、賓漢及雙黏性流體的流變關係



2.2 自由液面計算方法

本研究的計算域中包含空氣、水以及雙黏性流體三種相位的流體，是一種多相流問題，為了得出水面及泥面的自由液面變化，捕捉不同相位的自由液面邊界是非常重要的。本研究使用Hirt and Nichols (1981) 提出的 VOF 方法 (Volume of Fluid Method) 捕捉兩個自由液面交界面，圖2.3為 VOF 計算示意圖 (可參考Ogino et al., 2018)。VOF 方法定義一體積分函數 α ， α 表示網格中不同流體的占比，表達式為：

$$\alpha(x, t) = \begin{cases} 0, & \text{單元網格內為流體 1} \\ 0 < \alpha < 1, & \text{單元網格內有流體 1 及流體 2} \\ 1, & \text{單元網格內為流體 2} \end{cases} \quad (2.6)$$

本研究將 α 為 0.5 的座標定義為不同流體間的邊界，透過計算不同時刻 α 為 0.5 建構出的交界面，即可得到本研究中水面及泥面的自由液面。雖然本研究包含空氣、水及泥三種流體，但只具有空氣-水以及水-泥兩種自由液面邊界，不存在一個網格內有三種不同相位流體的情況，也不存在波浪破碎的狀況，因此自由液面的計算相對單純，本研究使用 VOF 方法成功捕捉泥面及水面自由液面變化。

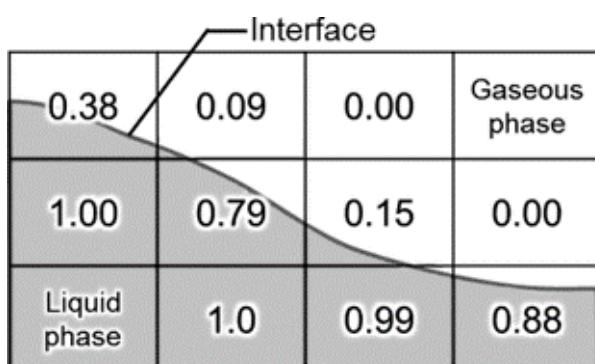


圖 2.3: VOF 示意圖 (Ogino et al. (2018))



2.3 控制方程式

本研究使用的 multiphaseInterFoam 求解器是 interFoam 求解器的延伸，用來處理多相流模擬的問題。interFoam 求解器的控制方程式為 RANS 方程式 (Reynolds Averaged Navier–Stokes equations)，本研究中的水、牛頓泥流、雙黏性泥流及空氣皆假設為不可壓縮流，因此連續方程式及質量守恆方程式為：

$$\nabla \cdot \vec{u} = 0 \quad (2.7)$$

$$\frac{\partial \rho \vec{u}}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \vec{u} \vec{u}) - \nabla \cdot (\mu \nabla \vec{u}) = -\nabla p_rgh - g \cdot X \nabla \rho + \nabla \vec{u} \cdot \nabla \mu + \sigma \kappa \nabla \alpha \quad (2.8)$$

其中 \vec{u} 為速度向量， p_rgh 為動壓 ($p_rgh = p - \rho g z$)， ρ 為密度， μ 為動力黏度， g 為重力加速度， X 為位置向量， α 為體積分函數， σ 為表面張力係數， κ 為微小曲面的曲率 ($\kappa = \nabla \cdot \frac{\nabla \alpha}{|\nabla \alpha|}$)，控制方程式的詳細內容可參考 Higuera et al. (2013)。

由於本研究入射波的波浪尖銳度 $H/L = 0.046$ 小於 $1/7$ (波浪參數設定參考論文章節3.2)，所以認為本研究的波浪不會破碎，使用層流模式進行數值模擬。

2.4 初始條件及邊界條件

模擬的初始條件除了體積分函數 α 外，流速 U 與動壓 p_rgh 等初始條件皆為 0，不同案例的泥床厚度不同將造成體積分函數 α 初始條件有差異。圖2.4為三維邊界條件示意圖，其中包含直立圓柱及泥槽，圖2.5為二維邊界條件示意圖，因為此模擬目的是驗證入射波是否正確，所以不需要考慮圓柱及泥床，可將原先的三維模擬簡化至二維。在不同維度案例中的流速邊界條件有明顯差異，因此將特別針對流速邊界條件進行介紹，表2.1為二維及三維案例流速邊界條件的配置。其中

inlet 邊界採用 olaFlow 插件提供的造波邊界，outlet 邊界則分別採用二維及三維適用的 olaFlow 消波邊界條件，與 no-slip 邊界相比，消波邊界條件已盡量減少波浪造成的反射。二維模擬為了加快計算時間將 front 及 back 邊界改為 empty 邊界條件，減少數值模擬計算量。

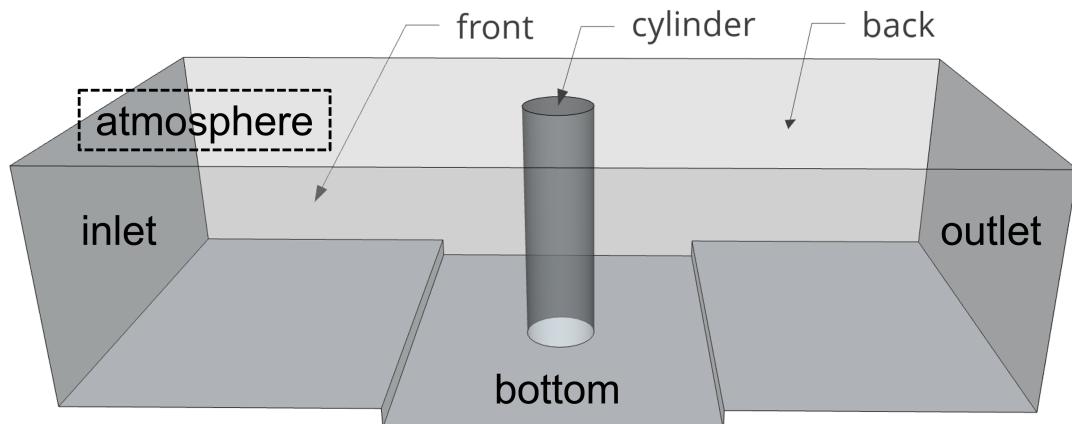


圖 2.4: 三維邊界條件示意圖

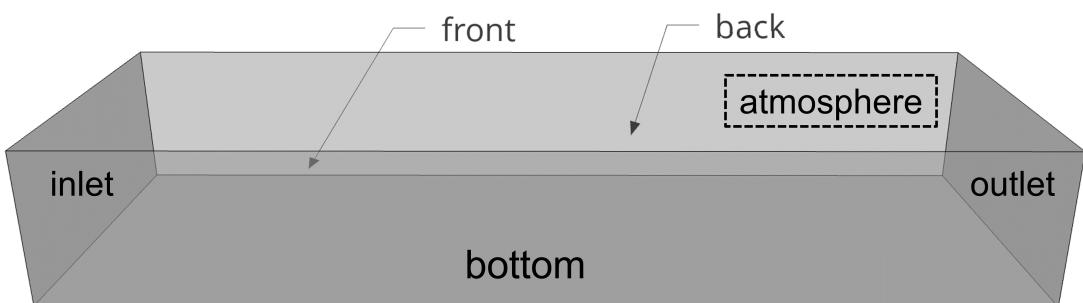


圖 2.5: 二維邊界條件示意圖

表 2.1: 邊界條件配置

邊界	二維 U	三維 U
inlet	waveVelocity(0,0,0)	waveVelocity(0,0,0)
outlet	waveAbsorption2DVelocity(0,0,0)	waveAbsorption3DVelocity(0,0,0)
atmosphere	pressureInletOutletVelocity(0,0,0)	pressureInletOutletVelocity(0,0,0)
bottom	noSlip	noSlip
front	empty	noSlip
back	empty	noSlip
cylinder	-	noSlip



2.5 圓柱方位角定義

為了方便說明觀測到的物理現象及波高計位置，定義圓柱直徑為 D ，圓柱方位角 θ ，示意圖如圖2.6，將方位角 270° 到 0° 到 90° 的區域定義為背流側，方位角 90° 到 180° 到 270° 的區域定義為迎流側。

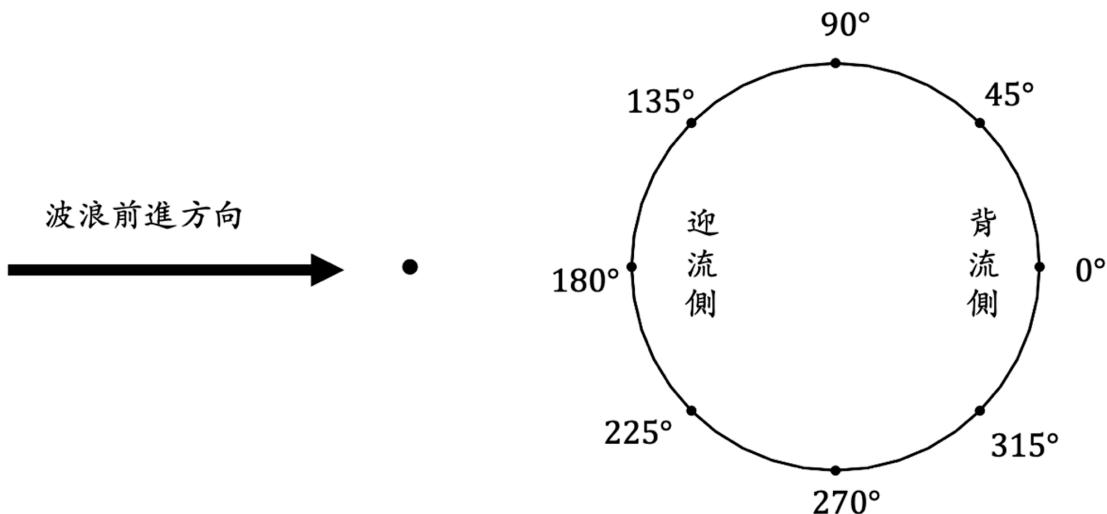


圖 2.6: 圓柱方位角示意圖

2.6 圓柱受力及傾倒力矩計算方法

本節介紹圓柱受力及傾倒力矩計算方法。計算直立圓柱的受力及傾倒力矩前，需要取得圓柱表面網格的面積、壓力及網格中心座標。

首先介紹本研究中直立圓柱水平波浪作用力的計算方法，將圓柱表面網格壓力與對應的網格面積相乘，求出每個網格的作用力後，將作用力投影至 x 方向的分量，即是每個網格 x 方向的作用力，加總所有網格 x 方向的作用力即是圓柱的水平總受力 F_{all} 。除了計算圓柱水平總受力外，為了方便分析受力結果，以靜止泥面 $z = 0\text{ m}$ 作為分界，將圓柱分為區域 I 及區域 II 兩個區塊，計算區域 I 水平受力 F_I 及區域 II 水平受力 F_{II} ，圓柱分區示意圖為圖2.7。

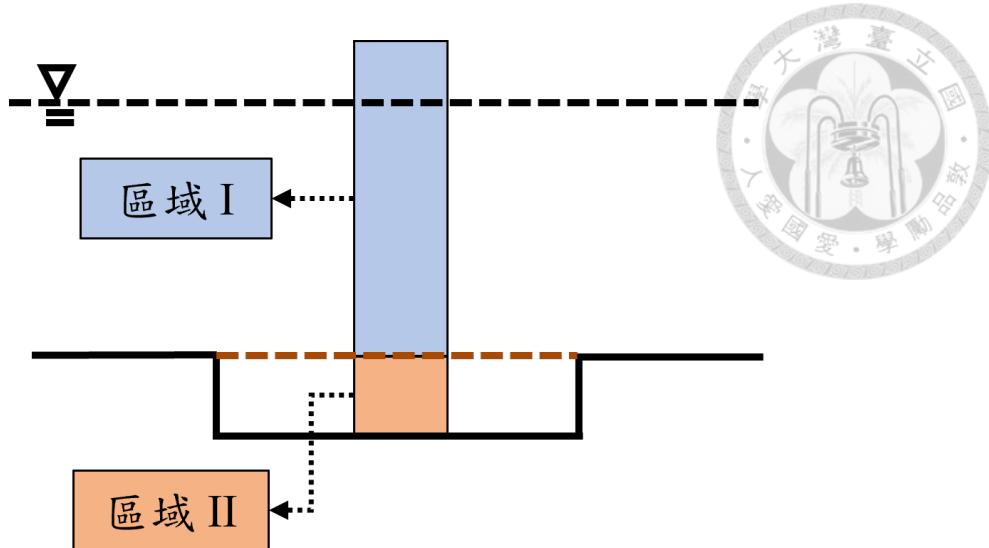


圖 2.7: 圓柱分區示意圖

接下來介紹圓柱傾倒力矩 M 計算方法，本研究中的直立圓柱傾倒力矩，是以 $z = 0\text{ m}$ 為力矩中心計算的俯仰力矩 (pitching moment)，利用右手定則描述圓柱傾倒力矩方向，當圓柱傾倒力矩為正值，表示圓柱受到正 y 方向的傾倒力矩，反之，當圓柱傾倒力矩為負值，表示圓柱受到負 y 方向的傾倒力矩。力臂定義為網格中心與 $z = 0\text{ m}$ 的距離，將直立圓柱表面每個網格的水平作用力乘以對應的力臂後加總，即可得到水平作用力造成的傾倒力矩 M 。





第三章 真實尺度

為了模擬真實尺度的狀況，參考台灣海峽離岸風電使用及測量得到的數據，包含設計波浪參數、風機基礎直徑及土壤參數，其中波浪參數及風機基礎直徑較單純，已有過去報告可供參考，但土壤參數決定較複雜，取得現地土壤鑽探資料後，還需要將土壤簡化使用流變模型描述，經過一系列簡化後才能提供給 OpenFOAM 進行計算。

3.1 圓柱直徑

隨著離岸風電發展，為了提高發電量，離岸風機有大型化發展趨勢，單樁式基礎直徑也隨之增加，單樁式基礎直徑從廖學瑞、丁金彪、林倣寬 (2014) 的 5~6 m，到世紀離岸風電設備股份有限公司 (2020) 的 6~10 m，為了讓本研究有機會應用在實際工程中，最終決定選用單樁式基礎直徑為 6 m。

3.2 波浪參數

本研究選用台灣電力公司 (2018) 的設計波浪參數，台灣電力公司 (2018) 蔑集整理計畫區海域鄰近波浪測站資料來設計波浪條件，包含港灣技術研究中心台中港海象台中一站、離岸風力發電第一期計畫可行性研究 WKC1 測站、彰濱工業區

THL3 測站、CH7W 測站等實測資料，各測站位置及風場範圍如圖3.1所示。

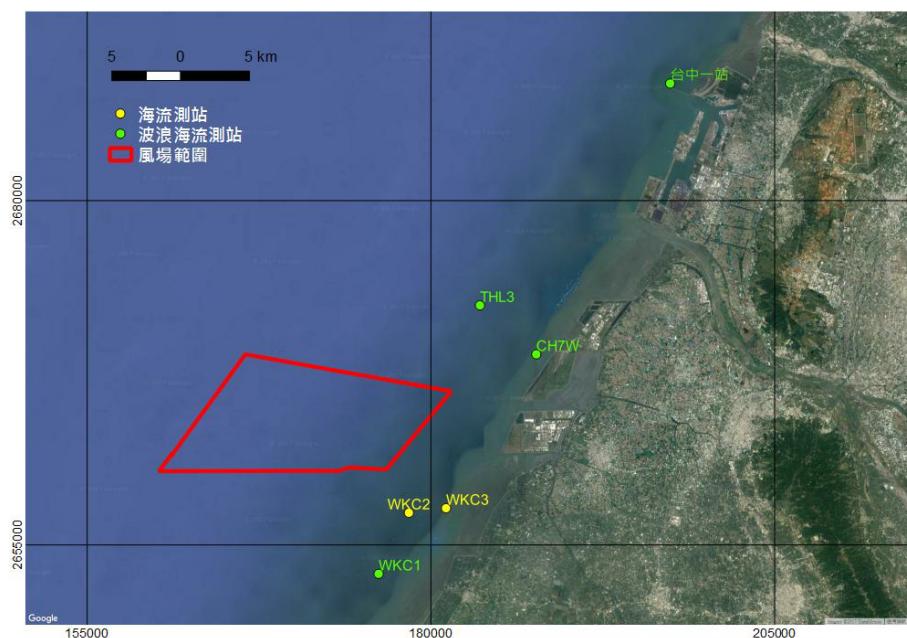


圖 3.1: 海域海象測站位置示意圖 (台灣電力公司 (2018))

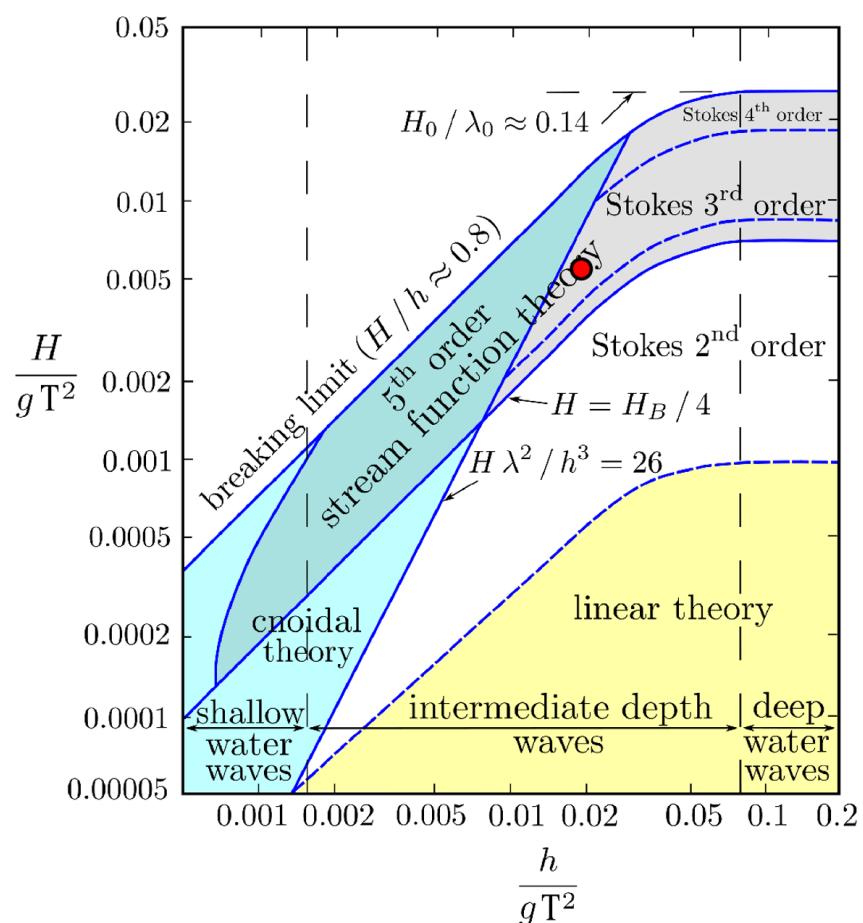


圖 3.2: 波浪條件示意圖 (Le Méhauté (1969))，紅點為設計波浪條件計算結果



鄭偉成、林曉琪 (2019) 整理各風場資料後得出單樁式基礎平均適用水深為 10~30 m，為了模擬出最常見的湧浪情況，本研究使用台灣電力公司 (2018) 在靜止水深 20 m 及迴歸週期 1 年時的設計波浪參數，設計波浪波高及週期分別為 5.937 m 及 10.234 秒。董東璟 (2016) 提到：「中央氣象局定義波高超過 1.5 m，平均週期超過 8 秒者為湧浪，並發布預警。」確認本研究使用的入射波為湧浪。Le Méhauté (1969) 透過圖 3.2，詳細說明不同波浪條件下各種波浪理論的適用性。圖 3.2 中的紅點為本文設計波浪條件的計算結果，可知設計波浪條件屬於 third-order Stokes wave (三階斯托克斯波)，因此本文波浪條件採用 third-order Stokes wave 進行模擬。

3.3 土壤參數

為了將台灣海峽現地土壤資料應用至本研究的數值模擬中，透過三個步驟，將土壤資料簡化為 OpenFOAM 可模擬的流變模型。第一步是取得台灣海峽現地鑽探資料，第二步是將土壤簡化為雙賓漢模型 (dual-Bingham plastic model)，第三步是將雙賓漢模型簡化成雙黏性流體及牛頓流體模型，以下更深入介紹三個步驟的細節。

第一步，取得台灣海峽現地鑽探資料。為了取得台灣離岸風電區域的現地土壤鑽探資料，查詢經濟部中央地質調查所 (2019) 建置的工程地質探勘資料庫，此資料庫彙整全台灣各地鑽探資料，目前已收錄 67,000 筆鑽孔資料。進入資料庫後選擇「離岸風力發電第二期計畫-風場財物採購帶安裝案」計畫，本文研究主題為泥質土壤，因此挑選出此計畫中砂成分最低的 DH-13 鑽孔土壤物理性試驗資料，作為本研究中泥床的土壤資料，本研究共選擇 1 m、2 m 及 4 m 三個不同土壤厚度，探討不同泥質海床厚度時對模擬結果造成的影响。

表 3.1: DH-13 鑽孔土壤物理性試驗資料 (經濟部中央地質調查所 (2019))



取樣編號	P04	P05
上限深度 (m)	3	4
下限深度 (m)	3.4	4.25
統一土壤分類	CL	CL
含水量 (%)	-	32.2
液性限度	27	31
塑性限度	10	13
比重	2.74	2.74
礫石	0	0
砂	9	17
粉土	74	72
黏土	17	11
統體單位重 (kN/m ³)	-	18.9
乾單位重 (kN/m ³)	-	14.3
空隙比	-	0.87
D10 (mm)	0.0017	0.0042
D30 (mm)	0.0111	0.0204
D50 (mm)	0.0314	0.0425
D60 (mm)	0.0397	0.0505

第二步，將土壤簡化為雙賓漢模型。得到現地土壤資料後，使用流變模型描述土壤運動行為，章節2.1中詳細介紹研究中使用到的流變模型。想要取得台灣海峽的土壤簡化流變模型，需要進行流變實驗分析土壤，理想狀況是使用以台灣海峽為主題的土壤流變分析研究成果，由於尚未發現相關文獻，最終採用Huang and Aode (2009) 針對杭州灣土壤的研究進行簡化，研究中採集杭州灣的土壤進行流變實驗，使用雙賓漢模型簡化杭州灣土壤運動行為，Huang and Aode (2009) 最終得出的杭州灣土壤的雙賓漢模型經驗公式為：

$$\begin{aligned}\tau_0 &= \alpha_1 \exp(\beta_1 C_v) \\ \eta_0 &= \alpha_2 \exp(\beta_2 C_v) \\ \tau_\infty &= \alpha_3 \exp(\beta_3 C_v) \\ \eta_\infty &= \alpha_4 \exp(\beta_4 C_v) \\ \gamma_c &= \alpha_5 \exp(\beta_5 C_v)\end{aligned}\tag{3.1}$$



其中 α_1 、 α_2 、 α_3 、 α_4 、 α_5 、 β_1 、 β_2 、 β_3 、 β_4 及 β_5 為雙賓漢流體的擬和參數，各參數數值見表3.2。經濟部中央地質調查所(2019)鑽探資料中的空隙比 e 為 0.87，利用關係式 $C_v = 1/(1 + e)$ 求出體積密度 $C_v = 0.5348$ ，再將 C_v 及表3.2中的擬和參數代入式3.1完成計算，最終本研究使用台灣海峽黏性土壤簡化得到的雙賓漢模型參數如表3.3，圖3.4為雙賓漢模型流變關係。

表 3.2: 杭州灣雙賓漢模型擬和參數 (Huang and Aode (2009))

α_1 (N/m ²)	6.58E-02
β_1	1.79E+01
α_2 (N · s/m ²)	8.67E-02
β_2	1.29E+01
α_3 (N/m ²)	7.81E-02
β_3	2.07E+01
α_4 (N · s/m ²)	1.84E+04
β_4	1.95E+01
α_5 (1/s)	2.53E-01
β_5	1.05E+01

表 3.3: 本研究所使用的雙賓漢模型參數

真實降伏應力 τ_0 (N/m ²)	表觀降伏應力 τ_∞ (N/m ²)	初始動力黏度 η_0 (N · s/m ²)	表觀動力黏度 η_∞ (N · s/m ²)	臨界剪切速率 $\dot{\gamma}_c$ (1/s)
944.8792	5012.8179	85.8923	6.2167	69.45

第三步，將雙賓漢模型簡化成雙黏性流體及牛頓流體模型。本研究以表3.3雙賓漢模型為基準，將流變模型簡化為三種雙黏性流體及一種牛頓流體模型，代號分別為 B1、B2、B3 及 N1，流變模型物理參數設置如表3.4，圖3.4為流變關係。代號 B1 以雙賓漢模型為基礎，在真實降伏應力前增加擬牛頓動力黏度 μ_0 ，李崧瑋 (2022) 透過敏感性測試求得最佳的擬牛頓動力黏度 μ_0 為賓漢動力黏度 μ_p 的 1000 倍以上，因此本研究將 B1 的擬牛頓動力黏度 μ_0 為賓漢動力黏度 μ_p 的 1000 倍，圖3.4中 B1 的流變模型在降伏前為非常陡峭的斜線，B1 的流變模型為理論上最接近真實流變模型情況的案例。代號 B2、B3 及 N1 同樣以雙賓漢模型為基礎，在限制不改變雙賓漢表觀降伏應力 τ_∞ 的前提下，將雙賓漢模型簡化為雙黏性流體及牛頓流體模型。注意在 OpenFOAM 設定土壤流變模型參數時，由於



Herschel-Bulkley 模型各參數的單位與本研究不同，因此在 OpenFOAM 的流變模型的設定中，須將表3.4的各項數值除以土壤密度 ρ_m ，才是正確的設定。最終成功將台灣海峽現地土壤資料應用至本研究。

為了了解泥的運動狀態是否會發展至降伏狀態，將章節5.2泥床區域流速結果及泥床網格大小代入剪應變率定義進行計算，圖3.4中剪應變率 $\dot{\gamma}$ 定義為 $\partial u / \partial z$ 。泥區域流速數值最大值約為 1.5 m/s，z 方向網格大小 0.5 m，得出最極端狀況的剪應變率 $\dot{\gamma}$ 為 3 (1/s)。由此可知，除了 B1 流變模型以外，其餘流變模型的運動狀態皆不會發展至降伏狀態，N1 及 B3 流變模型的模擬結果將完全相同。

表 3.4: 本研究所使用的流變模型參數

代號	泥流種類	降伏應力 $\tau_c(N/m^2)$	動力黏度 (N · s/m ²)	擬牛頓動力黏度 $\mu_0(N \cdot s/m^2)$	賓漢動力黏度 $\mu_p(N \cdot s/m^2)$
B1	雙黏性流體	944.8792	-	85,892	85.8923
B2	雙黏性流體	5012.8179	-	105.8429	6.2167
B3	雙黏性流體	5012.8179	-	85.8923	6.2167
N1	牛頓流體	-	85.8923	-	-

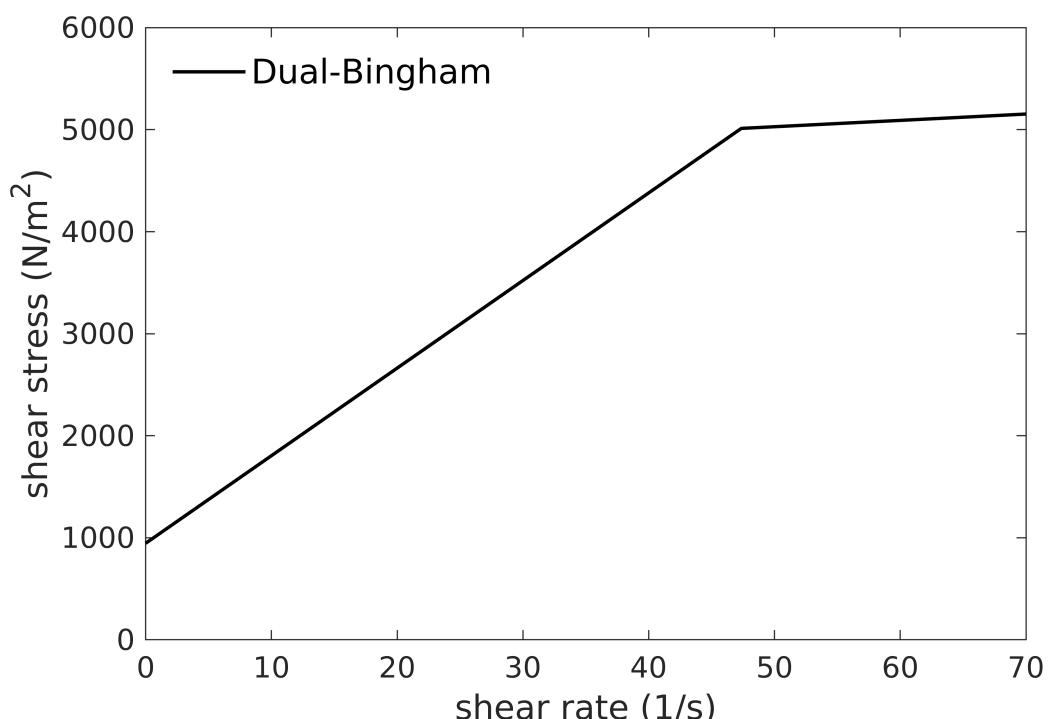


圖 3.3: 本研究所使用的雙賓漢模型的流變關係

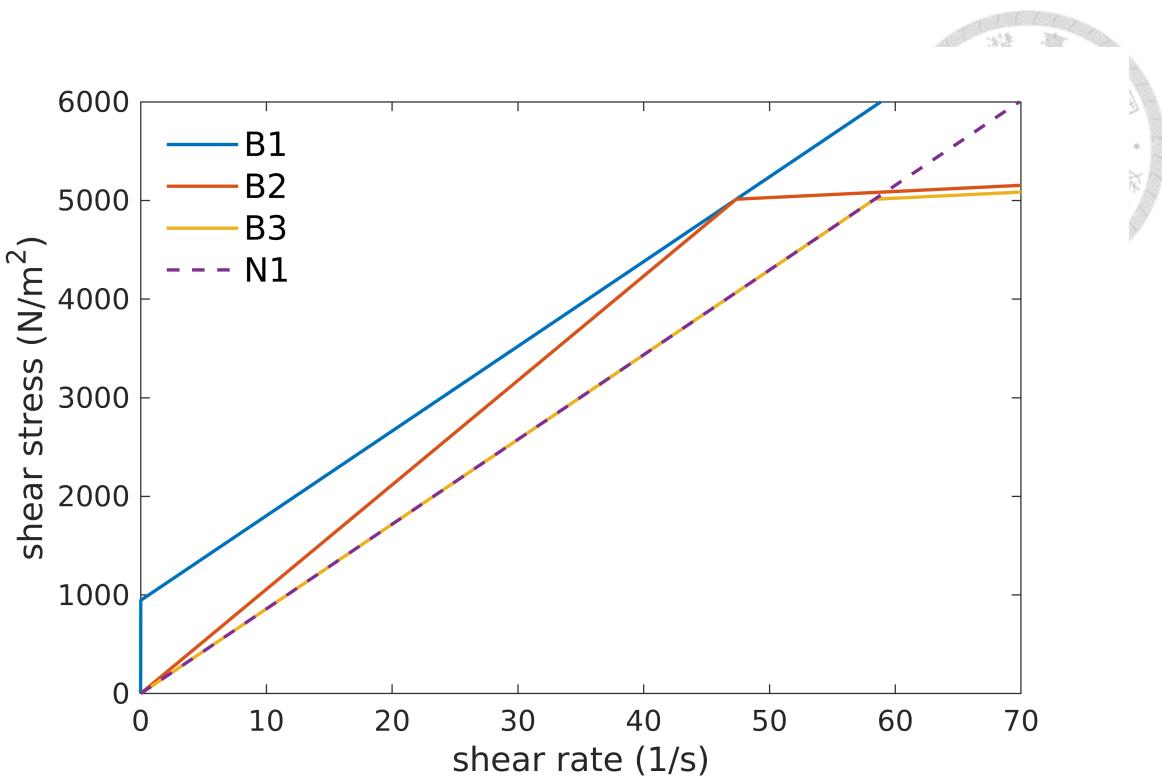


圖 3.4: 數值模擬各案例之流變關係

3.4 本章小結

在本章節成功取得真實尺度下需要使用的物理參數，圓柱直徑、設計波浪參數可透過查閱現有文獻取得，由於土壤參數相關資料及研究較少，需要透過許多步驟簡化，最終成功將台灣海峽現地的土壤使用雙黏性流體模型及牛頓流體模型描述，且可知除了 B1 流變模型以外，其餘流變模型的運動狀態皆不會進入降伏區，N1 及 B3 流變模型的數值結果在各案例中應完全相同。

將使用的現地物理參數整理如下，圓柱直徑 D 為 6 m，靜止水深 h 為 20 m，設計波浪波高 H 為 5.937 m，設計波浪週期 T 為 10.234 秒，波長 L 為 128.477 m，土壤簡化後的流變模型物理參數可參考表3.4及圖3.4。





第四章 模型驗證

第四章的目的是驗證本研究數值模擬的正確性，由於過去沒有跟本研究相同的研究結果可供比對，因此本章節分成造波結果、水流通過直立圓柱及泥床模擬經驗三個方面進行說明，確保本研究使用的數值模式正確。首先，使用二維模擬驗證本文 olaFlow 造波邊界，進行造波模擬後將結果與Borgman and Chappelear (1957) 提出的 third-order Stokes wave 解析解進行比較，確定造波結果正確性。接著，使用三維模擬來分析波浪通過直立圓柱的受力，將結果與Morison et al. (1950) 提出的 Morison 公式比較。最後，統整過去使用牛頓及雙黏性流體模型模擬泥質海床的研究經驗，確認牛頓及雙黏性流體模型的可行性。透過這三個方面的結果，使我們在沒有其他數據可進行比對的狀況下，增加本研究數值模擬的可信度。

4.1 週期波

本章節目的是利用水面自由液面驗證 OpenFOAM 造波結果，確認本研究所使用的配置能夠良好地模擬 third-order Stokes wave，將不需要考慮的直立圓柱和泥質海床移除。為了減少計算成本，使用二維矩形數值水槽進行驗證，其中 x 及 z 方向的計算區域及網格大小與本文主題的三維數值波浪水槽相似，盡可能減少簡化計算區域造成的影響。除了將水面自由液面的模擬結果與解析解進行比較，也同時進行網格收斂性測試，增加本文模擬 third-order Stokes wave 的可信度。



4.1.1 Third-order Stokes wave

Third-order Stokes wave 的水面自由液面解析解計算方法可參考Borgman and Chappelear (1957)，首先求解兩個非線性方程中的未知數 kl 及 a ，接著計算在 third-order Stokes wave 條件下的波長 L ，最後利用波長、 kl 及 a 計算得到水面自由液面 η_w 解析解。以下節錄說明部分解析解計算過程，經過Borgman and Chappelear (1957) 推導後得到兩個方程式：

$$\frac{h}{gT^2} = \frac{\tanh(kl)}{4\pi^2} \left\{ kl + \frac{a^2}{4} \left[\sinh(2kl) + \frac{kl(\cosh(4kl) + 2\cosh(2kl) + 6)}{\cosh(2kl) - 1} \right] \right\} \quad (4.1)$$

$$\begin{aligned} \frac{H}{gT^2} = & \frac{a \tanh(kl)}{2\pi^2} \left\{ \sinh(kl) + \frac{a^2}{8} \left[\frac{\sinh(kl)(2\cosh(4kl) + 3\cosh(2kl) + 10)}{\cosh(2kl) - 1} \right. \right. \\ & \left. \left. + \frac{\sinh(3kl)}{2} \frac{3\cosh(4kl) + 4\cosh(2kl) + 2}{(\cosh(2kl) - 1)^2} \right] \right\} \end{aligned} \quad (4.2)$$

其中水深 h 、波高 H 、波浪週期 T 及重力加速度 g 在本研究中為已知，所以 kl 及 a 為式4.1及式4.2中唯二的未知數，因此這個問題變成求解兩個非線性方程式中的兩個未知數，雖然手動求解非常困難，但可以通過 MATLAB 中的 *fsolve* 指令輕鬆求解。將本研究使用的參數，水深 20 m、波高 5.937 m 及週期 10.234 秒代入式4.1及式4.2，求解得到 kl 及 a 分別為 0.9668 及 0.1187，再將 kl 及 a 代入方程式：

$$L = \frac{gT^2 \tanh(kl)}{2\pi} \left\{ 1 + a^2 \frac{\cosh(4kl) + 2\cosh(2kl) + 6}{4(\cosh(2kl) - 1)} \right\} \quad (4.3)$$

最終使用 MATLAB 中的 *fsolve* 指令計算出波長 L 為 128.4932 m。但 OpenFOAM 模擬時使用的波長 L 為 128.4766 m，兩者得出的波長有些微差異，原因是求解兩個非線性方程式時，結果會受到不同初始猜值影響，因此可忽略波長的差異。在計算 third-order Stokes wave 的水面自由液面解析解時，使用 MATLAB 計算結果波



長 128.4932 m 進行計算，third-order Stokes wave 的水面自由液面解析解表達式為：

$$\eta_w = \eta_1 \cos(\theta^*) + \eta_2 \cos(2\theta^*) + \eta_3 \cos(3\theta^*) \quad (4.4)$$

其中 θ^* 是 x 及 t 的函數，可藉由改變 x 及 t 控制解析解代表的位置及時間， θ^* 的表達式為：

$$\theta^* = 2\pi \left(\frac{x}{L} - \frac{t}{T} \right) \quad (4.5)$$

η_1, η_2, η_3 是 L, T, kl 及 a 的函數，表達式為：

$$\begin{aligned} \eta_1 &= \frac{La}{2\pi} \left[\sinh(kl) + \frac{a^2}{64} \frac{9 \sinh(5kl) + 15 \sinh(3kl) + 6 \sinh(kl)}{\cosh(2kl) - 1} \right] \\ \eta_2 &= \frac{La^2}{16\pi} \frac{\sinh(4kl) + 4 \sinh(2kl)}{\cosh(2kl) - 1} \\ \eta_3 &= \frac{La^3}{256\pi} \frac{3 \sinh(7kl) + 15 \sinh(5kl) + 27 \sinh(3kl) + 39 \sinh(kl)}{(\cosh(2kl) - 1)^2} \end{aligned} \quad (4.6)$$

最後將式4.5及式4.6代回式4.4中，即可成功求得 third-order Stokes wave 的水面自由液面解析解。

4.1.2 計算區域

使用二維數值水槽驗證週期波造波結果，由章節3.2可知本研究水深為 20 m，波高為 5.937 m，為了避免波浪在 z 方向溢出計算區域，將計算區域的 z 方向高度設為 30 m，而為了降低簡化計算區域造成的影響，二維水槽 x 方向總長度與研究主題的三維數值水槽相同皆為 550 m。



4.1.3 網格劃分

圖4.1為此章節二維數值水槽網格劃分示意圖，二維數值水槽使用多個區塊劃分網格，在水槽 $x < 125\text{ m}$ 及 $x > 425\text{ m}$ 的區域， x 方向使用漸進式加密。整個數值水槽 z 方向針對靜止水面及水平底床使用漸進式加密，提高交界面計算精度同時節省計算資源，表4.2展示了二維數值水槽粗網格 (rough)、中網格 (normal) 和細網格 (fine) 三種不同精度的網格配置及計算耗時，其中 x 及 z 方向的網格大小皆與本文主題的三維數值波浪水槽相似，降低簡化計算區域造成的影响。

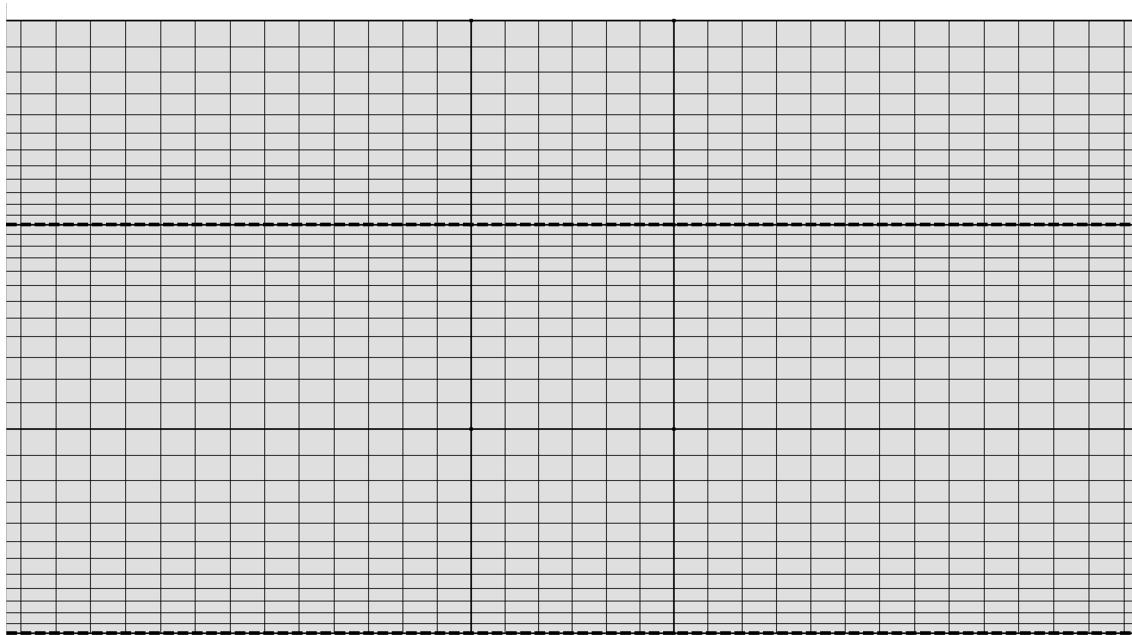


圖 4.1: 二維數值水槽 xz 平面網格劃分示意圖，上面的虛線代表靜止水面位置，下面的虛線代表水平底床位置

表 4.1: 二維數值水槽網格配置及計算耗時

尺寸	粗網格	中網格	細網格
長度 x 方向 (m)	$3.30 \leq \Delta x \leq 4.00$	$1.65 \leq \Delta x \leq 2.00$	$0.82 \leq \Delta x \leq 1.00$
高度 z 方向 (m)	$1.00 \leq \Delta z \leq 2.41$	$0.50 \leq \Delta z \leq 1.27$	$0.25 \leq \Delta z \leq 0.65$
網格總數 (個)	2,646	10,584	42,336



4.1.4 模型參數

本節描述數值模擬所使用的計算模型和參數。此數值模型不考慮碎波的問題，所以使用 laminar 模型來模擬水流，不考慮紊流效應。在 controlDict 中設置初始步長為 0.001 秒，使用動態時間步功能，writeControl 為 adjustableRunTime，runTimeModifiable 為 yes，adjustTimeStep 為 yes，最大 Courant number 為 0.5，這些參數影響計算的穩定性和精確性。計算模擬時間為 200 秒，確保週期波能夠發展到穩定狀態，數據儲存間隔為 1 秒。另外，本文使用八核心平行計算，處理器為 Intel(R) Core(TM) i7-9800X CPU 8-Core @3.80 GHz，記憶體為 64GB。

4.1.5 物理參數

以下列出模擬中各物理參數的符號及數值， g 重力加速度為 9.81 m/s^2 ， h 靜止水深為 20 m ， H 波高為 5.937 m ， T 週期為 10.234 秒 ， L 波長為 128.477 m ， ρ_w 水密度為 1000 kg/m^3 ， μ_w 水動力黏度為 $1 \times 10^{-6} \text{ N} \cdot \text{s/m}^2$ 。

4.1.6 數值結果驗證

在二維數值水造中心點 $x = 275 \text{ m}$ 處設置波高計，瞭解波浪的傳遞狀況的同時也進行網格收斂性測試，圖4.2為二維水槽 $x = 400 \text{ m}$ 處水面時序列資料，為了判斷波形是否達到穩定狀態，利用二維水槽 $x = 400 \text{ m}$ 處水面時序列資料定義波高百分比誤差，第一步是捕捉波峰及波谷數值，第二步是定義第 n 個波谷到第 n 個波峰的距離為第 n 個入射波高 H_n ，第三步是利用求得的波高計算波高百分比誤差，即完成誤差計算，從第二個入射波開始計算所有入射波高的誤差，定義第



n 個波高的波高百分比誤差計算公式為：

$$H_{error,n} = \frac{|H_n - H_{n-1}|}{H_{n-1}} \times 100\% \quad (4.7)$$

其中 n 由 2 計算到總波高數量，得出第 2 個入射波以後所有的波高百分比誤差。

觀察圖 4.3 水面波高百分比誤差，發現密網格第 13 個波高的誤差為零，因此比較

不同網格精度在水槽 $x = 400$ m 處經過第 13 個波峰時 ($t = 152$ 秒) 的自由液面。

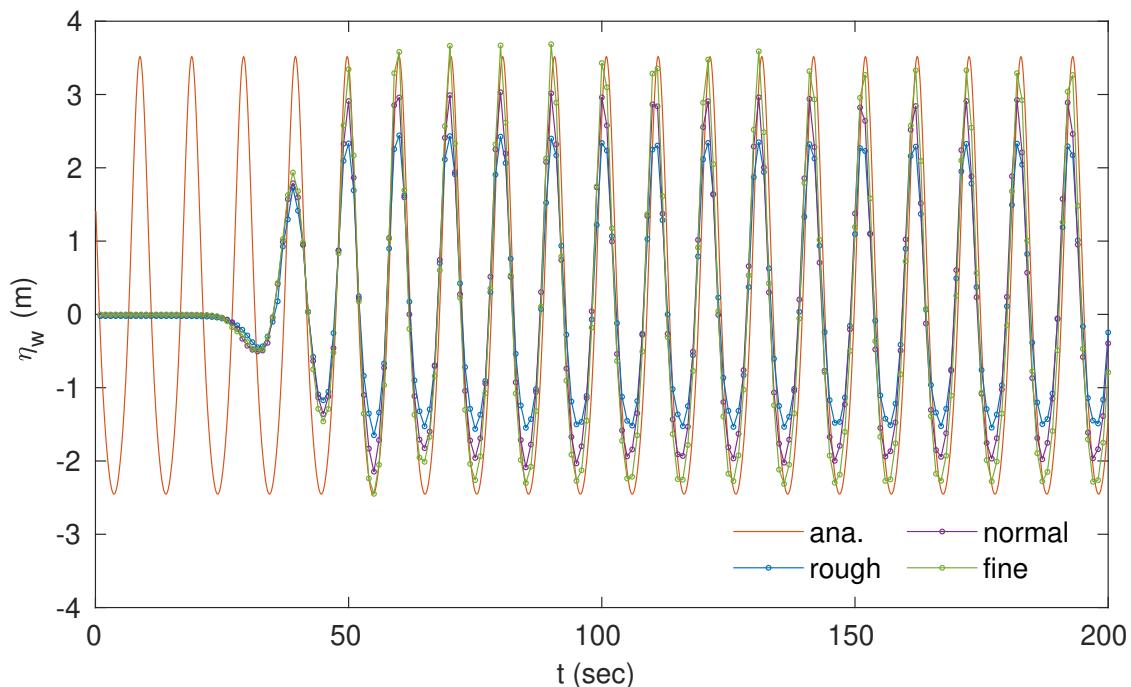


圖 4.2: 二維水槽 $x = 400$ m 處水面時序列資料

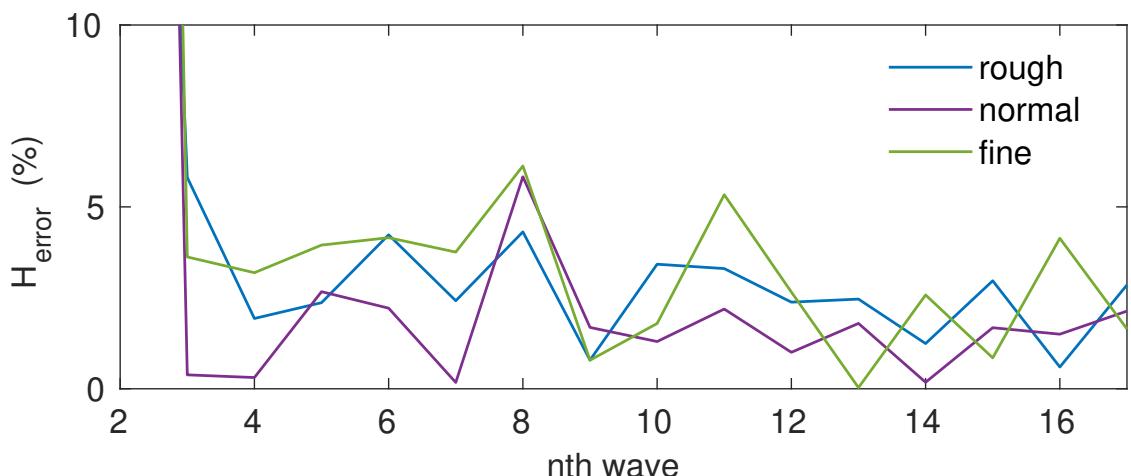


圖 4.3: 二維水槽 $x = 400$ m 處水面波高百分比誤差



圖4.4將 $t = 152$ 秒的水面模擬結果與解析解Borgman and Chappelear (1957) 進行比較，並進行網格收斂性測試，觀察圖4.4可發現解析解和數值解的波長有可見的差異，造成差異的原因是 outlet 邊界會在計算域內產生輕微的駐波，使數值解的波長在圓柱下游接近邊界處略大於解析解的波長，但造成的波長差異比例很小，且發生在圓柱下游接近邊界處，不在本研究的重點區域附近，另外從圖4.2可知各週期的造波結果相似，因此可以忽略駐波造成的波長差異。

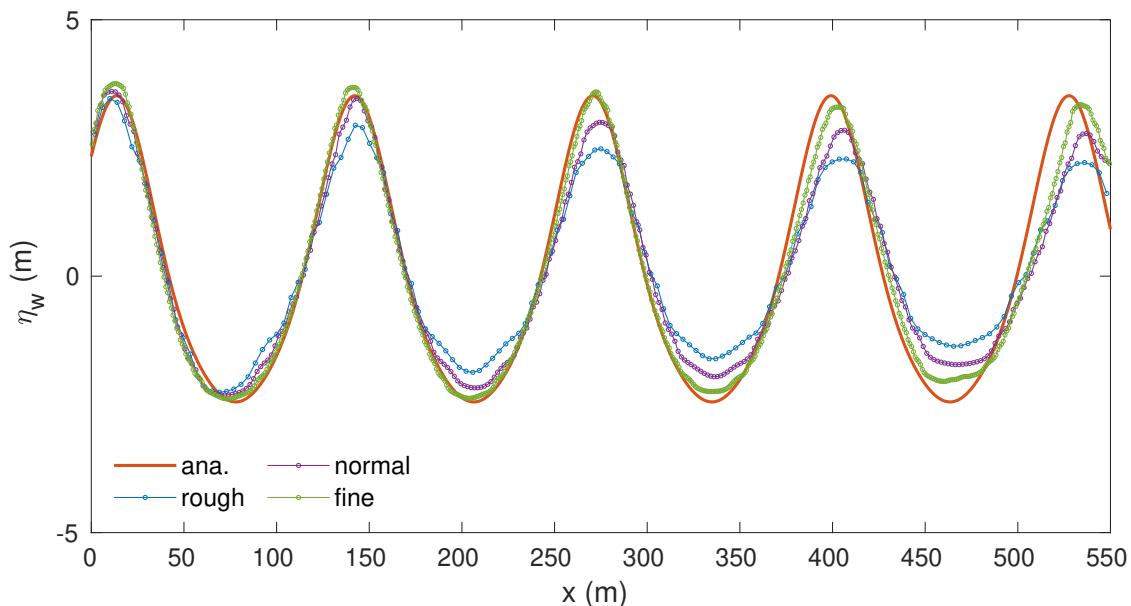


圖 4.4: 與 third-order Stokes wave 解析解比較 $t = 152$ 秒的水面模擬結果，並進行網格收斂性測試

圖4.2及圖4.4皆顯示，隨著網格精度越高，模擬結果越貼近解析解，推測數值耗散是造成粗網格模擬誤差較大的原因，因此限制網格精度至少須達到中網格。最終成功驗證本文數值模式能夠良好地模擬 third-order Stokes wave。

4.2 圓柱受力

本章節的目的為驗證加入直立圓柱後數值模式的正確性，建立週期波通過直立圓柱在水平底床無泥槽的案例，案例代號為 Y1，將模擬得到的圓柱受力結果與 Morison 公式進行比較，同時進行網格收斂性測試，增加本文數值模型的可信度。



4.2.1 Morison 波力計算公式

Morison 公式是海洋工程領域非常著名的經驗公式(可參考Morison et al., 1950)，可以簡單快速的估計波浪通時對圓柱造成的受力，缺點是精度較低，但仍然非常適合應用在海洋工程中。Morison 公式中的總受力是由拖曳力及慣性力組成，將作用在直立圓柱上一小段波浪作用力 dF 的表達式為：

$$\begin{aligned} dF &= dF_D + dF_I \\ &= \frac{1}{2}C_D\rho_wDu|u| + C_M\rho_w\frac{\pi D^2}{4}\frac{du}{dt} \end{aligned} \quad (4.8)$$

其中 u 為流速， du/dt 為加速度， D 為圓柱直徑， ρ_w 為水密度， C_D 為拖曳力係數 (drag coefficient)， C_M 為慣性力係數 (inertia coefficient)。為了求得直立圓柱沉浸在水中部份的總受力，將每一小段在水中的受力從水底積分到水面：

$$\begin{aligned} F &= \int_{-h}^{\eta_w} dF \\ &= \int_{-h}^{\eta_w} \frac{1}{2}C_D\rho_wDu|u|dz + \int_{-h}^{\eta_w} C_M\rho_w\frac{\pi D^2}{4}\frac{du}{dt}dz \end{aligned} \quad (4.9)$$

式中水底至水面之 C_D 即 C_M 可能會隨著流場改變，在計算上簡化為常數，並採用Dean and Dalrymple (1991) 的建議值，將拖曳力係數 C_D 設為 1.33，慣性力係數 C_M 設為 2。

由Sarpkaya (1981) 可知，Morison 公式的適用範圍為 D/L 小於 0.2，當 D/L 大於 0.2 時，由於圓柱造成的繞射現象將更加明顯，使 Morison 公式的結果不準確，由於本研究的 $D/L = 6/128.477 \ll 0.2$ ，因此波浪通過結構物時波形沒有改變，因此可以使用微小振幅波理論並直接搭配 Morison 公式計算波力(可參考郭一



羽，2001）。微小振幅波理論的勢函數、速度、加速度表達式為：

$$\begin{aligned}\Phi &= -\frac{H}{2} \frac{g}{w} \frac{\cosh K(h+z)}{\cosh Kh} \sin(Kx - \omega t) \\ u &= -\frac{\partial \Phi}{\partial x} = -\frac{H}{2} \frac{g}{w} \frac{\cosh K(h+z)}{\cosh Kh} \cos(Kx - \omega t) \\ \frac{du}{dt} &= \frac{H}{2} gK \frac{\cosh K(h+z)}{\cosh Kh} \sin(Kx - \omega t)\end{aligned}\quad (4.10)$$

將4.10代入式4.9的 Morison 公式中並進行積分，即可推導出波浪對直力圓柱的作用力公式：

$$\begin{aligned}F &= \frac{\rho_w C_D D H^2 g}{4 \sinh(2Kh)} \left(\frac{2Kh + \sinh 2Kh}{4} \right) \cos(Kx_1 - \omega t) |\cos(Kx_1 - \omega t)| \\ &\quad + C_M \frac{\rho_w \pi D^2}{4K} \left(\frac{H}{2} \right) \omega^2 \sin(Kx_1 - \omega t)\end{aligned}\quad (4.11)$$

其中 x_1 為結構物中心位置。

4.2.2 計算區域

Y1 案例的計算區域為無泥槽的三維數值水槽，示意圖為圖4.5，此案例的目的是驗證加入圓柱後數值模擬的正確性，因此不需要設置泥槽。圓柱直徑 D 為 6 m，圓柱設置在水槽中心 $(x, y) = (275, 75)$ m 的位置。水槽 x 方向及 y 方向的總長度與研究主題的三維數值水槽相同，x 方向總長度為 550 m，y 方向總長度為 150 m。由章節3.2可知本研究水深為 20 m，波高為 5.937 m，為了避免波浪在 z 方向溢出計算區域，將計算區域的 z 方向高度設為 30 m。

4.2.3 網格劃分

圖4.6、圖4.7、圖4.8及圖4.9為此章節三維數值水槽網格劃分示意圖，三維數值水槽使用多個區塊劃分網格，在水槽 $x < 125$ m 及 $x > 425$ m 的區域，x 方向使

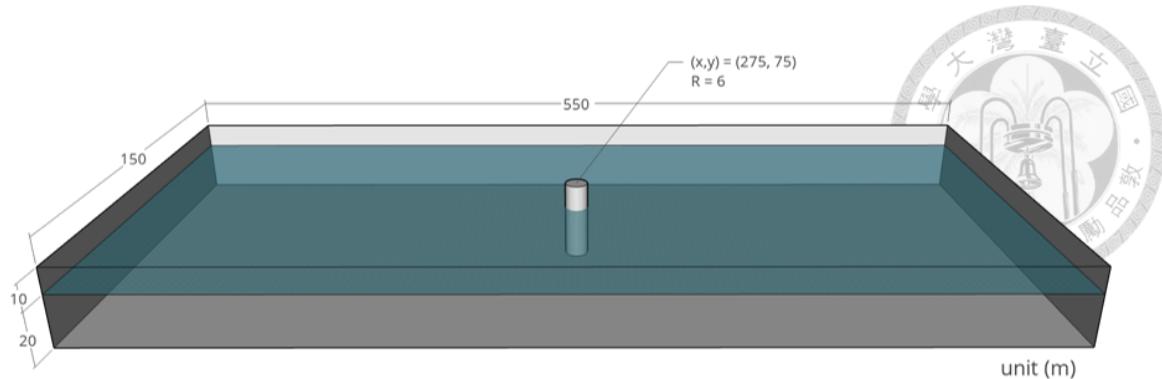


圖 4.5: Y1 案例計算域示意圖

用漸進式加密。圓柱附近使用四層環狀網格包覆圓柱，以便更好模擬圓柱附近物理現象，環狀網格與相鄰的方形網格在 x 和 y 方向上連接。整個數值水槽 z 方向針對靜止水面及水平底床使用漸進式加密，提高交界面計算精度同時節省計算資源，表4.2展示三維數值水槽粗網格 (rough)、中網格 (normal) 和細網格 (fine) 三種不同精度的網格配置及計算耗時。本章節目的是提高研究主題可信度，因此除了移除泥床凹槽外，計算區域及網格配置皆與本文主題的三維數值波浪水槽相同。

表 4.2: Y1 案例三維數值水槽網格配置及計算耗時

尺寸	粗網格	中網格	細網格
長度 x 方向 (m)	$3.30 \leq \Delta x \leq 4.00$	$1.65 \leq \Delta x \leq 2.00$	$0.82 \leq \Delta x \leq 1.00$
寬度 y 方向 (m)	$3.30 \leq \Delta y \leq 3.69$	$1.65 \leq \Delta y \leq 1.84$	$0.82 \leq \Delta y \leq 0.92$
高度 z 方向 (m)	$1.00 \leq \Delta z \leq 2.41$	$0.50 \leq \Delta z \leq 1.27$	$0.25 \leq \Delta z \leq 0.65$
網格總數 (個)	115,592	924,736	7,397,888
計算耗時 (hrs)	0.2	3.8	75 (3.1 days)

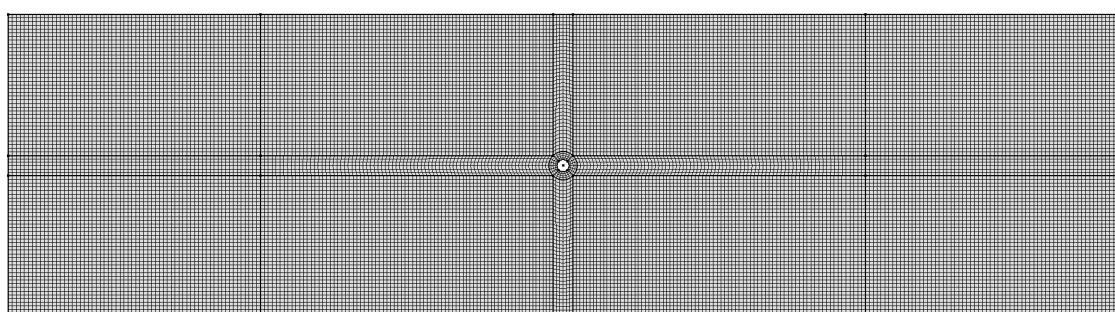


圖 4.6: xy 平面網格劃分

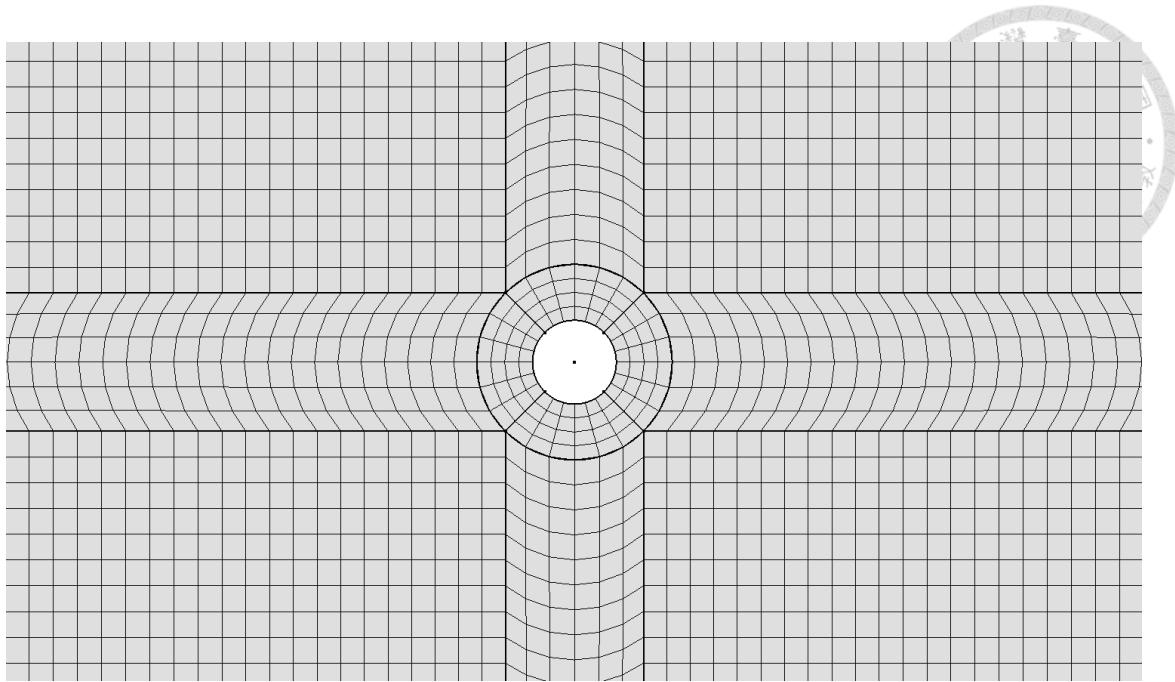


圖 4.7: xy 平面圓柱附近網格劃分

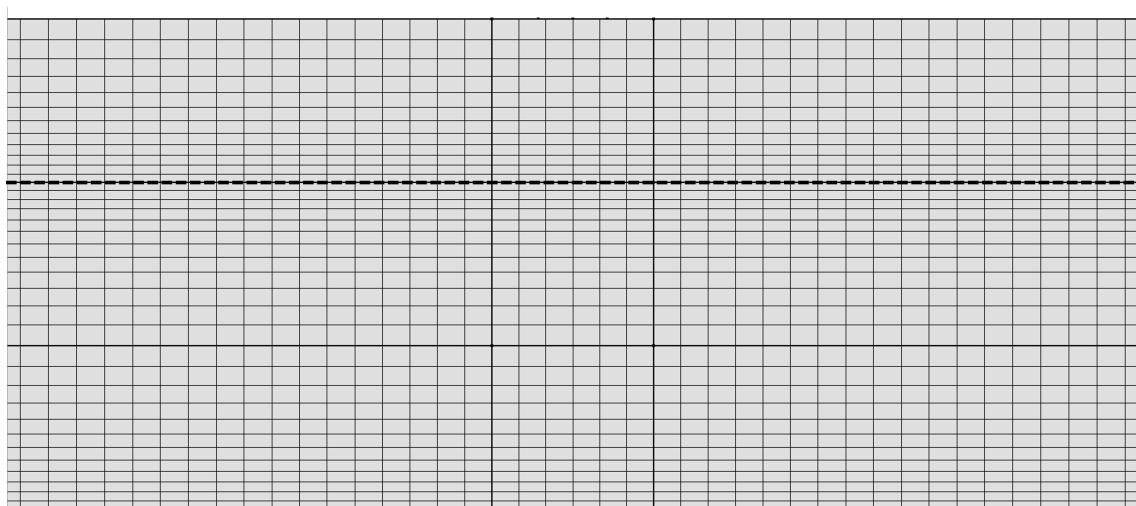


圖 4.8: xz 平面網格劃分，上面的虛線代表靜止水面位置，下面的虛線代表靜止泥面位置

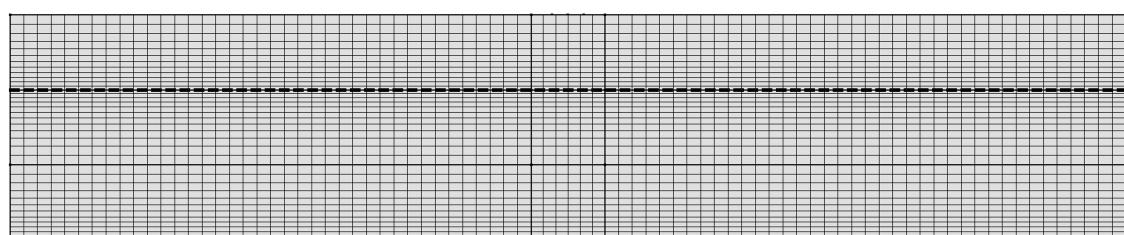


圖 4.9: yz 平面網格劃分，上面的虛線代表靜止水面位置，下面的虛線代表靜止泥面位置



4.2.4 模型參數

本章節描述數值模擬所使用的計算模型和參數。此數值模型不考慮碎波的問題，所以使用 laminar 模型來模擬水流，不考慮紊流效應。在 controlDict 中設置初始步長為 0.001 秒，使用動態時間步功能，writeControl 為 adjustableRunTime，runTimeModifiable 為 yes，adjustTimeStep 為 yes，最大 Courant number 為 0.5，這些參數影響計算的穩定性和精確性。由於本研究的數值波浪水槽是從靜止水位開始造波，因此週期波需要傳遞一段時間才能發展至穩定狀態，為了確保週期波能夠發展到穩定狀態，將計算模擬時間設為 300 秒，而為了降低計算成本，設定模擬時間 0 至 100 秒之間的數據儲存間隔為 1 秒，而模擬時間在 100 至 300 秒之間的數據儲存間隔則縮短至 0.25 秒，確保模擬結果的時間精度足夠捕捉物理現象。另外，本文使用了八核心平行計算，處理器為 Intel(R) Core(TM) i7-9800X CPU 8-Core @ 3.80 GHz，記憶體為 64GB。

4.2.5 物理參數

以下列出模擬中各物理參數符號及數值， g 重力加速度為 9.81 m/s^2 ， h 靜止水深為 20 m， H 波高為 5.937 m， T 週期為 10.234 秒， L 波長為 128.477 m， ρ_w 水密度為 1000 kg/m^3 ， μ_w 水動力黏度為 $1 \times 10^{-6} \text{ N} \cdot \text{s/m}^2$ ，圓柱直徑 D 為 6 m。

4.2.6 數值結果驗證

本章節為了驗證模式正確性，將模擬結果與 Morison 公式比對，並進行網格收斂性測試，由章節 4.1.6 的模擬經驗可知，在無泥槽無圓柱的情況時，波浪要到 $t = 152$ 秒以後才會發展至穩定狀態，為了避免選取到尚未穩定的波浪，選擇模擬時間 200 秒到 230 秒的波浪水平作用力進行網格收斂性測試。比較結果如圖 4.10，



Morison 公式是精度較低的經驗公式，因此圖4.10的結果已可以接受，觀察數值結果發現密網格最貼近 Morison 公式，推測數值耗散是導致受力隨著網格精度下降的原因。本章節成功透過週期波通過圓柱水平底床無凹槽的案例 Y1，驗證本文數值模式正確性。

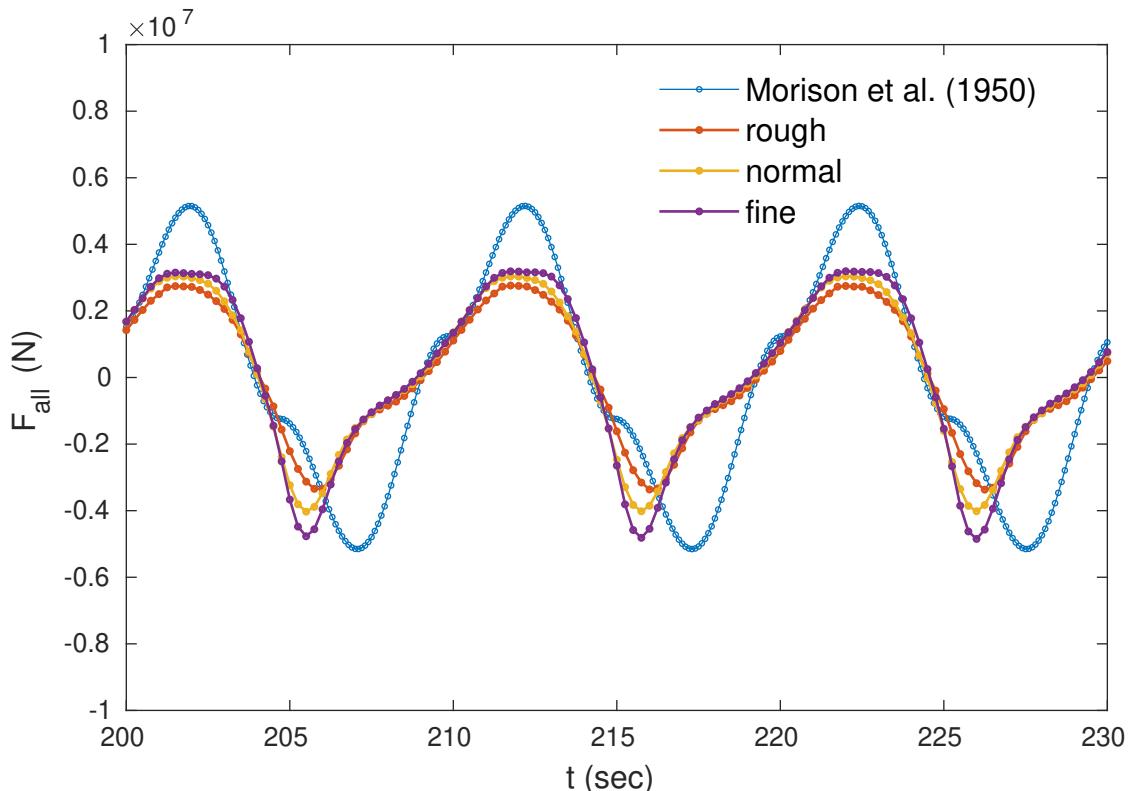


圖 4.10: 比較 Morison 公式及網格收斂性測試

4.3 研究室過去研究經驗

本研究室專精於研究波浪、泥床與直立圓柱交互作用。郭榮煉 (2021)、Guo and Lo (2022) 成功利用牛頓流體模型模擬泥床，並與Park et al. (2008) 的實驗結果進行驗證。接著以孤立波在牛頓泥床通過直立圓柱的案例為例，發現泥床的存在增加了孤立波對於圓柱結構物的作用力。



李崧瑋 (2022) 在此基礎上進行延伸研究，以Guo and Lo (2022) 的結果驗證孤立波於牛頓泥質海床上過直立圓柱的模擬，接著再使用雙黏性流體簡化泥床，將孤立波通過雙黏性泥質海床的數值模擬結果與Chan and Liu (2009) 的半解析解進行驗證。為了提供擬牛頓動力黏度設置的建議值，設定三組不同降伏應力並改變擬牛頓動力黏度進行敏感性測試，最終建議擬牛頓動力黏度 μ_0 應為賓漢動力黏度 μ_p 的 1000 倍以上。完成驗證後探討孤立波在雙黏性泥床通過直立圓柱的模擬，李崧瑋 (2022) 與Guo and Lo (2022) 設置的計算區域完全相同，不同之處是李崧瑋 (2022) 增加使用雙黏性流體簡化泥質海床。研究中以黏度及降伏應力作為控制變量，使用不同降伏應力的雙黏性流體及不同黏度的牛頓流體，研究黏度跟降伏應力對圓柱水平作用力、圓柱傾倒力矩及泥面起伏變化的影響，並進一步利用流速剖面跟動壓分布討論造成圓柱受力差異的原因。

基於Guo and Lo (2022)、郭榮煉 (2021) 及李崧瑋 (2022) 的研究成果，確定使用牛頓流體模型及雙黏性流體模型簡化泥質海床進行數值模擬是可行的。

4.4 本章小結

由於沒有跟本文相同的的數據結果可以進行比對，因此本章分成 third-order Stokes wave 造波結果、水流通過圓柱受力及泥床模擬經驗三個方面進行說明。將造波模擬結果與解析解Borgman and Chapplear (1957) 比對，直立圓柱受力與Morison et al. (1950) 提出的 Morison equation 進行比對，確保造波及受力結果正確且穩定，最後綜合過去研究室研究經驗，確保泥流可以使用牛頓流體及雙黏性賓漢流體簡化。基於以上三方面的模擬經驗，增加本文數值模擬的可信度。下一章開始將進入本文研究主題，進行更深入的探討。



第五章 數值研究

第五章正式進入研究主題，在模擬中加入泥質海床，透過章節3.3的步驟，將泥簡化成雙黏性流體及牛頓流體進行模擬。數值實驗開始前，透過網格收斂性測試，確認雙黏性流體數值結果穩定性，分成粗、中及細三種精度的網格進行收斂性測試。本研究共設計兩組數值實驗，第一組實驗比較不同流變模型數值結果的差異，目的是找出較方便的泥質海床流變模型設置方法。第二組實驗是比較不同泥床厚度，目的是了解底床沖刷及直立圓柱水平受力等數值結果是否會隨著泥床厚度增加而有明顯差異。為了方便分析模擬結果，以靜止泥面 $z = 0\text{ m}$ 作為分界，將圓柱 $z < 0\text{ m}$ 的範圍定義為區域 I，將圓柱 $z > 0\text{ m}$ 的範圍定義為區域 II，藉此分析各種數值結果。最後比較泥質海床及砂質海床的沖刷結果，探討泥質海床與砂質海床的沖刷深度差異。

5.1 實驗設計

在此章節介紹兩組數值實驗的設置方法，方便分析討論數值結果。加入泥質海床後，為了瞭解不同泥床厚度及黏度代表的意義，利用 Chan and Liu (2009) 半解析解範例，計算泥質海床的無因次厚度 d' ，了解本研究的問題尺度。無因次處理



公式為：

$$d' = \frac{d}{\beta L}$$

$$\beta^2 = \frac{\nu_m}{L\sqrt{gh}}$$
(5.1)

其中 d 為泥質海床厚度， g 為重力加速度， h 為水深， L 為波長， ν_m 為泥運動黏度。計算後的結果整理為表5.1，泥床無因次厚度 d' 的物理意義為泥厚度與泥邊界層厚度的比值，當 $d' > 1$ 時代表泥厚度超過泥邊界層厚度，因此 $d' = 1$ 是重要的分類指標。由表5.1可知在不同泥質海床厚度時，B1 流變模型的 d' 均小於 1，而 B2、B3 及 N1 流變模型的 d' 均大於 1，可知在本研究條件下，泥床無因次厚度 d' 由流變模型主導，改變泥質海床厚度不會對 d' 產生較特殊的變化，故本研究設計的第一組實驗只比較泥質海床厚度 2 m 狀況時，不同流變模型數值結果的差異，而第二組實驗只比較 B1 流變模型時，不同泥質海床厚度的探討。本研究只模擬兩組實驗中討論的案例，模擬的案例在表5.1中以粗體表示。

表 5.1: 各案例無因次泥質海床厚度 d'

代號	d1	d2	d4
B1	0.0495	0.0990	0.1980
B2	1.4102	2.8203	5.6406
B3	1.5654	3.1308	6.2615
N1	1.5654	3.1308	6.2615

第一組實驗比較不同流變模型，在泥厚度 2 m 情況時，使用表3.4中 4 種不同的流變模型簡化泥質海床，討論流變模型對數值結果造成的差異，目的是找出較方便的泥質海床流變模型設置方法。

第二組實驗是比較不同泥質海床厚度，在泥質海床使用 B1 流變模型簡化時，設置泥質海床厚度 1 m、2 m 及 4 m 三種不同厚度，厚度的代號分別為 d1、d2 及 d4，目的是了解底床沖刷及直立圓柱受力等數值結果，是否會隨著泥床厚度增加而有明顯差異。

綜合以上兩組實驗以及第四章提到的無泥槽 Y1 案例，將需要執行的模擬整

理為表5.2，各案例名稱即代表對應使用的流變模型及泥質海床厚度。

表 5.2: 數值模擬各案例之相關設定

案例	泥流種類	泥質海床 厚度 d (m)	無因次泥質 海床厚度 d'
B1-d1	雙黏性流體	1	0.0495
B1-d2	雙黏性流體	2	0.0990
B1-d4	雙黏性流體	4	0.1980
B2-d2	雙黏性流體	2	2.8203
B3-d2	雙黏性流體	2	3.1308
N1-d2	牛頓流體	2	3.1308
Y1	無	無	無

5.1.1 計算區域

本章節進入研究主題，圖5.1為三維數值水槽計算區域示意圖，計算區域包含直立圓柱及泥槽。直立圓柱直徑 D 為 6 m，圓柱設置在水槽中心 $(x, y) = (275, 75)$ m 的位置。各案例的泥質海床厚度 d 可參考表5.2。雖然計算域越大，邊界的反射波影響將越低，但受限於計算耗時，最終選擇水槽 x 方向總長度為 550 m，泥槽長度設為 300 m，為了確保波浪能夠發展完全，圓柱與 inlet 邊界的距離約為 2 個波長 (波長 $L \simeq 128.477$ m)，圓柱與 outlet 邊界的距離也同樣約為兩個波長。為了避免 front 及 back 邊界造成過大反射影響數值結果 (邊界名稱可參考章節2.4)，y 方向總長度設為 150 m。隨著模擬時間越長，入射的週期波數量越多，可能也會使反射波造成的誤差逐漸累積，因此在分析數據前使用章節4.1.6的方法計算水面跟泥面的波高百分比誤差，至少選用發展到穩定狀態的波浪進行分析，盡量在模擬時間跟反射波誤差之間取得平衡。

由章節3.2可知本研究水深為 20 m，波高為 5.937 m，為了避免波浪在 z 方向溢出計算區域，將計算區域的 z 方向高度設為 30 m。

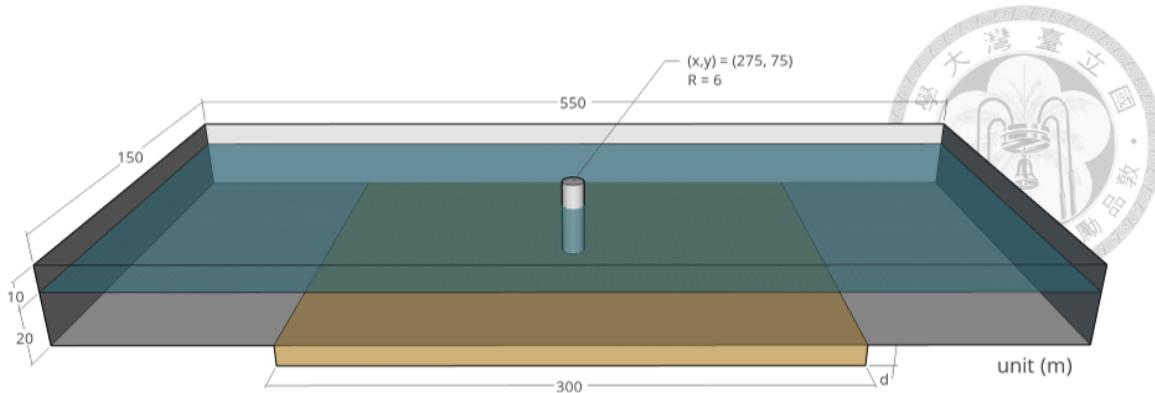


圖 5.1: B1 案例計算域示意圖

5.1.2 網格劃分

圖5.2、圖5.3、圖5.4及圖5.5為研究主題三維數值水槽網格劃分示意圖，使用多個區塊劃分網格，限制網格長寬比小於四，在部分區域進行網格加密，控制計算耗時在一天以內。在水槽 $x < 125$ m 及 $x > 425$ m 區域的 x 方向使用漸進式加密。圓柱附近使用四層環狀網格包覆圓柱，以便更好模擬圓柱附近物理現象，環狀網格與相鄰的方形網格在 x 和 y 方向上連接。z 方向針對靜止水面及靜止泥面使用漸進式加密，提高交界面計算精度同時節省計算資源，本研究設置三個泥床厚度，z 方向網格數隨泥床厚度等比例增加，確保網格尺寸不會受到泥床厚度影響。表5.3展示三維數值水槽粗網格 (rough)、中網格 (normal) 和細網格 (fine) 三種不同精度的網格配置及計算耗時。Chen et al. (2014) 使用 OpenFOAM 研究週期波跟圓柱的相互作用，研究中提到網格精度在水平 x 方向達到 $L/\Delta x = 70$ ，在垂直 z 方向達到 $H/\Delta z = 8$ 時，可以得到足夠好的模擬結果，而本研究的 x 方向網格精度 $L/\Delta x = 128.477/1.65 \simeq 78$ ，z 方向網格精度 $H/\Delta z = 5.937/0.5 \simeq 12$ ，本研究的網格精度高於Chen et al. (2014) 的建議，因此認為本研究的網格精度足夠模擬波浪傳播。

從章節5.5的泥面起伏結果可以知道本研究泥面起伏大概約為 0.2 公尺，但在泥面附近 z 方向的網格精度只有 0.5 公尺，因此本案例在泥水交界面 z 方向的網格

精度不足，在使用 VOF 方法捕捉泥面的時候，結果只能提供粗略的參考。

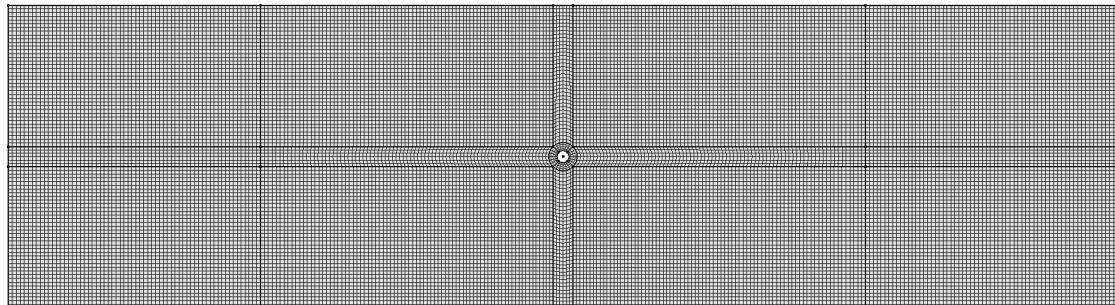


圖 5.2: xy 平面網格劃分

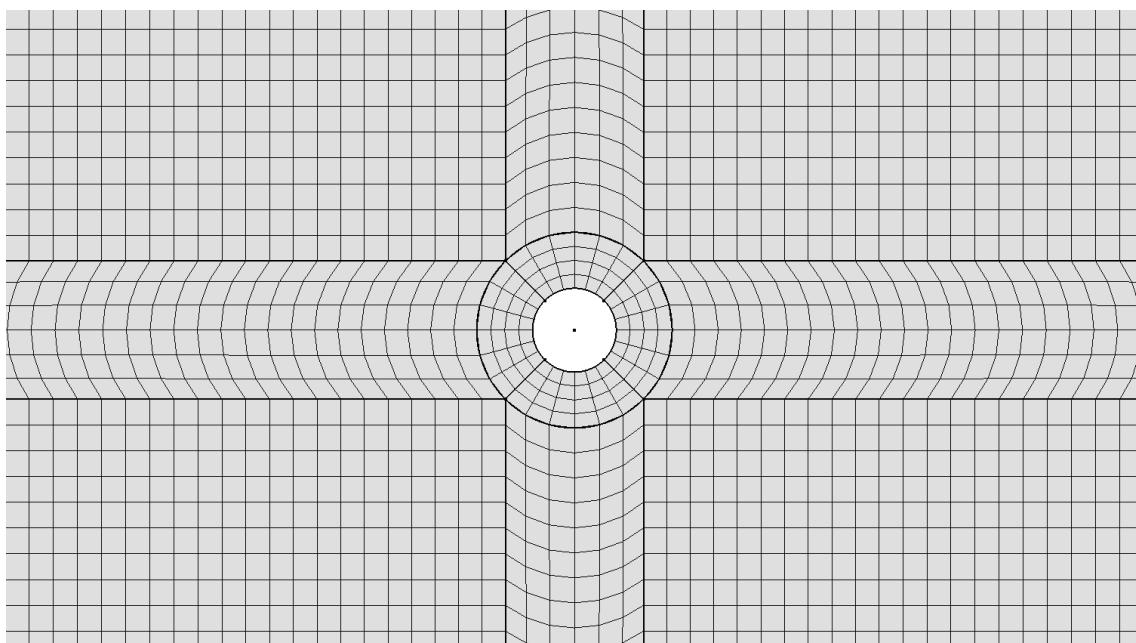


圖 5.3: xy 平面圓柱附近網格劃分

表 5.3: B1-d2 案例網格配置及計算耗時

尺寸	粗網格	中網格	細網格
長度 x 方向 (m)	$3.30 \leq \Delta x \leq 4.00$	$1.65 \leq \Delta x \leq 2.00$	$0.82 \leq \Delta x \leq 1.00$
寬度 y 方向 (m)	$3.30 \leq \Delta y \leq 3.69$	$1.65 \leq \Delta y \leq 1.84$	$0.82 \leq \Delta y \leq 0.92$
高度 z 方向 (m)	$1.00 \leq \Delta z \leq 2.41$	$0.50 \leq \Delta z \leq 1.27$	$0.25 \leq \Delta z \leq 0.65$
網格總數 (個)	132,432	924,736	7,397,888
計算耗時 (hrs)	1.2	15.6	182 (7.6 days)

5.1.3 模型參數

本章節描述數值模擬所使用的計算模型和參數。此數值模型不考慮碎波的問題，所以使用 laminar 模型來模擬水流，不考慮紊流效應。在 controlDict 中設置

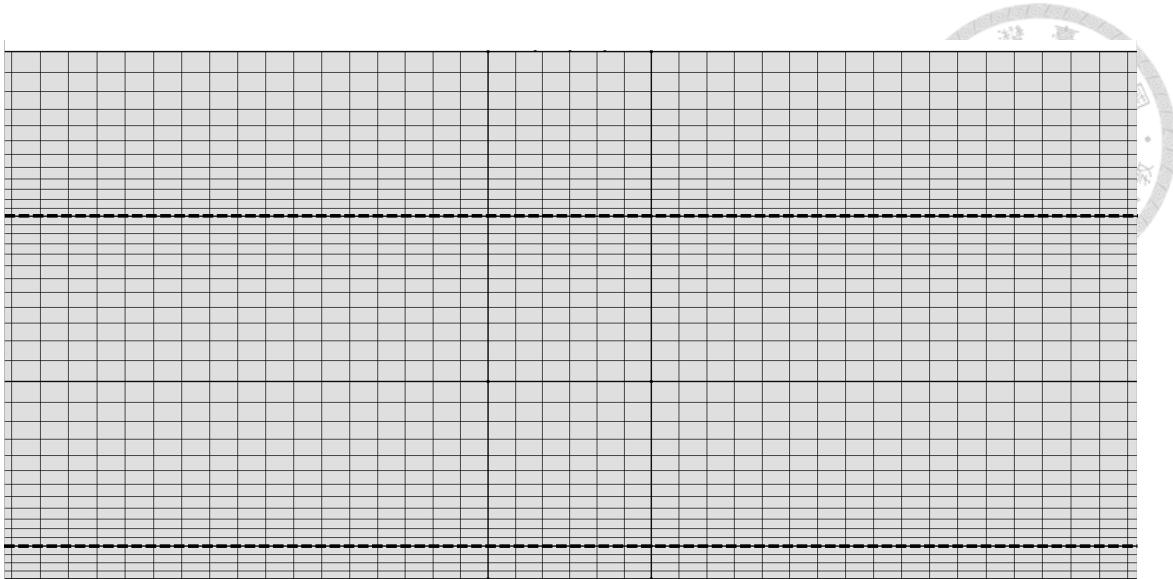


圖 5.4: xz 平面網格劃分，上面的虛線代表靜止水面位置，下面的虛線代表靜止泥面位置

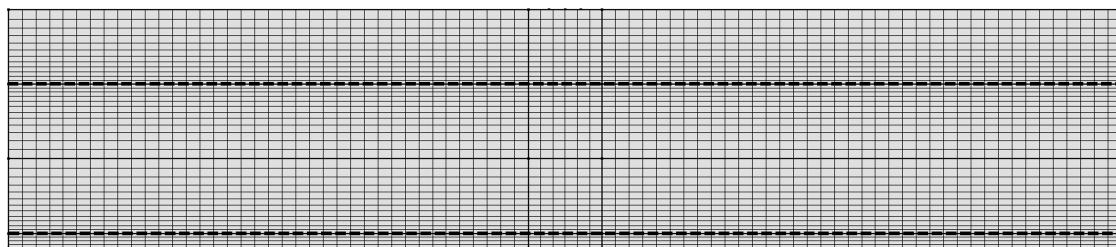


圖 5.5: yz 平面網格劃分，上面的虛線代表靜止水面位置，下面的虛線代表靜止泥面位置

初始步長為 0.001 秒，使用動態時間步功能，writeControl 為 adjustableRunTime，runTimeModifiable 為 yes，adjustTimeStep 為 yes，最大 Courant number 為 0.5，這些參數影響計算的穩定性和精確性。由於本研究是從靜止水位開始造波，週期波需要傳遞一段時間才能發展至穩定狀態，為了確保週期波發展到穩定狀態，將模擬時間設為 300 秒，模擬時間 0 至 100 秒之間的數據儲存間隔為 1 秒，模擬時間在 100 至 300 秒之間的數據儲存間隔則縮短至 0.25 秒，降低計算成本的同時，確保時間精度足夠捕捉物理現象。另外，本文使用了八核心平行計算，處理器為 Intel(R) Core(TM) i7-9800X CPU 8-Core @ 3.80 GHz，記憶體為 64GB。



5.1.4 物理參數

以下列出模擬中各物理參數的符號及數值， g 重力加速度為 9.81 m/s^2 ，圓柱直徑 D 為 6 m ， h 靜止水深為 20 m ， H 波高為 5.937 m ， T 週期為 10.234 秒 ， L 波長為 128.477 m ， ρ_w 水密度為 1000 kg/m^3 ， μ_w 水動力黏度為 $1 \times 10^{-6} \text{ N} \cdot \text{s/m}^2$ ， ρ_m 泥密度為 1930.5 kg/m^3 ，泥的流變模型參數如表3.4，泥質海床厚度 d 如表5.2。

5.1.5 波高計位置

為了比較水面自由液面及泥面自由液面結果，在直立圓柱周圍設置六個波高計，圖5.6為波高計位置示意圖。透過 A、B、C 三個水面波高計了解直立圓柱對水面的影響，A 點設置在迎流側前距離 $D/2$ 的位置，為了減少 B 點受到圓柱及 front 邊界的影響，將 B 點設置在直立圓柱側面與水槽邊界中點，C 點設置在圓柱後 $D/2$ 位置， $A(x, y) = (269, 75) \text{ m}$ ， $B(x, y) = (275, 112.5) \text{ m}$ ， $C(x, y) = (281, 75) \text{ m}$ 。為了觀測泥面造成的沖刷變化，將 a、b、c 三個泥面波高計設置在直立圓柱周圍， $a(x, y) = (272, 75) \text{ m}$ ， $b(x, y) = (275, 78) \text{ m}$ ， $c(x, y) = (278, 75) \text{ m}$ 。

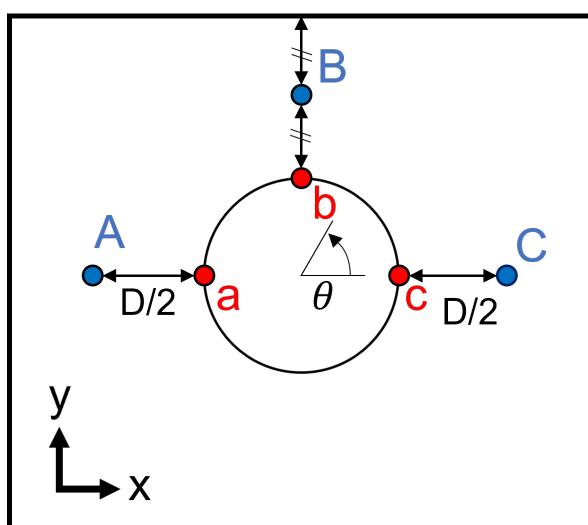


圖 5.6: 波高計位置示意圖



5.1.6 選用數據：泥面異常

本研究中部份案例的泥面起伏的參考性較低，原因為以下三點，分別是網格精度不足、非預期的高頻波，以及邊界造成的反射。

第一點是網格精度不足，在中網格狀況下，泥面與水面交界處的 z 方向網格大小為 0.5 m，在 B1-d2 案例的泥面起伏約為 0.2 m 左右，此網格精度將難以捕捉泥面起伏現象，因此本研究泥床起伏結果只能提供粗略的參考。

第二點是非預期的高頻波，除了黏度最高的 B1 流變模型外，其他案例在波浪傳播至泥床區域時，泥面會產生異常的高頻入射波及反射波，嚴重影響泥面結果，比較圖 5.7 及圖 5.8 的泥面高程，明顯發現 B1 案例沒有產生高頻波。泥的黏度越低或泥床越深時，高頻波現象越明顯。觀察圖 5.8 發現隨著高頻波的移動距離增加，高頻波的振幅將快速下降，推測高頻波成因與泥槽兩側邊界有關，然而在真實情況時土壤區域應為無限延伸，除非海床土壤組成在圓柱周圍發生劇烈改變，否則不會在距離圓柱 150 m 內產生如此劇烈的高頻波，本研究並不是針對特殊狀況個案進行探討，因此應該避免不是研究重點的高頻波產生影響數值結果。

第三點是邊界造成的反射，藉由觀察圖 5.7 可發現，即使沒有高頻波現象發生，泥床末端仍會出現反射波，造成反射波的原因是泥槽入流側及出流側皆為垂直的壁面邊界條件，但在真實情況時泥會直接流出我們關心的區域，不會有垂直壁面阻擋泥質海床運動，因此對本研究而言，泥床末端的反射波是不正確的，可能影響圓柱周圍數值結果。

綜合以上三點原因，可以知道本研究的泥面起伏結果參考性較低且有相當大的不確定性，在討論各案例的泥面沖刷時，應等到波浪及泥質海床運動發展至穩定，再分析及討論結果。

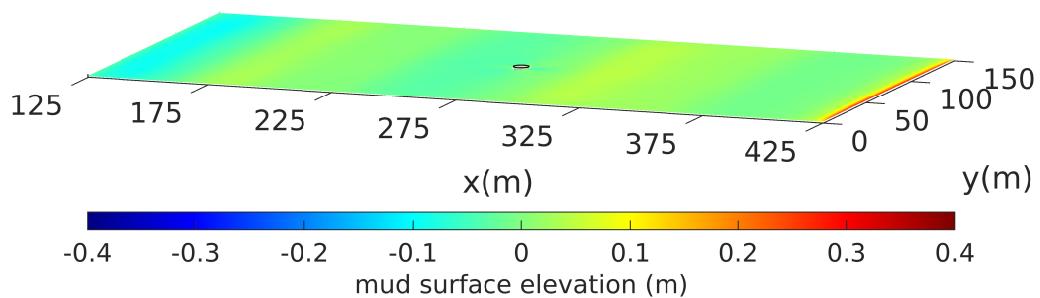
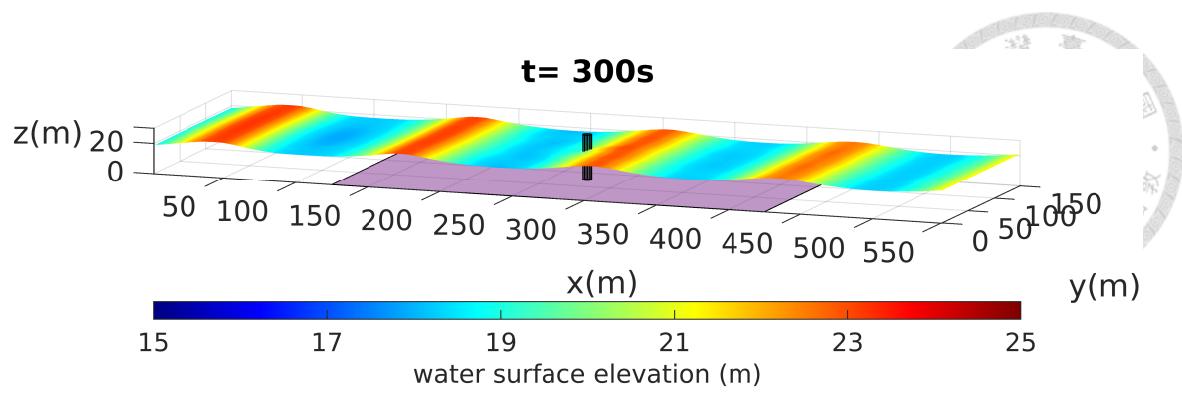


圖 5.7: B1-d2 案例水面及泥面在 300 秒的瞬時變化圖

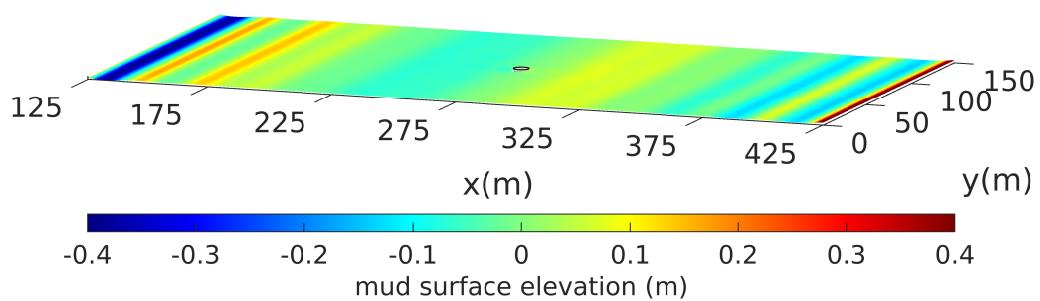
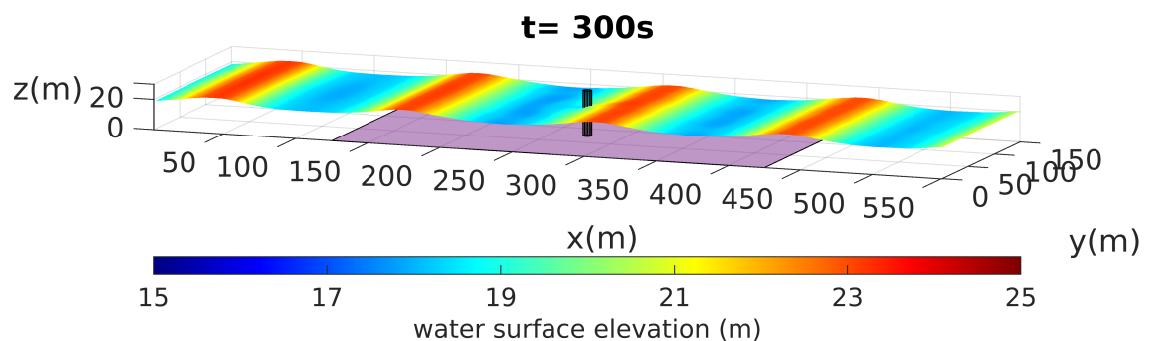


圖 5.8: B2-d2 案例水面及泥面在 300 秒的瞬時變化圖



5.1.7 選用數據：波高百分比誤差

由於本研究入射波為週期波，因此將關注波浪發展至穩態後的現象，為了確保週期波發展至穩定狀況，觀察水面及泥面自由液面波高計資料，定義波高百分比誤差分析波高計資料，目標在後續分析數值結果時只選用發展穩定後的資料。水面及泥面的波高百分比誤差計算方法相同，章節5.1.5說明各點位置，波高百分比誤差計算方法可參考章節4.1.6，波高百分比誤差計算公式為式 4.7。

針對水面，選用直立圓柱影響最小的 B 位置點水面波高計資料定義波高百分比誤差確認結果，圖5.11為各案例 B 位置點水面波高計資料，其中紅圈及藍圈分別代表波峰及波谷位置，水面波高百分比誤差計算結果如圖5.10，觀察結果可發現各案例的誤差結果，發現在第 20 個波以後的波高誤差趨於穩定，因此限制分析結果時只選用第 20 個波以後，也就是 230 秒以後的資料。

針對泥面，選用直立圓柱側邊 b 位置點泥面波高計資料定義波高百分比誤差確認結果，圖5.9為各案例 b 位置點泥面波高計資料，其中紅圈及藍圈分別代表波峰及波谷位置，泥面波高百分比誤差結果如圖5.12，可發現泥面波高誤差比水面波高誤差大，且可發現 B1-d1 案例的泥面波高誤差結果明顯較大，所有案例在第 15 個波到達時的誤差最小，因此限制分析結果時只選用第 15 個波以後，也就是 180 秒以後的資料。

最後綜合水面及泥面波高百分比誤差結果，為了確保週期波對計算域內發展至穩定狀況，限制必須選用 230 秒以後的數據分析結果。因此在分析數值結果時，將選用最後一週期的資料進行分析。

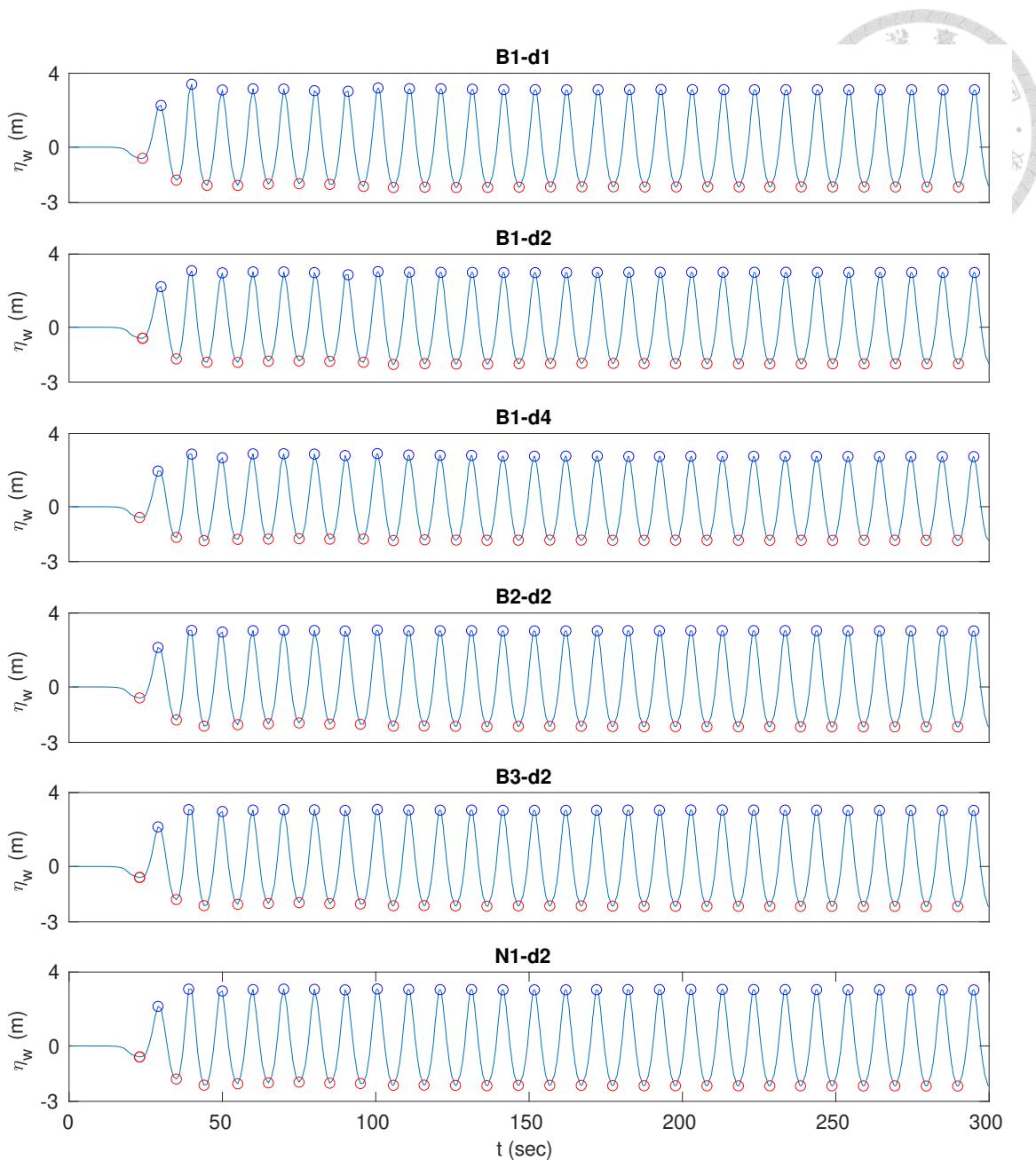


圖 5.9: 各案例 B 點水面波高計資料

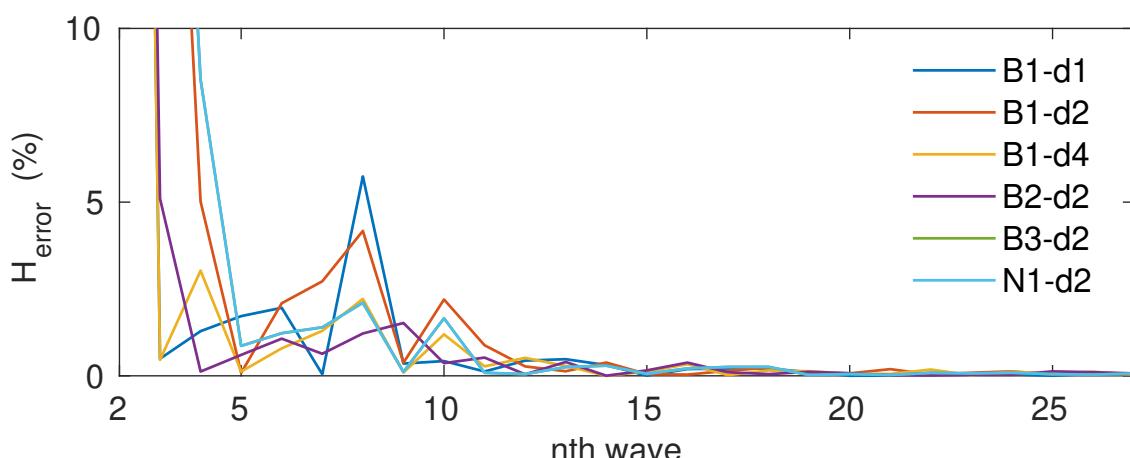


圖 5.10: B 點水面波高百分比誤差

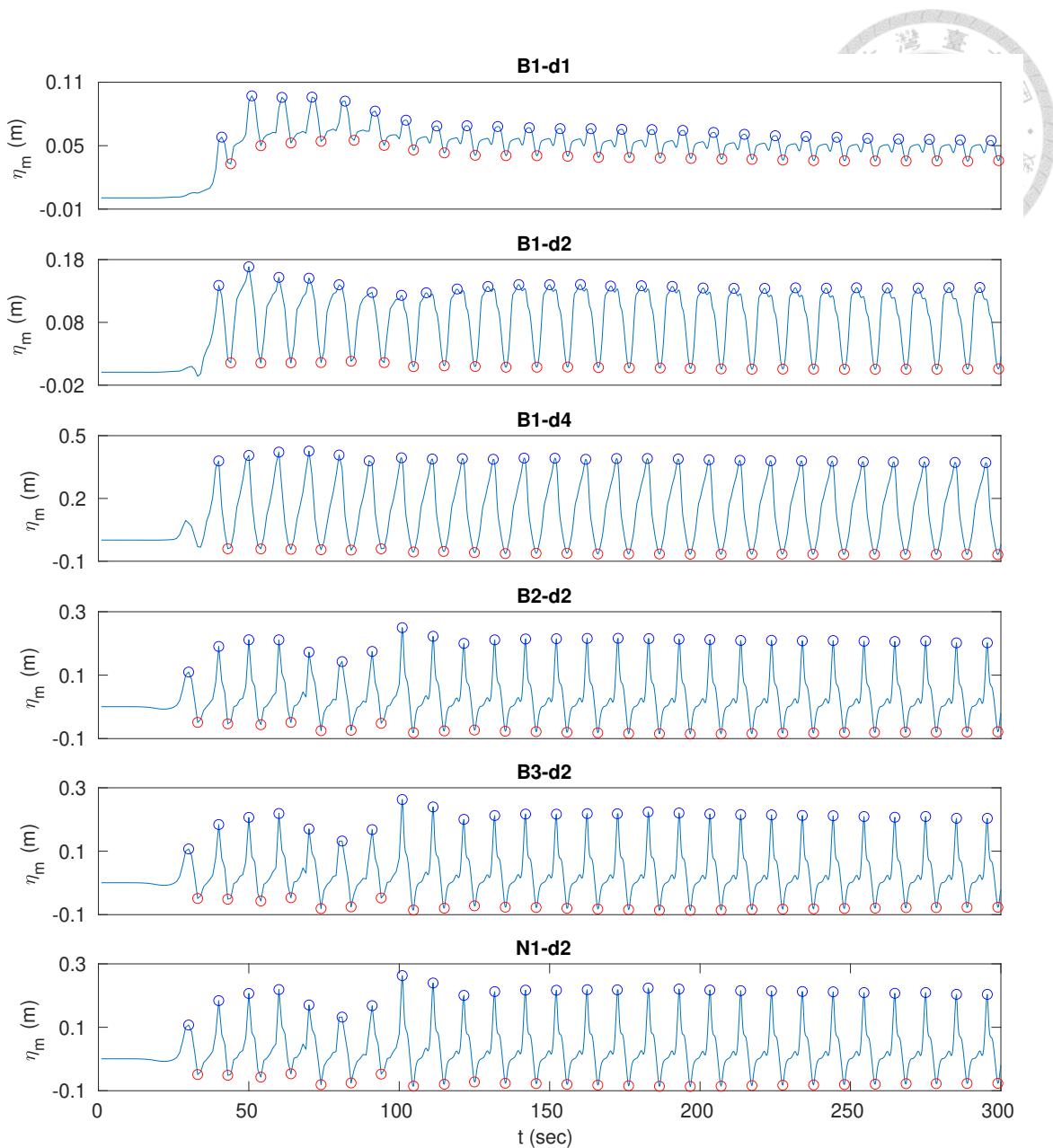


圖 5.11: 各案例 b 點泥面波高計資料

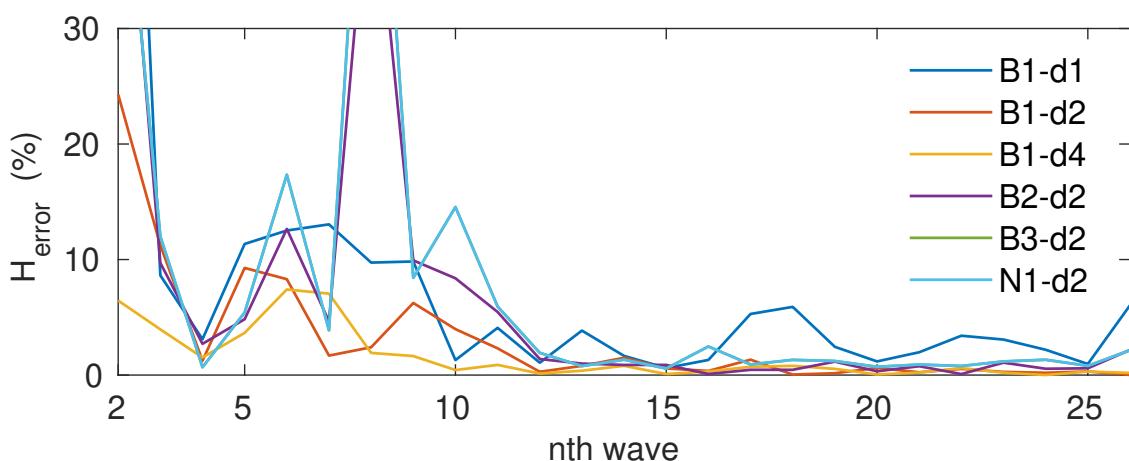


圖 5.12: b 點泥面波高百分比誤差



5.1.8 模型驗證

為了增加直立圓柱在雙黏性流體中模擬的可信度，利用 B1-d2 案例針對圓柱水平總受力進行網格收斂性測試。為了確保週期波發展至穩定狀況，限制選用 230 秒以後的數據分析結果，因此選用模擬中最後一個週期，285 秒到 300 秒的資料進行分析。網格收斂性測試結果如圖 5.13，數值結果收斂，表 5.3 為網格配置及計算耗時，考量到數值結果及計算耗時，本研究決定採用中網格精度的網格配置進行模擬。

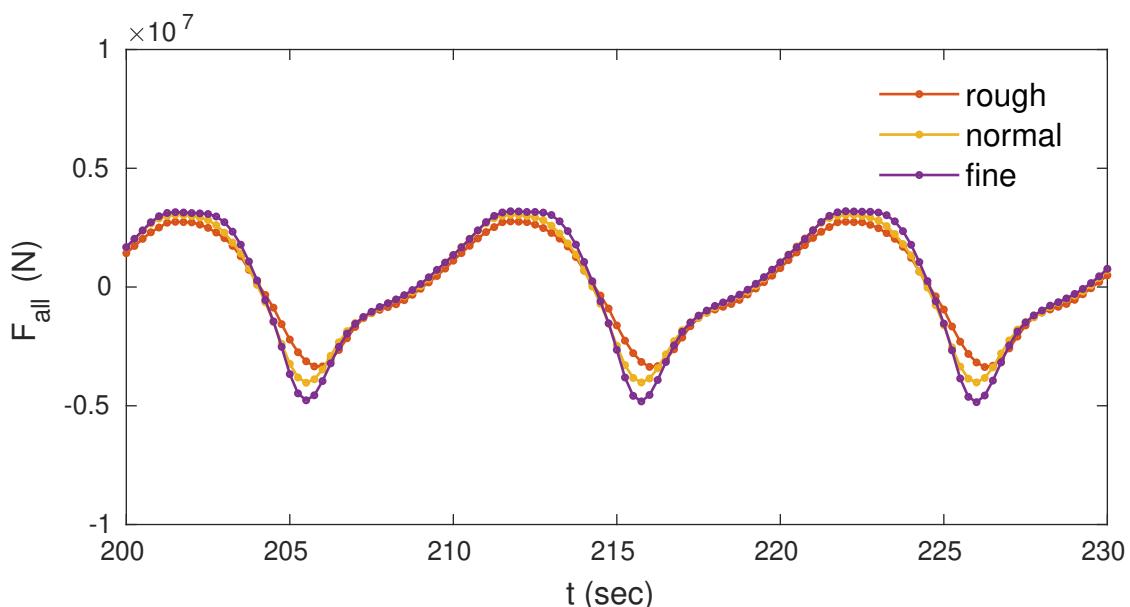


圖 5.13: B1-d2 案例的圓柱水平總受力收斂性測試

5.2 流速分析

為了確保週期波發展至穩定狀況，限制選用 230 秒以後的數據分析結果，因此選用模擬中最後一個週期的資料進行流速分析。為了瞭解泥對流場造成的影響，觀察四個不同時刻的波浪傳播至 A、B、C 三個位置點時（波高計位置可參考章節 5.1.5）， x 方向水平流速 U 的速度剖面資料。



接下來說明四個不同時刻分別為對應到的波形位置，圖5.14是 B1-d2 案例 B 位置點四個不同時刻對應波形位置示意圖，四個時刻分別為 trough、trough to crest、crest 及 crest to trough，利用設計的兩組數值實驗，分析這四個時刻的 xz 截面流場分布及速度剖面，了解不同泥質海床流變模型及泥質海床厚度對流場造成的影响。

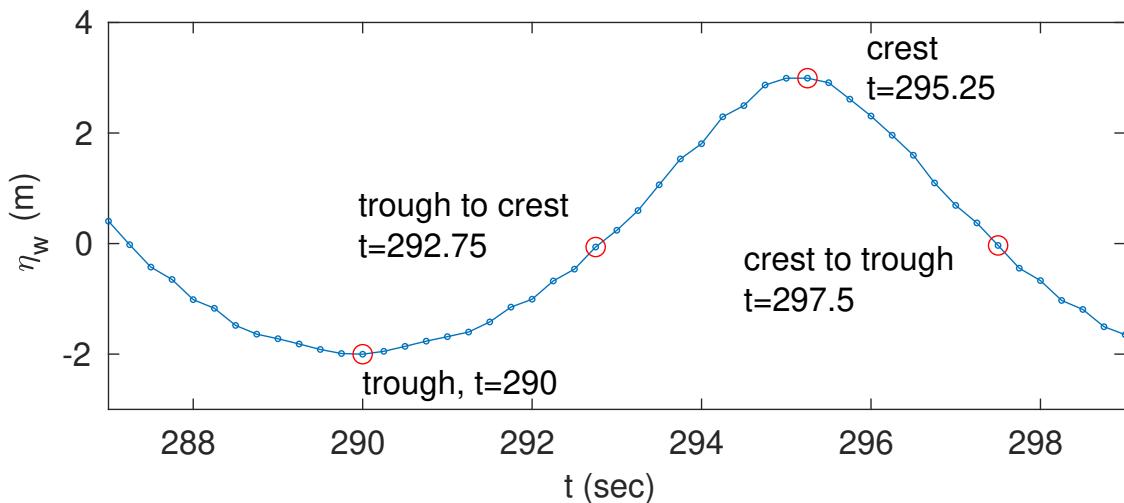


圖 5.14: B1-d2 案例 B 位置點四個不同時刻對應波形位置示意圖

5.2.1 xz 截面流場分布

為了更瞭解數值模擬結果，透過分析 B1-d2 案例 a 位置點在 trough、trough to crest、crest 及 crest to trough 四個不同時刻 xz 截面的流場分布結果，觀察圓柱迎流側周圍的 xz 截面流場分布情形。觀察圖5.15、圖5.16、圖5.17及圖5.18，可發現幾乎無法觀測到泥面起伏，泥面幾乎保持在 $z = 0$ m 的位置。因此同樣以 $z = 0$ m 為分界，將流場分為區域 I 及區域 II 討論 xz 截面流場的數值結果。觀察發現區域 I 的流速普遍低於區域 II 流速，泥水交界面附近有小部分的水流速會被泥影響，發生流速減速甚至回流的現象，在 Guo and Lo (2022) 及 李崧瑋 (2022) 的研究中也發現回流發生。圓柱周圍泥區域的流速在 trough 及 crest 時流速幾乎為零，在 trough to crest 時流速為向正 x 方向，在 crest to trough 時流速為向負 x 方向。

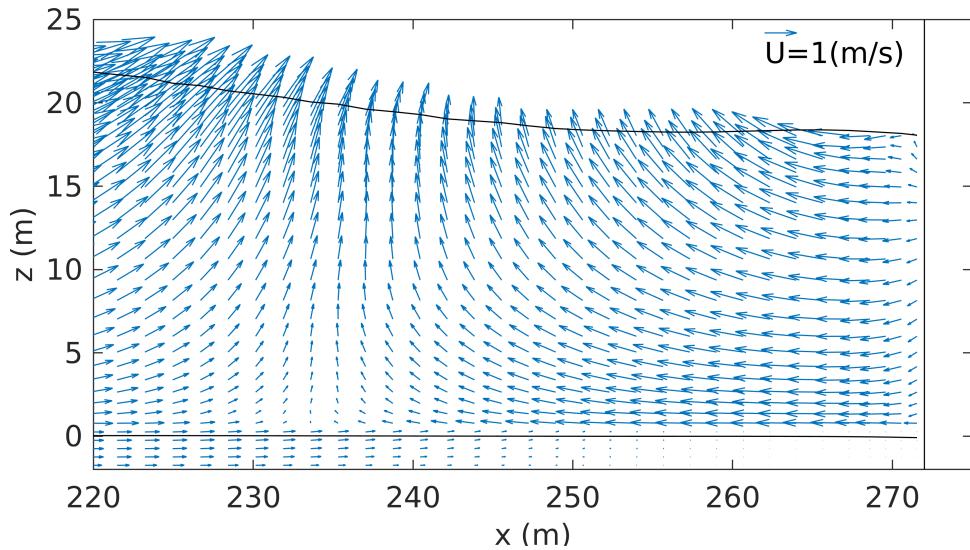


圖 5.15: a 位置點在 trough 時 ($t = 288.5$ 秒), $y = 75$ m 處 xz 截面流場分布, 上面的黑線代表水面, 下面的黑線代表泥面

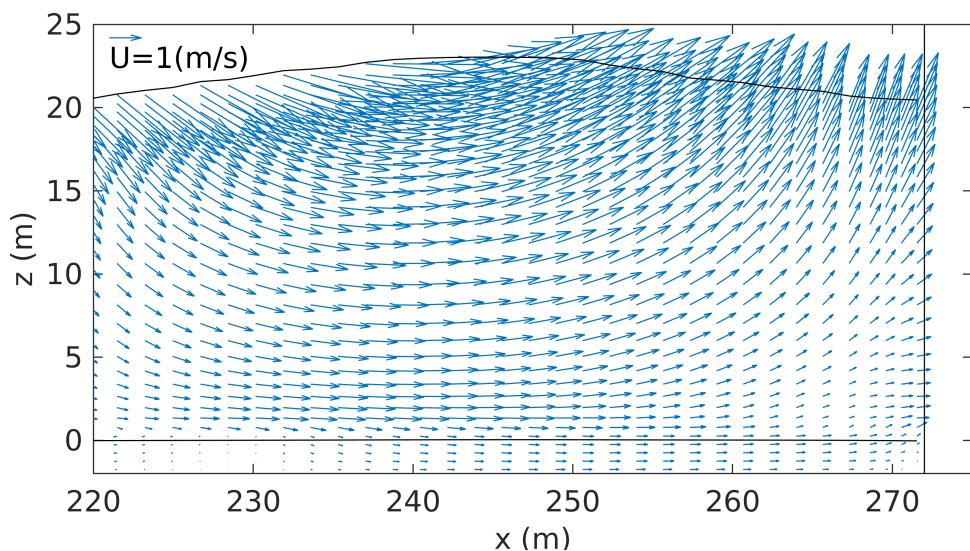


圖 5.16: a 位置點在 trough to crest 時 ($t = 292.25$ 秒), $y = 75$ m 處 xz 截面流場分布, 上面的黑線代表水面, 下面的黑線代表泥面

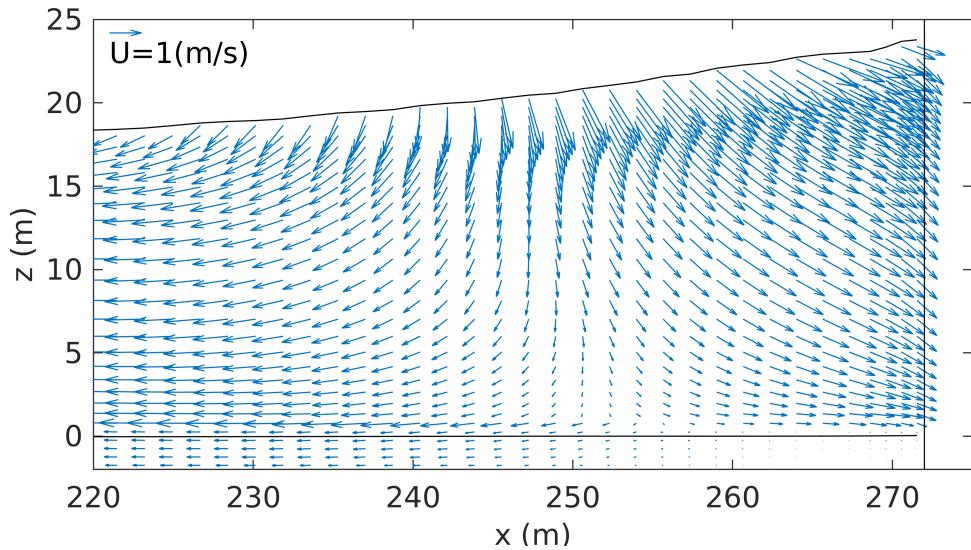


圖 5.17: a 位置點在 crest 時 ($t = 294.75$ 秒), $y = 75\text{ m}$ 處 xz 截面流場分布, 上面的黑線代表水面, 下面的黑線代表泥面

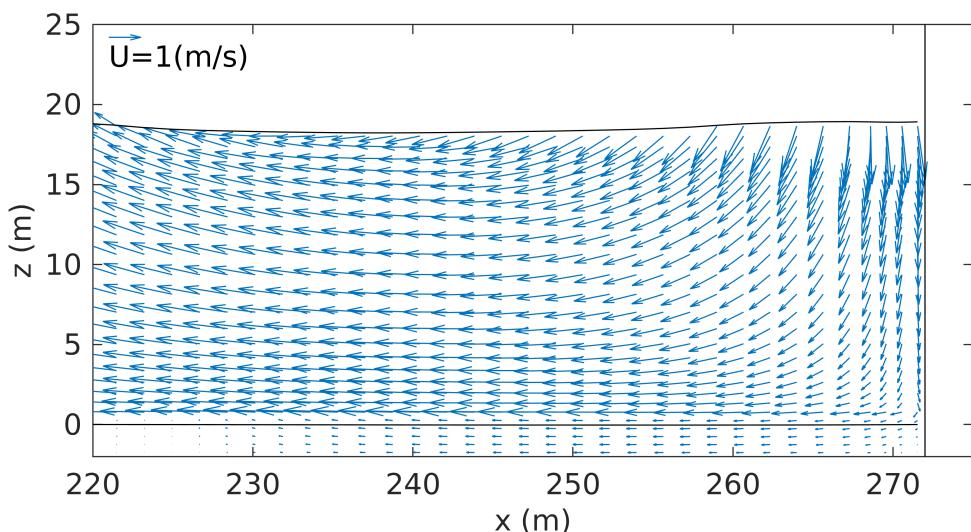


圖 5.18: a 位置點在 crest to trough 時 ($t = 297$ 秒), $y = 75\text{ m}$ 處 xz 截面流場分布, 上面的黑線代表水面, 下面的黑線代表泥面



5.2.2 不同泥質海床流變模型流速

圖5.19、圖5.20、圖5.21分別是比較不同泥床流變模型時，A、B、C三個位置點在四個不同時刻的速度剖面資料。可明顯發現圖中只能看到B1-d2案例及N1-d2案例的結果，無法觀察到B3-d2案例的原因可參考章節3.3，是因為在B3-d2案例中泥床的運動狀態不會發展至降伏狀態，所以N1-d2與B3-d2案例模擬結果將完全重疊。而無法觀察到B2-d2案例的原因，則是因為N1-d2與B2-d2案例的差異非常小，圖5.22為將圖5.19左下角子圖放大觀察區域II的速度剖面，即可發現B2-d2案例與N1-d2案例的差異。在本研究觀察流速、圓柱受力、圓柱傾倒力矩及底床沖刷結果時，皆會發生數據重疊或幾乎相同的情況。

觀察圖5.19、圖5.20、圖5.21結果，流變模型差異對結果造成的影响非常小。由於泥的黏度遠高於水，造成泥流速遠低於水流速，泥床黏度最高的B1-d2案例水平流速最低。

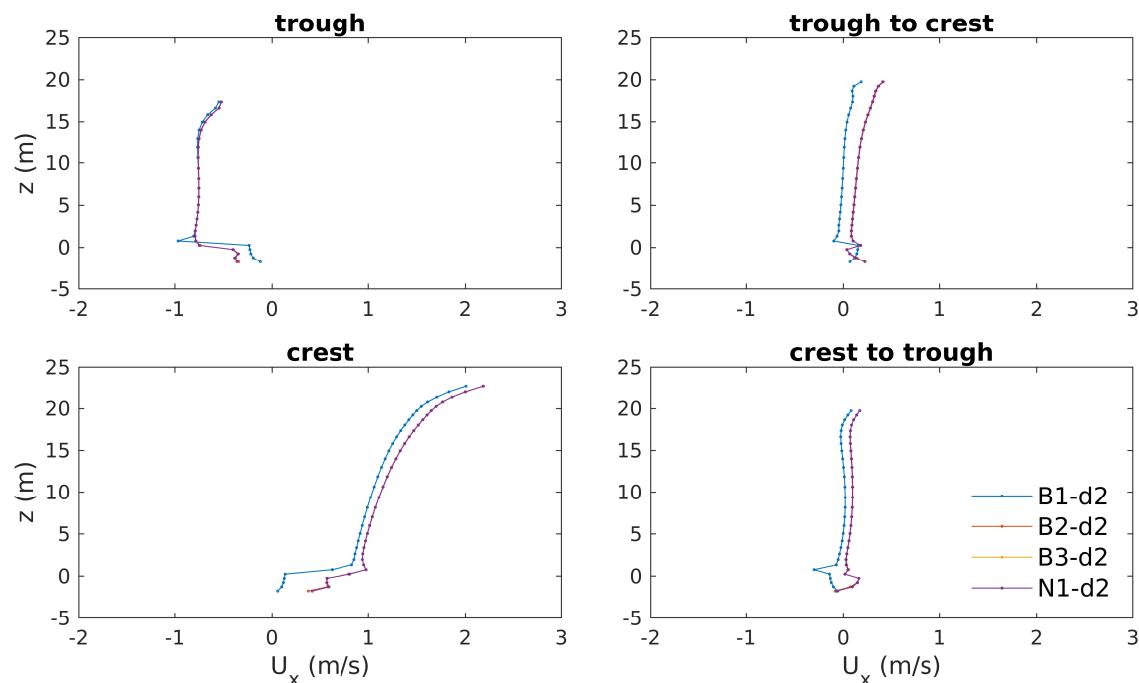


圖 5.19: 不同泥質海床流變模型 A 點速度剖面

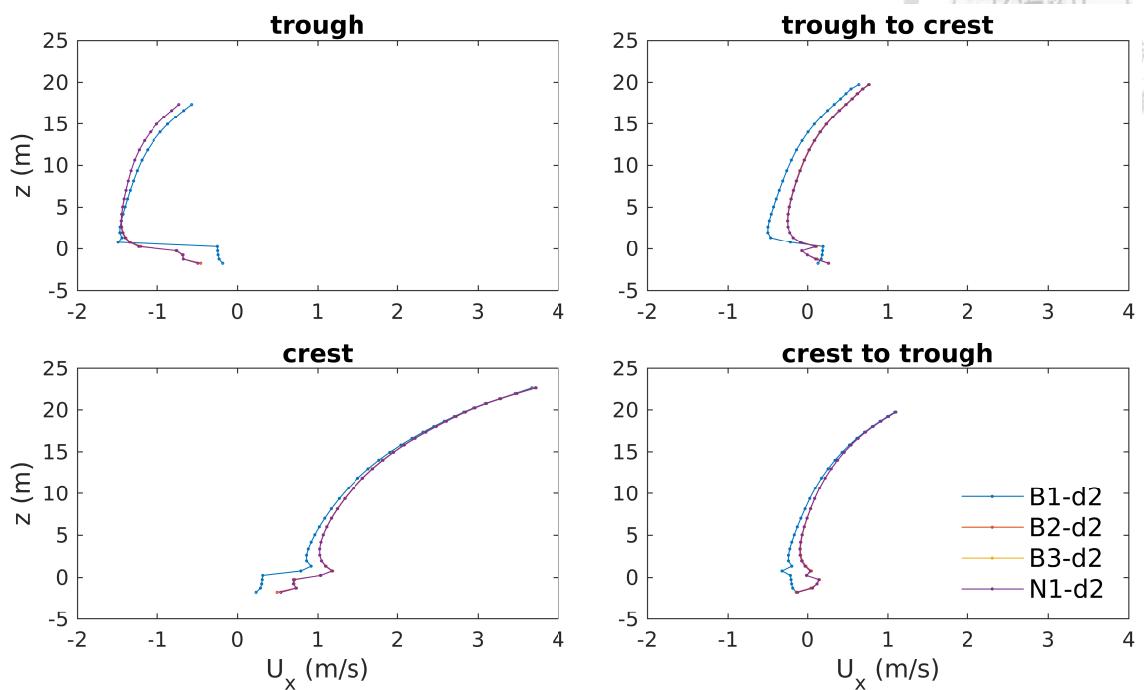
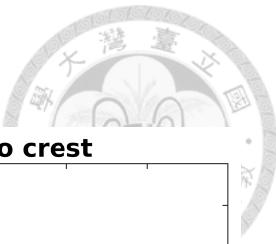


圖 5.20: 不同泥質海床流變模型 B 點速度剖面

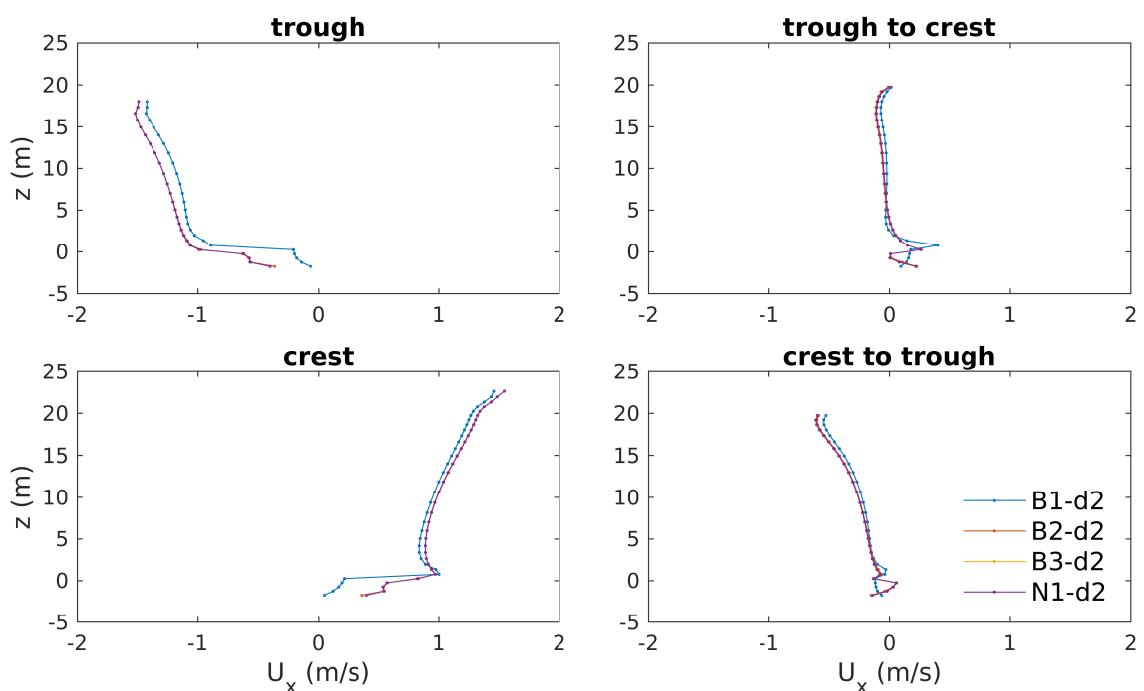


圖 5.21: 不同泥質海床流變模型 C 點速度剖面

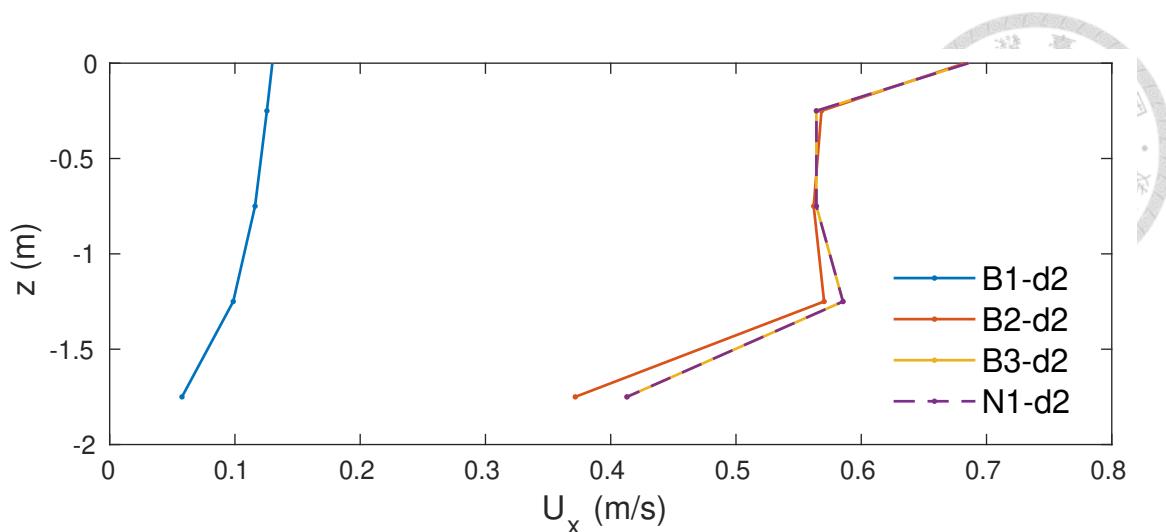


圖 5.22: A 點在 crest 時，不同泥質海床流變模型區域 II 的速度剖面

觀察圖5.23的結果，可以發現隨著網格精度增加，越接近底床的流速越接近零，此結果符合底床邊界使用 no-slip 邊界條件的設定。

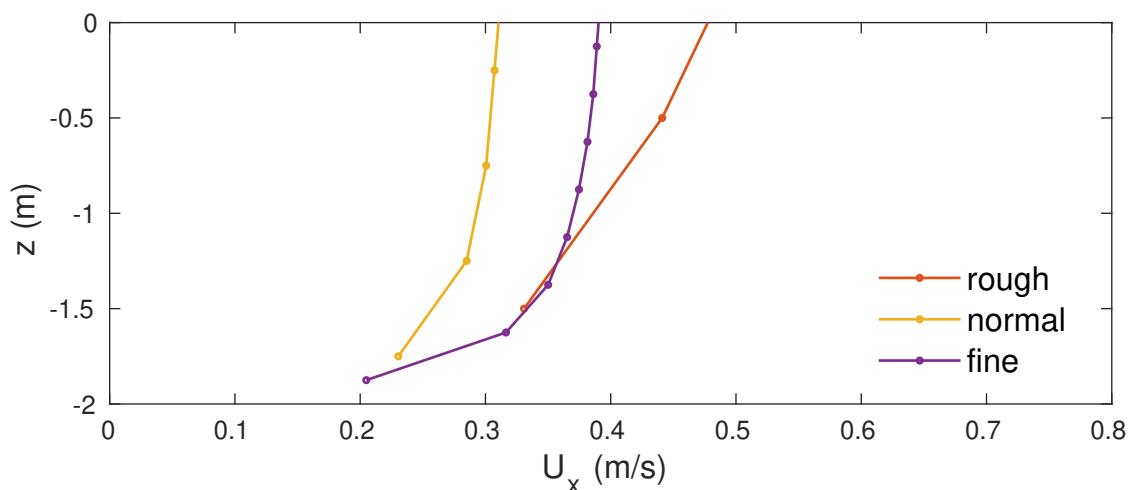


圖 5.23: B 點在 crest 時，B1-d2 案例不同網格精度在區域 II 的速度剖面

5.2.3 不同泥質海床厚度流速

圖5.24、圖5.25、圖5.26分別是比較不同泥床厚度時，A、B、C三個位置點在四個不同時刻的速度剖面資料。可發現當泥越深時，區域 II 流速越快，區域 I 流速越慢。

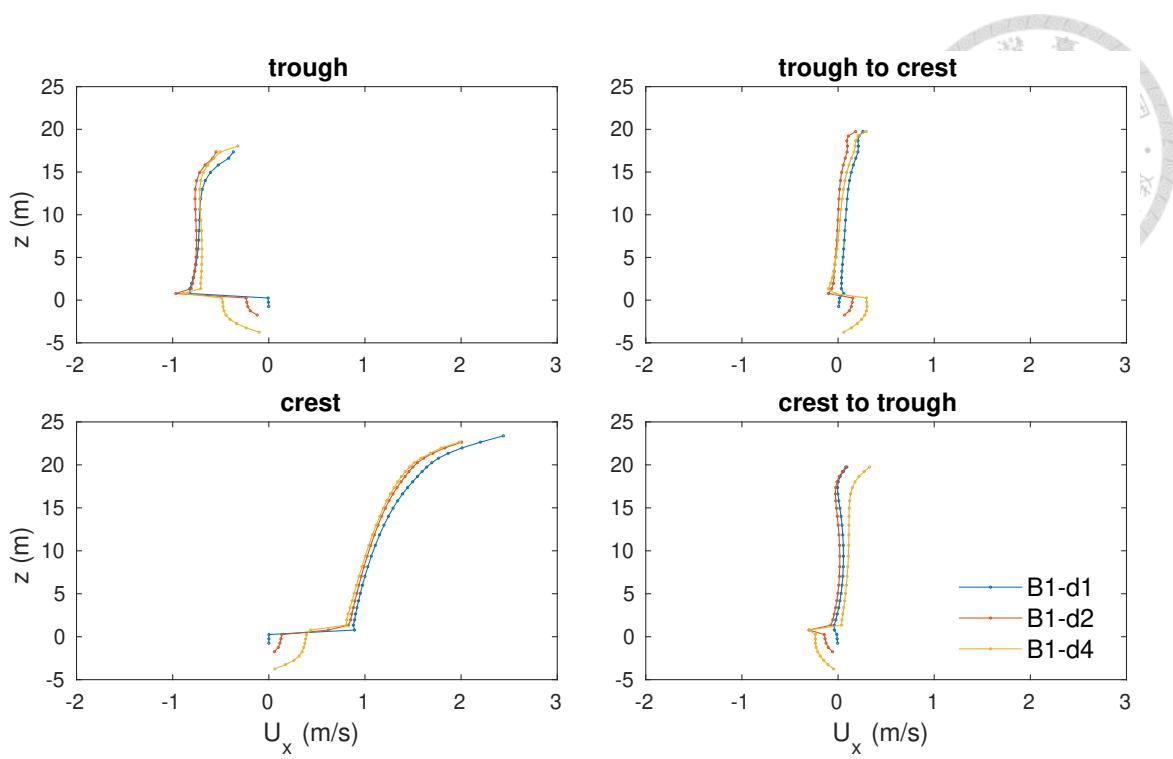


圖 5.24: 不同泥質海床厚度 A 點速度剖面

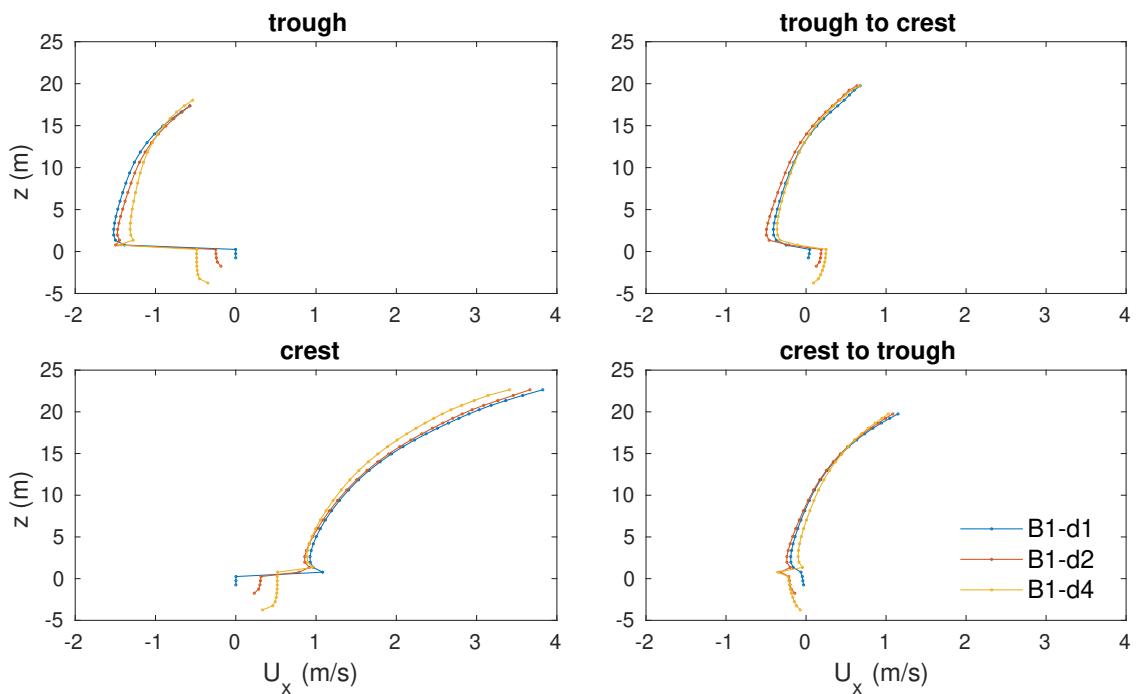


圖 5.25: 不同泥質海床厚度 B 點速度剖面

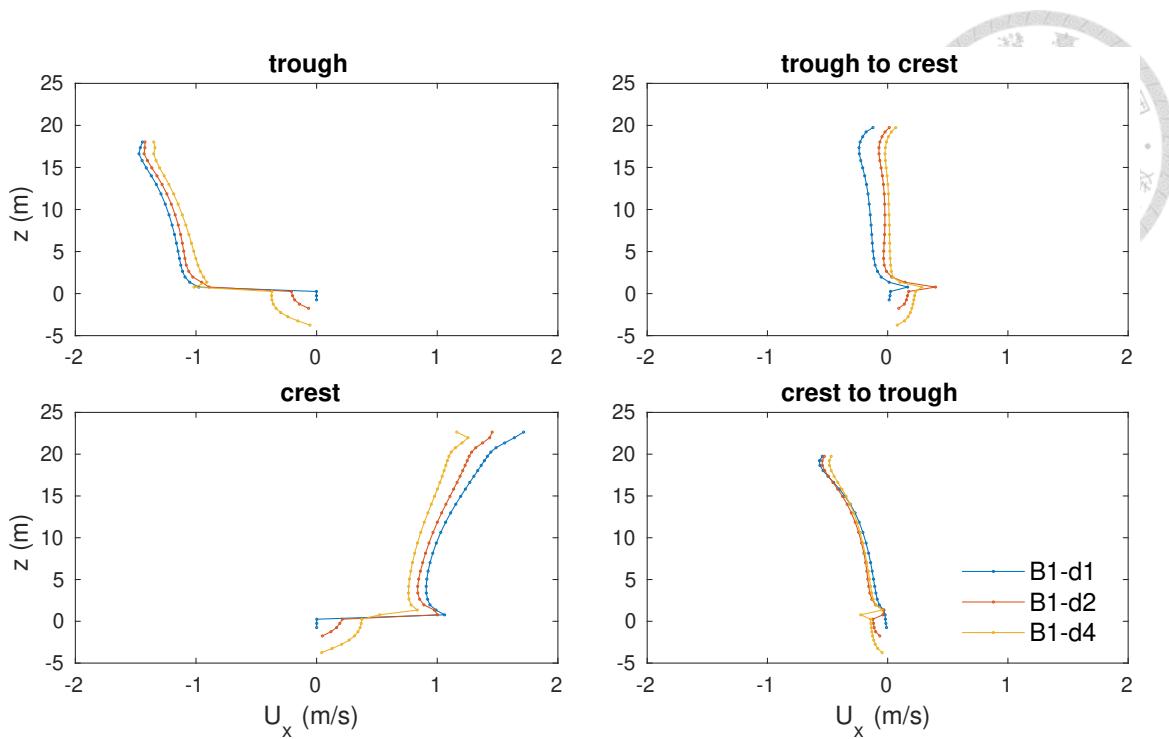


圖 5.26: 不同泥質海床厚度 C 點速度剖面

5.3 圓柱受力

直立圓柱的受力及傾倒力矩是設計時重要的參考指標，利用章節2.6介紹的方法計算受力，為了方便分析受力結果，以靜止泥面 $z = 0\text{ m}$ 為分界，將圓柱分為區域 I 及區域 II 兩個區塊， F_I 定義為區域 I 的水平受力， F_{II} 定義為區域 II 的水平受力。雖然區域 I 中包含空氣部分，但空氣的作用力遠低於水，因此視為空氣沒有施加作用力給圓柱。當圓柱水平受力為正值，表示圓柱水平受力方向為正 x 方向，反之，當圓柱水平受力為負值，表示圓柱水平受力方向為負 x 方向。利用設計的兩組實驗，分析不同泥床流變模型及泥床厚度對圓柱受力造成的影响。

5.3.1 不同泥質海床流變模型圓柱受力

討論不同泥床流變模型對圓柱水平受力的影響，圖5.27(a)、圖5.27(b) 及圖5.27(c)，分別代表在泥深 d 為 2 m 時，不同泥床流變模型的圓柱水平總受力、



區域 I 圓柱水平受力及區域 II 圓柱水平受力，可發現案例 B2-d2、B3-d2 及 N1-d2 的結果幾乎相同，流變模型差異對結果造成的影响非常小。

首先比較圖 5.27(a)、圖 5.27(b) 及圖 5.27(c) 結果，可發現圓柱水平總受力主要由區域 I 主導，造成區域 II 圓柱受力較低的原因，除了區域 I 厚度約為區域 II 的 10 倍外，直立圓柱在區域 I 的受力面積較大外，在章節 5.2 發現泥流速較水流速低，也是造成區域 II 水平受力較低的原因。

接著觀察圖 5.27(a) 圓柱水平總受力，比較 Y1 案例與其他案例的差異可發現，增加泥質海床將使負 x 方向圓柱水平受力上升，但會使正 x 方向圓柱水平受力下降，此結果與李崧瑋 (2022) 的結論相同，Y1 案例的負 x 方向圓柱水平受力約為其他案例的 0.85 倍，正 x 方向圓柱水平受力則約為其他案例 1.33 倍。

最後觀察圖 5.27(c) 區域 II 圓柱水平受力，可發現區域 II 受力的波型較滑順，除了 B1-d2 案例有較明顯相位差外，各組案例區域 II 的水平受力幾乎相同。

5.3.2 不同泥質海床厚度圓柱水平受力

討論不同泥質海床厚度圓柱水平受力的差異，圖 5.28(a)、圖 5.28(b) 及圖 5.28(c) 為 B1-d1、B1-d2 及 B1-d4 案例的圓柱水平受力結果，比較不同泥質海床厚度時的圓柱水平受力，可發現圓柱水平總受力同樣由區域 I 主導，而圓柱受到的負 x 方向圓柱水平受力大於正 x 方向圓柱水平受力。

接著觀察圖 5.28(b) 區域 I 圓柱水平受力，可發現泥質海床越深時，圓柱負 x 方向的水平總受力越大，水平總受力在正 x 方向則沒有明顯規律。

觀察圖 5.28(c) 區域 II 圓柱水平受力，可發現當泥質海床厚度越大時，表示圓柱區域 II 受力面積增加，使區域 II 受力越大。

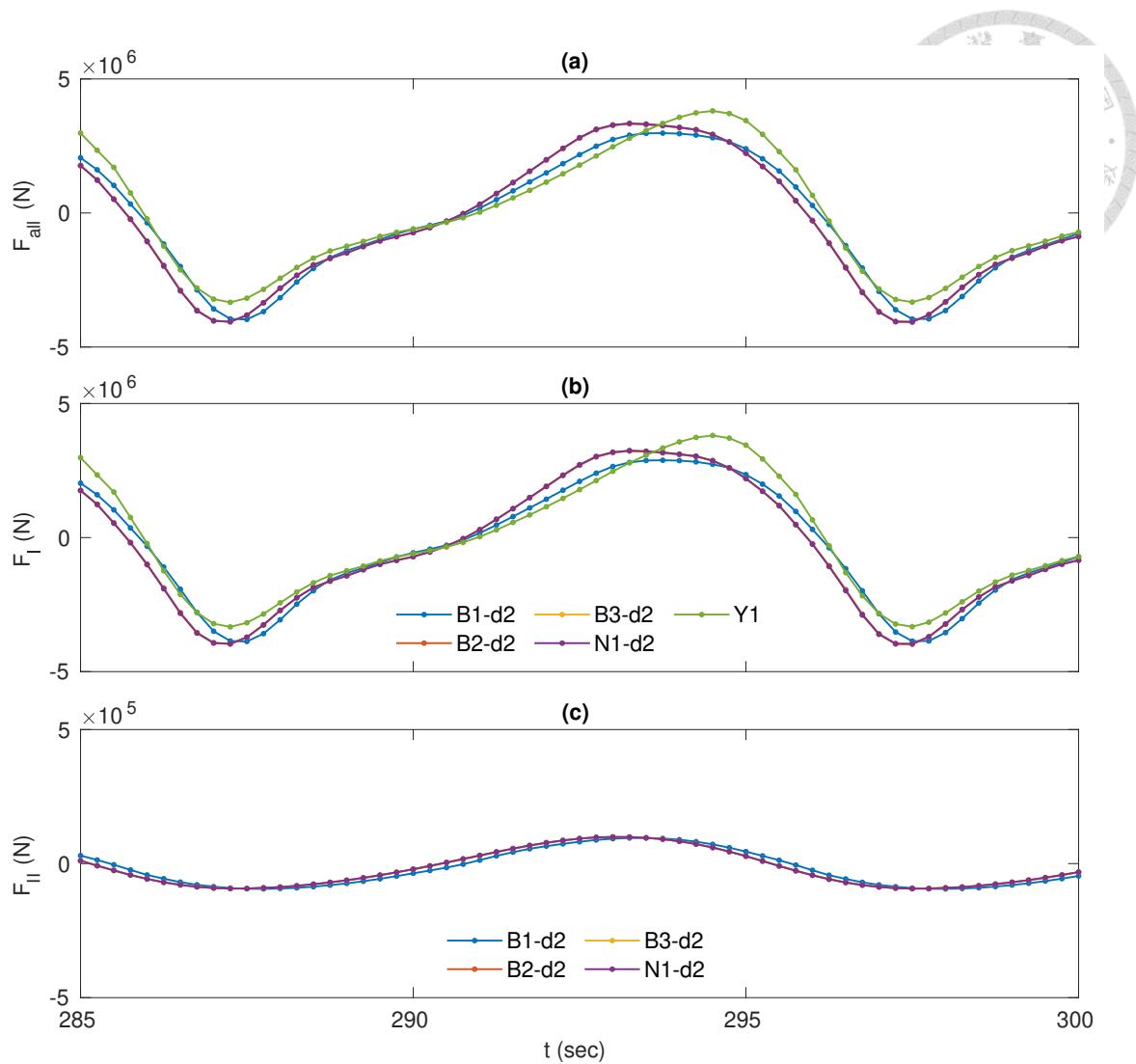


圖 5.27: 不同泥質海床流變模型，圓柱 (a) 水平總受力 (b) 區域 I 水平受力 (c) 區域 II 水平受力

5.4 圓柱傾倒力矩

傾倒力矩與圓柱受力相同，皆是單樁式基礎設計時重要的設計依據，圓柱傾倒力矩的計算方法可參考章節2.6，透過設計的兩組數值實驗，分析不同泥床流變模型及泥床厚度對直立圓柱傾倒力矩造成的影响。

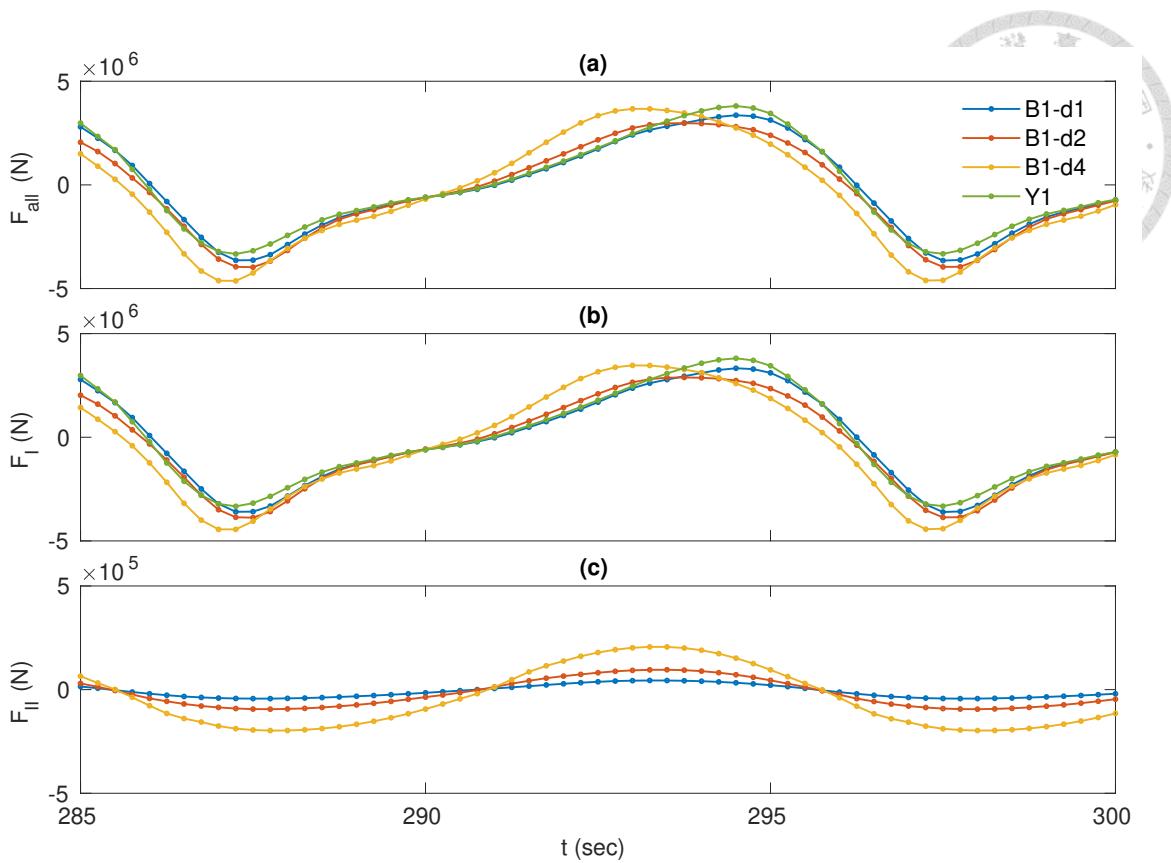


圖 5.28: 不同泥質海床厚度，圓柱 (a) 水平總受力 (b) 區域 I 水平受力 (c) 區域 II 水平受力

5.4.1 不同泥質海床流變模型傾倒力矩

觀察圖5.29(a) 傾倒力矩可發現案例 B2-d2、B3-d2 及 N1-d2 的結果幾乎相同，流變模型差異對結果造成的影響非常小。比較圖5.27(a) 圓柱水平總受力及圖5.29(a) 傾倒力矩的結果，可發現兩者的趨勢相同，沒有明顯時間相位差。負 y 方向的傾倒力矩大於正 y 方向的傾倒力矩，此結果同樣與圓柱水平受力相同。Y1 案例負 y 方向的傾倒力矩約為其他案例的 0.74 倍，正 y 方向的傾倒力矩則約為其他案例 1.3 倍，因此在工程設計時，如果不考慮泥質海床對圓柱傾倒力矩的影響，將高估正 y 方向的傾倒力矩，低估負 y 方向的傾倒力矩。



5.4.2 不同泥質海床厚度傾倒力矩

觀察圖5.29(b) 可發現負 y 方向的傾倒力矩大於正 y 方向的傾倒力矩。當泥質海床越深時，圓柱負 y 方向的傾倒力矩越大，正 y 方向的傾倒力矩則沒有明顯規律。當泥質海床厚度越淺時，其傾倒力矩表現與無泥槽的 Y1 案例越相近。比較圖5.28(a) 圓柱水平總受力及圖5.29(b) 傾倒力矩的結果，可發現兩者的趨勢相同，沒有明顯時間相位差。進行工程設計時，如果不考慮泥質海床對圓柱傾倒力矩的影響，將高估正 y 方向的傾倒力矩，低估負 y 方向的傾倒力矩。

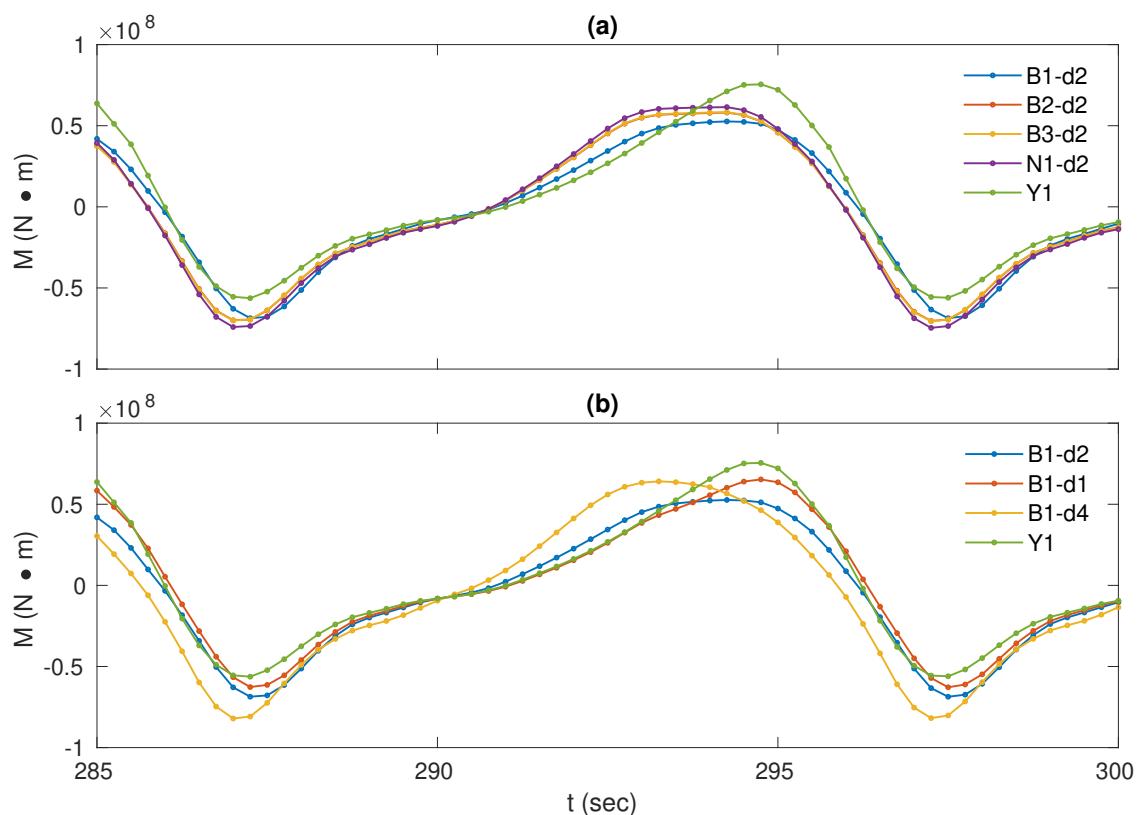


圖 5.29: 波浪通過 (a) 不同泥質海床流變模型及 (b) 不同泥質海床厚度時，圓柱受到的傾倒力矩



5.5 底床沖刷

底床沖刷對結構物的影響是非常重要的課題，當底床發生嚴重沖刷時，將導致結構物的負載強度降低發生危險，為了解決這個問題，本研究關注圓柱周圍 $40\text{ m} \times 40\text{ m}$ 方形區域內的泥面起伏，首先分析歷時最大沖刷及歷時最大堆積結果，接著將泥質海床的最大沖刷結果進行無因次化，與砂質土壤的沖刷結果比較，最後將泥質海床在 a、b、c 三個位置點的泥面高程進行週期平均，利用平均泥面高程，比較不同泥質海床流變模型及不同泥質海床厚度造成的影響。

5.5.1 歷時最大沖刷與堆積

圖5.30為圓柱周圍泥面 230 秒至 300 秒的歷時最大沖刷及歷時最大堆積結果，入流方向為由左向右流，為了方便說明，使用2.6的圓柱方位角 θ 進行說明。觀察圖5.30(a) 可發現沖刷主要發生在圓柱方位角 $\theta = 0^\circ$ 及 $\theta = 180^\circ$ 的位置，而 $\theta = 90^\circ$ 及 $\theta = 270^\circ$ 附近區域則永遠保持堆積狀態。

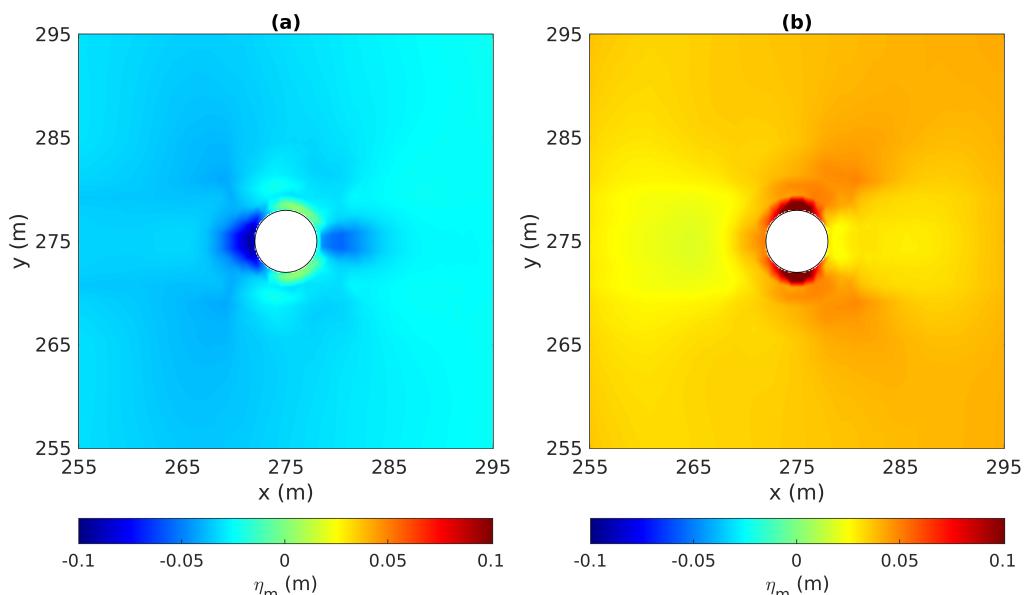


圖 5.30: B1-d2 案例底床的 (a) 歷時最大沖刷及 (b) 歷時最大堆積



5.5.2 與砂質海床比較沖刷深度

本章節目的為將本研究的泥質海床的沖刷深度 S 與現有的砂質海床沖刷深度研究結果進行比較(可參考Sumer et al., 1992、Sumer et al., 2001及Larsen and Fuhrman, 2023)。本研究將圓柱周圍 $40\text{ m} \times 40\text{ m}$ 方形區域內的最大沖刷深度 S 及最大堆積深度整理為表5.4， KC 數表達式為：

$$KC = \frac{U_m T}{D} \quad (5.2)$$

其中 T 為週期， D 為圓柱直徑， U_m 為底床周圍的最大流速，選用 A 位置點在 $z < 1\text{ m}$ 區域的最大水平流速計算 KC 數。Sumer et al. (1992) 透過小口徑圓柱進行波浪沖刷實驗，考慮圓柱壁面上的最大沖刷深度，提出小口徑圓柱在砂質土壤的沖刷經驗公式為：

$$S/D = 1.3 \times \left(1 - \exp \left(-0.03 \times (KC - 6) \right) \right), KC \geq 6 \quad (5.3)$$

Larsen and Fuhrman (2023) 利用Sumer et al. (1992)、Sumer et al. (2001) 及Sumer et al. (2002) 的研究結果，以公式5.3為基礎，將小口徑直立圓柱在砂質海床的沖刷深度經驗公式擴展至大口徑圓柱狀況，新增 A 、 B 兩個變數，將公式5.3改寫為：

$$\frac{S}{D} = \frac{S_{max}}{D} \left(1 - \exp \left(-A(KC - B) \right) \right), KC > B \quad (5.4)$$

其中 $A = 0.03$ ， S_{max} 為穩定流時的沖刷深度，參考Sumer et al. (2002) 的建議值將 S_{max}/D 設為 1.3，公式5.3與公式5.4只有 B 不同，將 B 改為 D/L 的函數：

$$B = 6 - 5.8 \tanh \left(200 \left(\frac{D}{L} \right)^{1.9} \right) \quad (5.5)$$



最後將本研究的 D/L 代入公式5.4及公式5.5計算，得到砂質土壤在本研究狀況下的沖刷結果。

Sumer et al. (1992) 設置三組物理實驗，研究小口徑單樁基礎通過波浪跟水流的砂質海床沖刷，第一組實驗的波浪水槽長寬高分別為 26.5m、0.6m 及 0.8m，圓柱直徑為 0.01m 及 0.02m，第二組實驗的波浪水槽尺寸較大，長寬高分別為 28m、4m 及 1m，圓柱直徑為 0.1m 及 0.2m。第三組實驗的水流水槽寬度為 2m。Sumer et al. (2001) 則是研究大口徑單樁基礎通過波浪跟水流的砂質海床沖刷，三種圓柱直徑分別為 0.54 m、1 m 及 1.53 m，實驗波浪水槽的水深為 0.4m。Sumer et al. (2001) 的研究得到以下結論：當 $KC < O(1)$ 時，沖刷是由穩定流 (steady streaming) 造成。當 $KC > 6$ 時，沖刷是由圓柱附近的渦流造成，且在 $KC \leq 30$ 時，底床沖刷主要由渦流流洩 (vortex-shedding) 主導；在 $KC \geq 30$ 時，底床沖刷主要由馬蹄渦 (horseshoe-vortex) 主導 (可參考 Sumer et al., 1992)。

圖5.31將本研究各案例泥質海床沖刷結果與小口徑圓柱在砂質海床的沖刷經驗公式 (可參考 Sumer et al., 1992)、大口徑圓柱在砂質海床的沖刷結果 (可參考 Sumer et al., 2001) 及大口徑圓柱在砂質海床的沖刷經驗公式 (可參考 Larsen and Fuhrman, 2023) 比較，發現本研究 KC 數對應到的區域，為穩定流及渦流之間的過渡區域 (Transition)。本研究泥質海床無因次沖刷深度 S/D 與利用公式5.4及公式5.5計算得到的砂質土壤的沖刷經驗公式計算結果 (圖5.31中淺藍色線) 相近。

由以上結果可知，不論底床材質是砂或是泥，各案例沖刷深度的量級相近，因此在工程設計考慮泥質海床沖刷深度時，可以參考目前較多相關研究的砂質海床進行設計。

表 5.4: 泥床起伏結果

案例	最大沖刷深度 S (m)	最大堆積深度 (m)	S/D	KC	U_m (m/s)
B1-d1	0.0408	0.0668	0.0068	2.3951	1.4042
B1-d2	0.0926	0.1349	0.0154	2.5519	1.4961
B1-d4	0.4861	0.4774	0.0810	2.4965	1.4637
B2-d2	0.1098	0.2484	0.0183	2.3253	1.3633
B3-d2	0.1220	0.2588	0.0203	2.3438	1.3741
N1-d2	0.1220	0.2588	0.0203	2.3438	1.3741

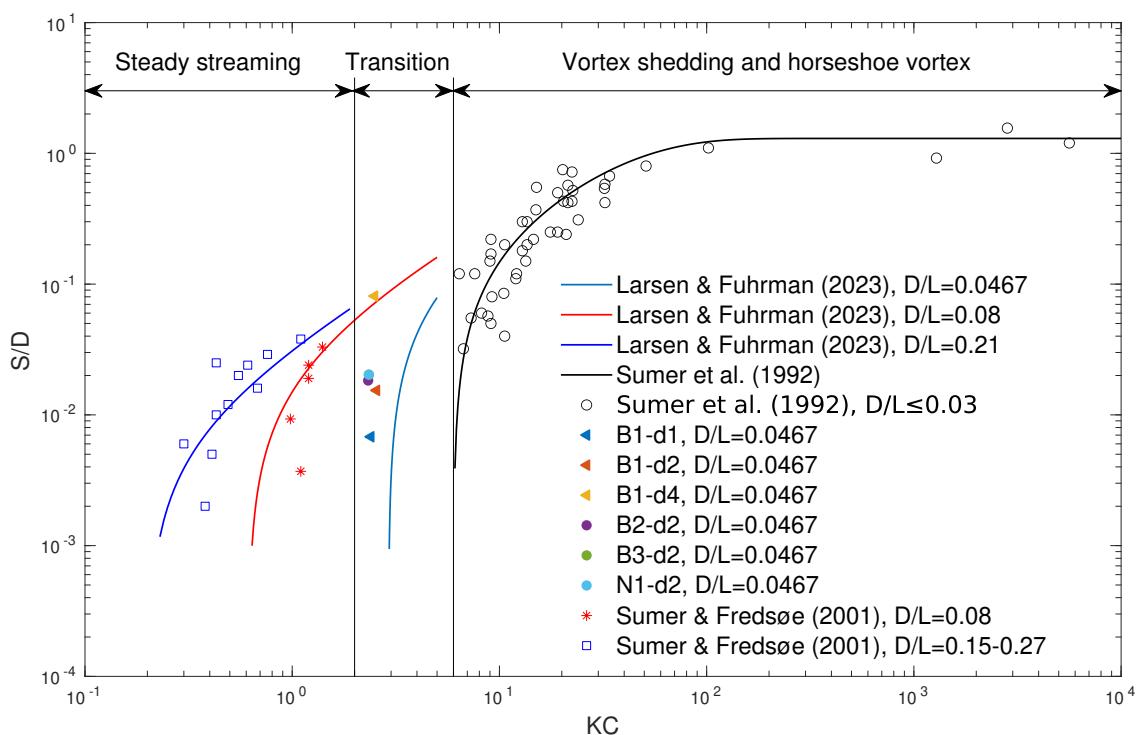


圖 5.31: 各案例泥質海床沖刷結果與砂質海床沖刷經驗公式Sumer et al. (1992)、大口徑圓柱在砂質海床的沖刷結果Sumer et al. (2001) 及大口徑圓柱在砂質海床的沖刷經驗公式Larsen and Fuhrman (2023) 比較

5.5.3 不同泥質海床流變模型泥面高程

本章節透過分析圓柱周圍 a、b、c 三個位置點的泥面平均高程，比較不同泥質海床流變模型對泥面高程的影響，利用 MATLAB 中的 *movmean* 指令進行移動平均，移動平均的資料範圍為一個週期，選取 10.25 秒範圍內的資料進行平均(週期 $T = 10.234$ 秒)，藉此求出整體泥面起伏的趨勢。由於 0 到 100 秒的數據儲存間隔為 1 秒，而模擬時間在 100 到 300 秒之間的數據儲存間隔為 0.25 秒，為了方便



使用 *movmean* 指令統一所有數據儲存時間間隔，先將 0 秒到 100 秒的模擬結果內插至時間間隔為 0.25 秒後，再開始移動平均計算。在 0 到 5 秒及 295 到 300 秒的移動平均因為資料量不完整而將其刪除。

圖 5.32 為 a、b、c 三個位置點的泥面平均高程。觀察結果可發現除了 B1-d2 案例外，其餘案例結果幾乎相同，觀察波浪發展至穩定，也就是 230 秒以後的結果，發現 a 位置點及 c 位置點的平均高程小於零，b 位置點的平均高程大於零，與章節 5.5.1 的結果一致。

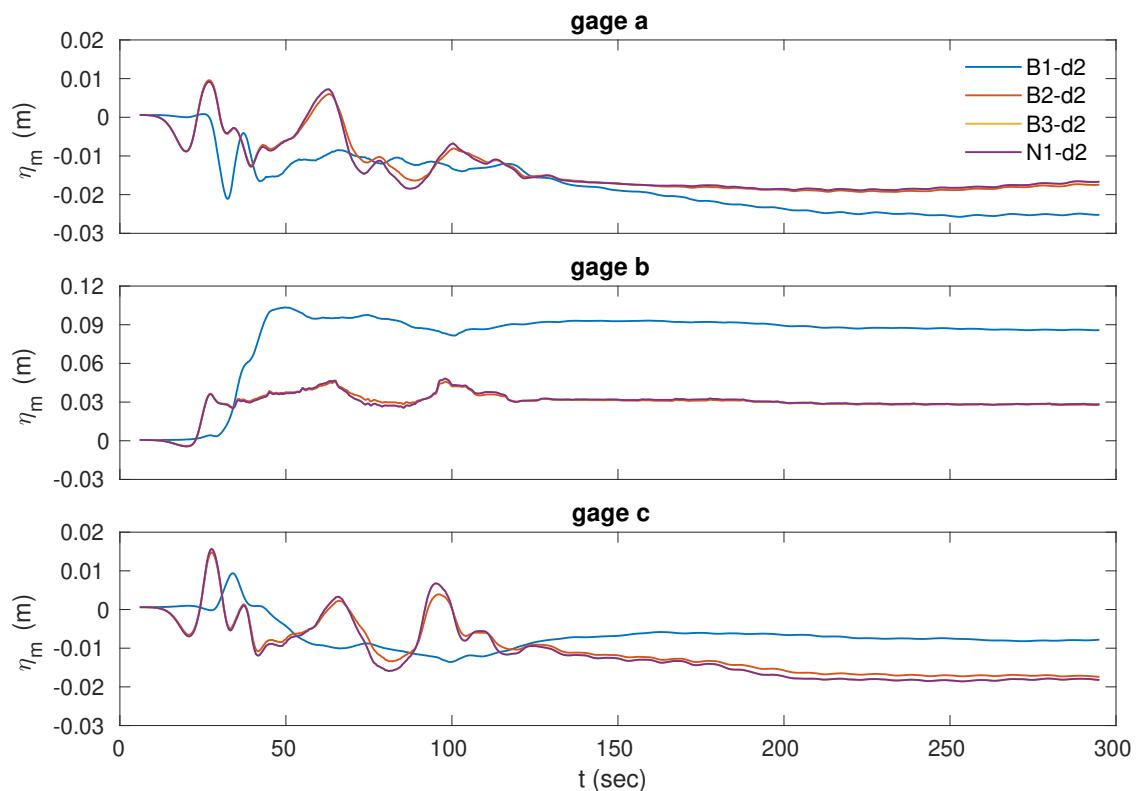


圖 5.32: 不同泥質海床流變模型在 a、b 及 c 位置點泥面平均高程

5.5.4 不同泥質海床厚度泥面高程

本節透過分析圓柱周圍 a、b、c 三個位置點的泥面平均高程，比較不同泥質海床厚度對泥面高程的影響，圖 5.33 為 a、b、c 三個位置點的泥面平均高程。觀察結果可發現當泥質海床厚度越大時，泥面堆積的情況將越明顯，而從表 5.4 及

圖5.31可知最大沖刷深度隨著泥厚度增加而上升，因此案例B1-d4在c位置點的平均泥面大於零的原因，是直立圓柱迎流側沖刷的泥堆積在下游背流側造成的。

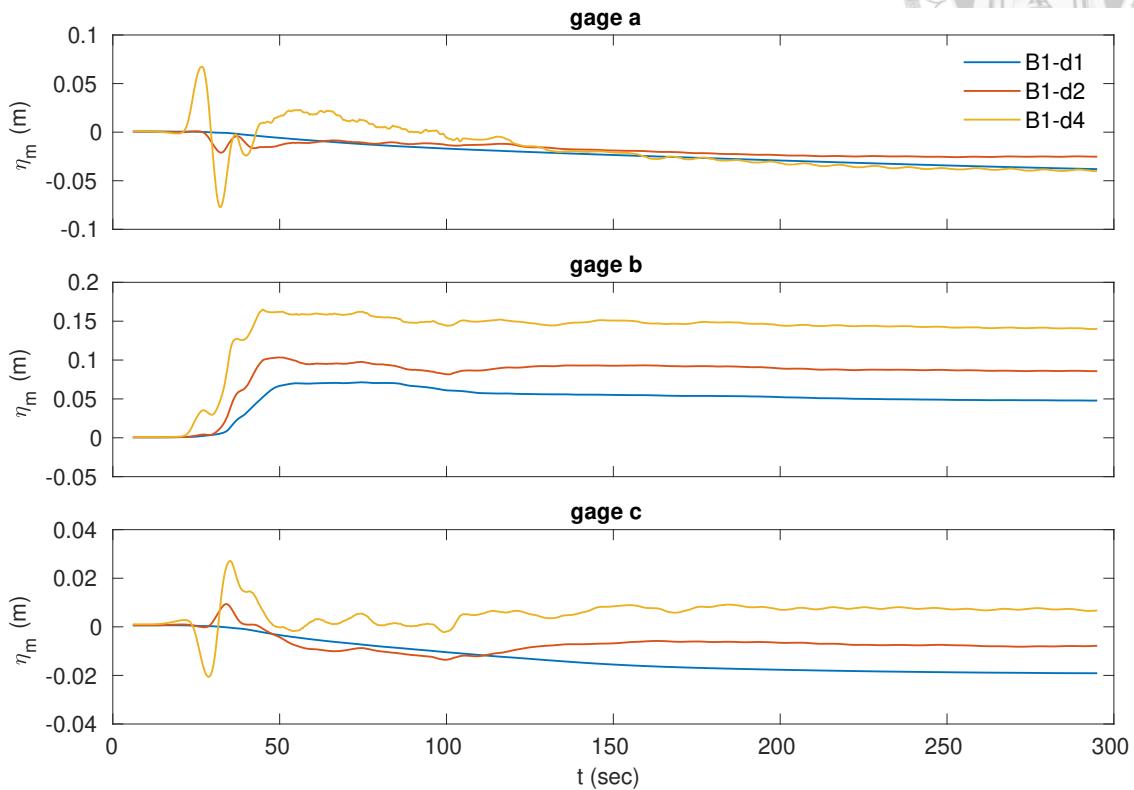


圖 5.33: 不同泥質海床厚度在 a、b 及 c 位置點泥面平均高程

5.6 本章小結

由於本研究波浪入射波為週期波，為了取得波浪發展至穩態後的數值結果，利用水面及泥面波高計資料，定義波高並計算波高百分比誤差，利用波高百分比誤差選取可用的資料範圍，最終選用 230 秒後達到穩定狀態的數據分析結果。

分析 B1-d2 案例的 xz 截面流場分布，發現泥水交界面附近水的流速減速甚至發生回流的現象，與 Guo and Lo (2022) 及 李崧瑋 (2022) 的縮尺尺度數值實驗結果相同。接著本研究共設計兩組實驗，分別是改變不同泥質海床流變模型及不同泥質海床厚度，方便進行分析流速、圓柱受力、傾倒力矩及底床沖刷的討論。發現當泥越黏或越深時，區域 I 水平流速下降越明顯。圓柱總受力是由區域 I 主導，



但不考慮泥床影響將低估負 x 方向的圓柱水平作用力，高估正 x 方向的圓柱水平作用力，而圓柱的俯仰力矩將隨著水平受力上升或下降，兩者趨勢相同，此結論與李崧瑋 (2022) 的縮尺尺度數值實驗結果相同，證明物理尺度大小不是影響數值結果的主要原因。

觀察水平流速、圓柱受力、傾倒力矩及底床沖刷時，皆可發現案例 B2-d2、B3-d2 及 N1-d2 的結果幾乎相同，三種不同流變模型簡化方法，對結果造成的影响非常小，因此未來研究泥質海床相關問題時，可以先使用理論上最真實的 B1 案例，及設定最簡單的 N1 進行問題的初探。

最後探討底床沖刷，由圖 5.30 可知沖刷嚴重的區域發生在 $\theta = 0^\circ$ 及 $\theta = 180^\circ$ 附近。圖 5.31 為各案例無因次沖刷深度與砂質土壤沖刷結果比較圖，可知泥質海床與砂質海床的無因次沖刷深度 S/D 量級相近，可以參考目前較多相關研究的砂質海床進行工程設計。



第六章 結論與未來展望

6.1 結論

本文為了模擬較真實的狀況，物理參數皆查閱台灣離岸風電相關文獻，取得設計波浪參數、基樁直徑及土壤參數，並將泥用雙黏性流體及牛頓流體描述，使用 OpenFOAM 計算流體力學軟體，使用 olaFlow 的造波及消波邊界條件，並以多項流求解器 multiphaseInterFoam 求解，探討真實尺度下 third-order Stokes waves 在泥值海床通過單樁式基礎的問題。由於本文研究主題為週期波，需要等待波浪發展至穩態後再進行分析，為了求出發展至穩定的數值結果，利用水面及泥面波高計資料，定義波高並計算波高百分比誤差，利用波高百分比誤差決定可用的資料範圍，至少需要使用 230 秒以後的資料才會達到穩定狀態，因此本研究限制使用 230 秒以後的數據進行分析。

分析 B1-d2 案例的 xz 截面流場分布，發現泥水交界面附近水的流速減速甚至發生回流的現象。本研究共設計兩組實驗，改變不同泥質海床流變模型及不同泥質海床厚度分析結果。發現當泥越黏或越深時，將使區域 I 流速下降。圓柱總受力是由區域 I 主導，但不考慮泥床影響將低估負 x 方向的圓柱水平作用力，高估正 x 方向的圓柱水平作用力，而圓柱的俯仰力矩將隨著水平受力上升或下降，兩者趨勢相同，此結論與李崧瑋 (2022) 使用物理實驗的模型尺寸進行模擬的結果相同，證明物理尺度大小不是影響數值結果的主要原因。



針對海床沖刷深度，可知沖刷嚴重的區域發生在 $\theta = 0^\circ$ 及 $\theta = 180^\circ$ 附近。泥質海床與砂質海床的無因次沖刷深度 S/D 量級相近，可以參考目前較多相關研究的砂質海床進行工程設計。

本研究提供一個簡單的泥質海床流變模型設定方法。觀察水平流速、直立圓柱水平受力、傾倒力矩及底床沖刷時，皆可發現案例 B2-d2、B3-d2 及 N1-d2 的結果幾乎相同，因此未來研究泥質海床相關問題時，可以先使用理論上最真實的 B1 雙黏性流體模型，及設定最簡單的 N1 牛頓流體流行進行問題的初探。

6.2 未來展望

本研究的土壤參數設定需要經過一系列簡化，可能造成模擬結果失真，如果未來有以台灣海峽為主題的鑽探資料或土壤流變相關研究成果發表，可以更新本研究的土壤參數設定，藉此得到更真實的模擬結果。

未來可以本研究為基礎，探討台灣海峽在不同設計波浪條件下的圓柱受力、傾倒力矩及底床沖刷等結果。使用不同波況，更進一步了解泥質海床與砂質海床的沖刷深度差異。

隨著離岸風力發電的發展，目前台灣離岸風電水下基礎有單樁式及套管式基礎，未來可以將本研究延伸，將研究主題從目前的單樁式基礎延伸至套管式基礎，討論套管式基礎與單樁式基礎在泥質海床時的差異。



參考文獻

台灣電力公司 (2018). 離岸風力發電第二期計畫可行性研究.

世紀離岸風電設備股份有限公司 (2020). 單樁式水下基礎. <http://www.cwptw.com/tw/results/50/>.

海域大地能源研究室 (2016). 離岸風機支撐結構設計-大口徑單樁基礎最佳化設計.
<http://www.loge.hyd.ncku.edu.tw/research1-2.html>.

中華民國國家發展委員會 (2020). 臺灣 2050 淨零排放路徑及策略總說明.
https://www.ndc.gov.tw/Content_List.aspx?n=DEE68AAD8B38BD76#.

李崧瑋 (2022). 孤立波於雙黏性泥質海床上過直立式圓柱之數值研究. 碩士論文, 國立臺灣大學.

郭一羽 (2001). 海岸工程學. 文山書局.

郭榮煉 (2021). 孤立波對泥質海床上直立式圓柱作用的數值研究. 碩士論文, 國立臺灣大學.

經濟部中央地質調查所 (2019). 工程地質探勘資料庫.

董東璟 (2016). 海面上的奔馳者：湧浪. <https://scitechvista.nat.gov.tw/Article/C000003/detail?ID=8be2a70a-d625-4dcf-87f7-7ee0dda3e6d8>.



鄭偉成、林曉琪 (2019). 離岸風力機的雙腳—水下基礎技術簡述. <https://www.iner.gov.tw/eip/msn.aspx?datatype=YW5hbHlzaXM=&id=MTc4>.

廖學瑞、丁金彪、林淑寬 (2014). 離岸風力電場開發之海事工程施工
船機與安裝技術初探. <https://www.ceci.org.tw/Upload/Download/82AA9555-CC73-4F7C-8A14-2A9664E4B4AC.pdf>.

American Petroleum Institute (2000). *Recommended Practice for Planning, Designing, and Constructing Fixed Offshore Platforms-Working Stress Design: Upstream Segment. API Recommended Practice 2A-WSD (RP 2A-WSD): Errata and Supplement 1, December 2002.* American Petroleum Institute.

Bihs, H., Kamath, A., Alagan Chella, M., and Arntsen, Ø. A. (2016). Breaking-wave interaction with tandem cylinders under different impact scenarios. *Journal of Waterway, Port, Coastal, and Ocean Engineering*, 142(5):04016005.

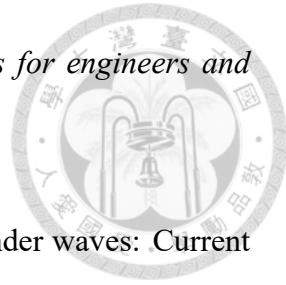
Borgman, L. and Chappelear, J. (1957). The use of the Stokes-Struik approximation for waves of finite height. *Coastal Engineering Proceedings*, (6):16–16.

Chan, I.-C. and Liu, P. L.-F. (2009). Responses of Bingham-plastic muddy seabed to a surface solitary wave. *Journal of Fluid Mechanics*, 618:155–180.

Chen, L., Zang, J., Hillis, A. J., Morgan, G. C., and Plummer, A. R. (2014). Numerical investigation of wave–structure interaction using OpenFOAM. *Ocean Engineering*, 88:91–109.

Chen, Z., Xu, G., Ren, Y., Wu, H., Li, M., and Li, Y. (2023). Fluid characteristics of wave-induced liquefied silty seabed and the resulting wave attenuation. *Ocean Engineering*, 279:114581.

Dean, R. G. and Dalrymple, R. A. (1991). *Water wave mechanics for engineers and scientists*, volume 2. World Scientific Publishing Company.



Gazi, A. H., Afzal, M. S., and Dey, S. (2019). Scour around piers under waves: Current status of research and its future prospect. *Water*, 11(11):2212.

Geuzaine, C. and Remacle, J.-F. (2009). Gmsh: A 3-D finite element mesh generator with built-in pre-and post-processing facilities. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 79(11):1309–1331.

Goda, Y. (1966). A study on impulsive breaking wave force upon a vertical pile. *Rept. Port and Harbour Res. Inst.*, 5(6):1–30.

Greenshields, C. (2020). *OpenFOAM v8 User Guide*. The OpenFOAM Foundation, London, UK.

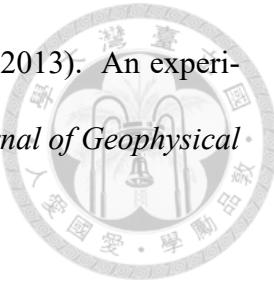
Guo, R. and Lo, P. H.-Y. (2022). Numerical investigation on solitary wave interaction with a vertical cylinder over a viscous mud bed. *Water*, 14(7):1135.

Healy, T., Wang, Y., and Healy, J.-A. (2002). *Muddy coasts of the world: processes, deposits and function*. Elsevier.

Higuera, P. (2017). olaFlow: CFD for waves [Software]. <https://doi.org/10.5281/zenodo.1297013>.

Higuera, P., Lara, J. L., and Losada, I. J. (2013). Realistic wave generation and active wave absorption for navier–stokes models: Application to openfoam®. *Coastal Engineering*, 71:102–118.

Hirt, C. W. and Nichols, B. D. (1981). Volume of fluid (VOF) method for the dynamics of free boundaries. *Journal of Computational Physics*, 39(1):201–225.



Hsu, W., Hwung, H., Hsu, T., Torres-Freyermuth, A., and Yang, R. (2013). An experimental and numerical investigation on wave-mud interactions. *Journal of Geophysical Research: Oceans*, 118(3):1126–1141.

Huang, Z. and Aode, H. (2009). A laboratory study of rheological properties of mudflows in hangzhou bay, china. *International Journal of Sediment Research*, 24(4):410–424.

Jiang, X., Yin, Z., and Wang, Y. (2022). Numerical modelling of breaking wave interaction with the individual sections of a vertical cylinder using OpenFOAM®. *Ocean Engineering*, 266:112693.

Kirkgoz, M. (1995). Breaking wave impact on vertical and sloping coastal structures. *Ocean Engineering*, 22(1):35–48.

Larsen, B. E. and Fuhrman, D. R. (2023). Re-parameterization of equilibrium scour depths and time scales for monopiles. *Coastal Engineering*, page 104356.

Le Méhauté, B. (1969). *An introduction to hydrodynamics and water waves*, volume 52. Environmental Science Servies Administration.

Morison, J., Johnson, J. W., and Schaaf, S. A. (1950). The force exerted by surface waves on piles. *Journal of Petroleum Technology*, 2(05):149–154.

Ogino, Y., Hirata, Y., Kihana, S., and Nitta, N. (2018). Numerical simulation of free-flight transfer by a 3D metal transfer model. *Quarterly Journal of the Japan Welding Society*, 36:94–103.

Park, Y. S., Liu, P. L.-F., and Clark, S. J. (2008). Viscous flows in a muddy seabed induced by a solitary wave. *Journal of Fluid Mechanics*, 598:383–392.

Sarpkaya, T. (1981). *Morison's Equation and the Wave Forces on Offshore Structures*. Technical report, CR 82.008, Naval Civil Engineering Laboratory, Port Hueneme, CA, USA.



Shademan, M., Barron, R., and Balachandar, R. (2013). Evaluation of OpenFOAM in academic research and industrial applications. In *21st Conference of the CFD Society of Canada*, page 7.

Soltanpour, M., Shamsnia, S. H., Shibayama, T., and Nakamura, R. (2018). A study on mud particle velocities and mass transport in wave-current-mud interaction. *Applied Ocean Research*, 78:267–280.

Sumer, B., Christiansen, N., and Fredsøe, J. (1993). Influence of cross section on wave scour around piles. *Journal of Waterway, Port, Coastal, and Ocean Engineering*, 119(5):477–495.

Sumer, B. M. et al. (2002). *The mechanics of scour in the marine environment*. World Scientific.

Sumer, B. M. and Fredsøe, J. (1998). Wave scour around group of vertical piles. *Journal of Waterway, Port, Coastal, and Ocean Engineering*, 124(5):248–256.

Sumer, B. M. and Fredsøe, J. (2001). Wave scour around a large vertical circular cylinder. *Journal of Waterway, Port, Coastal, and Ocean Engineering*, 127(3):125–134.

Sumer, B. M., Fredsøe, J., and Christiansen, N. (1992). Scour around vertical pile in waves. *Journal of Waterway, Port, Coastal, and Ocean Engineering*, 118(1):15–31.

Sumer, B. M., Whitehouse, R. J., and Tørum, A. (2001). Scour around coastal structures: a summary of recent research. *Coastal Engineering*, 44(2):153–190.





附錄 1 — OpenFOAM 設定

附錄提供本研究研究主題 B1-d2 案例的 OpenFOAM 設定細節，包含控制初始條件跟邊界條件的 0.org 資料夾、控制常數的 constant 資料夾及控制系統參數的 system 資料夾。

1.1 0.org

alpha.air 設定:

除了 atmosphere 邊界外，其餘邊界的設定皆相同，因此分開說明。

atmosphere 邊界設定:

boundaryField	type	value	inletValue
atmosphere	inletOutlet	uniform 1	uniform 1

其餘的邊界設定:

邊界名稱

{

 type alphaContactAngle;

 thetaProperties (



(water air) 90 0 0 0

(mud air) 90 0 0 0

(mercury air) 90 0 0 0

(water mud) 90 0 0 0

(water mercury) 90 0 0 0

(mud mercury) 90 0 0 0);

value uniform 1;

}

alpha.mud 設定:

boundaryField	type	value	inletValue
inlet	zeroGradient	-	-
outlet	zeroGradient	-	-
bottom	zeroGradient	-	-
atmosphere	inletOutlet	uniform 0	uniform 0
front	zeroGradient	-	-
back	zeroGradient	-	-
cylinder	zeroGradient	-	-

alpha 設定:

boundaryField	type
inlet	zeroGradient
outlet	zeroGradient
bottom	zeroGradient
atmosphere	zeroGradient
front	zeroGradient
back	zeroGradient
cylinder	zeroGradient



alpha.water 設定:

boundaryField	type	value	inletValue	waveDictName
inlet	waveAlpha	uniform 0	-	waveDict
outlet	zeroGradient	-	-	-
bottom	zeroGradient	-	-	-
atmosphere	inletOutlet	uniform 0	uniform 0	-
front	zeroGradient	-	-	-
back	zeroGradient	-	-	-
cylinder	zeroGradient	-	-	-

p_rgh 設定:

boundaryField	type	value
inlet	fixedFluxPressure	uniform 0
outlet	fixedFluxPressure	uniform 0
bottom	fixedFluxPressure	uniform 0
atmosphere	totalPressure	uniform 0
front	fixedFluxPressure	uniform 0
back	fixedFluxPressure	uniform 0
cylinder	fixedFluxPressure	uniform 0

U 設定:

boundaryField	type	value	waveDictName
inlet	waveAlpha	uniform (0 0 0)	waveDict
outlet	waveAbsorption3DVelocity	uniform (0 0 0)	-
bottom	noSlip	-	-
atmosphere	pressureInletOutletVelocity	uniform (0 0 0)	-
front	noSlip	-	-
back	noSlip	-	-
cylinder	noSlip	-	-



1.2 Constant

constant 資料夾中包含許多設定，附錄只介紹本研究需要修改的 transportProperties 及 waveDict。

waveDict 設定：

waveType	regular
waveTheory	StokesIII
nPaddles	10
waveHeight	5.937
wavePeriod	10.234
waveDir	0.0
activeAbsorption	yes

transportProperties 設定：

phases, water 設定：

transportModel	Newtonian
nu [0 2 -1 0 0 0 0]	1e-06
rho [1 -3 0 0 0 0 0]	1000

phases, mud 設定：

transportModel	HerschelBulkley;
nu0 [0 2 -1 0 0 0 0]	44.492262;
tau0 [0 2 -2 0 0 0 0]	0.489938;
k [0 2 -1 0 0 0 0]	0.044492;
n [0 0 0 0 0 0 0]	1;
rho [1 -3 0 0 0 0 0]	1930.5;

phases, air 設定：

transportModel	Newtonian
nu [0 2 -1 0 0 0 0]	1.48e-05
rho [1 -3 0 0 0 0 0]	1

sigmas 設定：

(air water)	0.07
(air mud)	0.07
(water mud)	0.07



1.3 System

controlDict 設定:

```
application multiphaseInterFoam;
```

```
startFrom latestTime;
```

```
startTime 0;
```

```
stopAt endTime;
```

```
endTime 300;
```

```
deltaT 0.001;
```

```
writeControl adjustableRunTime;
```

```
writeInterval 0.25;
```

```
purgeWrite 0;
```

```
writeFormat ascii;
```

```
writePrecision 7;
```

```
writeCompression uncompressed;
```

```
timeFormat general;
```

```
timePrecision 6;
```



```
runTimeModifiable yes;
```

```
adjustTimeStep yes;
```

```
maxCo 0.5;
```

```
maxAlphaCo 0.5;
```

```
maxDeltaT 1;
```

```
libs
```

```
(
```

```
    "libwaveGeneration.so"
```

```
    "libwaveAbsorption.so"
```

```
);
```

```
writeCellCentres1
```

```
{
```

```
    type writeCellCentres;
```

```
    libs (fieldFunctionObjects);
```

```
    region region0;
```

```
    enabled true;
```

```
    log true;
```

```
    timeStart 0;
```

```

    timeEnd 1000;

    executeControl timeStep;

    executeInterval 1;

    writeControl timeStep;

    writeInterval 1;

}

```

setfield 設定:

```

defaultFieldValues

(
    volScalarFieldValue alpha.air 1

    volScalarFieldValue alpha.water 0

    volScalarFieldValue alpha.mud 0

);

regions

(
    boxToCell

{
    box (0 0 0) (1000 300 20);
}

```





```
fieldValues  
(  
    volScalarFieldValue alpha.water 1  
  
    volScalarFieldValue alpha.mud 0  
  
    volScalarFieldValue alpha.air 0  
  
);  
  
}  
  
boxToCell  
  
{  
  
    box (0 0 -100) (1000 300 0);  
  
    fieldValues  
(  
        volScalarFieldValue alpha.water 0  
  
        volScalarFieldValue alpha.mud 1  
  
        volScalarFieldValue alpha.air 0  
  
    );  
  
};  
);
```

fvSchemes 設定:



ddtSchemes

{

default Euler;

}

gradSchemes

{

default Gauss linear;

grad(U) Gauss linear;

grad(gamma) Gauss linear;

}

divSchemes

{

div(rhoPhi,U) Gauss upwind;

div(phi,alpha) Gauss vanLeer;

div(phirb,alpha) Gauss linear;

div(((rho*nuEff)*dev2(T(grad(U))))) Gauss linear; }

laplacianSchemes



```
{  
    default Gauss linear corrected;  
}  
  
interpolationSchemes
```

```
{  
    default linear;  
}  
  
snGradSchemes
```

```
{  
    default corrected;  
}  
  
fvSolution 設定:
```

```
solvers  
{  
    "alpha.*"  
}  
  
    {  
        nAlphaSubCycles 4;  
        cAlpha 4;
```



}

”pcorr.*”

{

solver PCG;

preconditioner

{

preconditioner GAMG;

tolerance 1e-05;

relTol 0;

smoother GaussSeidel;

}

tolerance 1e-05;

relTol 0;

maxIter 100;

}

p_rgh

{

solver GAMG;



```
tolerance 1e-07;  
  
relTol 0.05;  
  
smoother GaussSeidel;  
  
nPreSweeps 0;  
  
nPostSweeps 2;  
  
nFinestSweeps 2;  
  
cacheAgglomeration on;  
  
nCellsInCoarsestLevel 10;  
  
agglomerator faceAreaPair;  
  
mergeLevels 1;  
  
}  
  
p_rghFinal  
  
{  
  
solver PCG;  
  
preconditioner  
  
{  
  
preconditioner GAMG;  
  
tolerance 1e-07;
```



```
    relTol 0;  
  
    nVcycles 2;  
  
    smoother GaussSeidel;  
  
    nPreSweeps 0;  
  
    nPostSweeps 2;  
  
    nFinestSweeps 2;  
  
    cacheAgglomeration on;  
  
    nCellsInCoarsestLevel 10;  
  
    agglomerator faceAreaPair;  
  
    mergeLevels 1;  
  
}  
  
tolerance 1e-07;  
  
relTol 0;  
  
maxIter 20;  
  
}  
  
U  
  
{  
  
solver smoothSolver;
```



smoother GaussSeidel;

tolerance 1e-08;

relTol 0.1;

nSweeps 1;

}

UFinal

{

\$U;

tolerance 1e-08;

relTol 0;

}

}

PIMPLE

{

nCorrectors 4;

nNonOrthogonalCorrectors 0;

}

relaxationFactors



{

equations

{

"U.*" 1;

}

}