

実領域における漂流物の拡散評価を
対象とした津波漂流物モデルの高度化
および精度検証

千田 優

目次

第1章 序論	1
第2章 漂流物の拡散評価に関する既往研究について	9
2-1. 漂流物拡散の簡易評価手法の構築	9
2-1-1. 津波発生時の調査に基づく簡易手法の提案	9
2-1-2. 簡易手法における拡散角度の高度化に関する実験	11
2-2. 津波漂流物モデルを用いた漂流物の拡散評価	12
2-2-1. 漂流物モデルの種類	12
2-2-2. 質点モデル	12
2-2-3. 平面二次元モデル	14
2-2-4. 三次元モデル	19
2-3. 質点モデルおよび平面二次元モデルの精度検証	25
2-3-1. 水槽実験との比較検証	25
2-3-2. 現地データとの比較	31
2-3-3. 水槽実験による流動場の面的把握	33
2-4. まとめ	36
第3章 沿岸市街地モデルを用いた水槽実験	39
3-1. 実験概要	40
3-2. 浸水実験の概要	41
3-3. 漂流物実験の概要	44
3-3-1. 大型漂流物実験の実験条件と計測項目	44
3-3-2. 小型漂流物実験の実験条件と計測項目	46
3-4. 漂流物実験結果	48
3-4-1. 大型漂流物実験の結果	48
3-4-2. 小型漂流物実験の結果	52
3-4-3. 流速の時空間データを用いた仮想粒子実験	54
3-5. まとめ	56
第4章 漂流物モデルの現地適用性向上のための改良	58
4-1. STOC-DM における問題点	58
4-2. STOC-DM の概要	59
4-2-1. 支配方程式	59
4-2-2. 構造物との衝突処理	63
4-2-3. 海底面や地表面との接触	66
4-3. 複数構造物との同時衝突モデルの導入	66
4-4. 局所接触モデルの導入	68

4-4-1. 部分接触に関する処理.....	68
4-4-2. 局所接触による漂流物拘束に関する処理.....	69
4-5. 理想化条件における計算.....	71
4-5-1. 衝突処理に関する理想化条件における計算結果.....	71
4-5-2. 局所接触に関する理想化条件における計算結果.....	72
4-6. まとめ.....	74
第5章 理想実験による流体力評価式の相互比較.....	77
5-1. 本章の概要.....	77
5-2. モリソン型の流体力評価モデル.....	78
5-2-1. モリソン型流体力評価式の概要.....	78
5-2-2. 流体力の抗力を反力とした相互作用モデル.....	79
5-3. 圧力勾配型の流体力評価モデル.....	81
5-3-1. 圧力勾配型の流体力評価式の概説.....	81
5-3-2. 体積力型 IB 法における相互作用モデル.....	82
5-3-3. 体積力型 IB 法の単層モデルへの適用.....	83
5-4. 静止物体を対象とした理想実験.....	85
5-4-1. 概要.....	85
5-4-2. 計算条件.....	85
5-4-3. 計算結果.....	86
5-5. 移動物体を対象とした理想実験.....	89
5-5-1. 計算条件.....	89
5-5-2. 浮遊設置ケース.....	91
5-5-3. 陸上設置ケース.....	98
5-5-4. 理想実験のまとめ.....	102
5-6. 物体前面の水位のせり上がりを考慮した流体力評価式の開発.....	105
5-6-1. モデルの概要.....	105
5-6-2. 感度分析.....	109
5-7. 5章のまとめ.....	111
第6章 水槽実験との比較によるモデル検証.....	112
6-1. 引き波下のコンテナ漂流を対象とした水槽実験との比較.....	112
6-1-1. 実験概要.....	112
6-1-2. 計算条件.....	113
6-1-3. 流体計算結果の比較.....	116
6-1-4. 漂流物計算の結果.....	116
6-1-5. 本節のまとめ.....	121
6-2. 陸上の漂流物実験を対象とした比較計算.....	122

6-2-1. 実験概要.....	122
6-2-2. 計算条件.....	124
6-2-3. 流体計算の結果.....	125
6-2-4. 漂流物計算の結果.....	127
6-2-5. 本節のまとめ.....	130
6-3. 沿岸市街地模型を用いた漂流物実験との比較	131
6-3-1. 計算条件.....	131
6-3-2. 浸水実験の検証.....	133
6-3-3. 漂流物実験の検証.....	138
6-4. まとめ.....	149
第7章 結論	151
参考文献	155
謝辞	164

第1章 序論

周囲を海に囲まれ、生産や生活の重要な拠点が臨海部に展開している我が国では、外国貿易による輸出入貨物量の 99.6 %が港湾を経由しており、港湾が我々国民の生活や日本および地域の経済を支えているといっても過言ではない。港湾は物流拠点の場としてだけではなく、臨海部への産業立地の場、近年のクルーズ船寄港増大による賑わい創出の場、豊かな海域環境の保全や創出の場、災害発生時の国民の安全安心を支える防災拠点の場としても期待される重要な社会基盤である。防災拠点の場としての港湾には、防波堤や防潮堤のような港湾施設による人命や資産、財産の直接的な防護機能や、災害発生時における緊急物資輸送や市民の生活支援、航路などの迅速な啓開体制の構築といった復旧および復興の支援機能が期待されている。

沿岸域に人口や資産が集中するわが国では、その反面、地震や津波、台風などの低気圧に伴う高潮や高波による沿岸災害に対して脆弱であり、これまでもこのような沿岸災害によって甚大な人的被害、経済的な損失が繰り返し発生している。近年の大きな沿岸災害は、2011年の東北地方太平洋沖地震津波であろう（以下、2011年東北津波と記す）。この地震および津波における死者および行方不明者は約1万8千人、経済損失16.9兆円（内閣府、2011）と甚大な被害をもたらした。2011年東北津波は、我が国における津波防災に対する考え方も大きく変化させた。「津波防災地域づくりに関する法律」（平成23年法律第123号）において、「災害には上限がないこと」を教訓に「何としても人命を守る」ため、ハードとソフトの施策を組み合わせた「多重防御」による津波防災地域づくりを推進するといった基本指針が定められた。この基本方針は、防波堤や海岸堤防などのハード整備を中心に行っていたこれまでの津波対策からの大きな転換点となった。そして、「最大クラスの津波」と「比較的発生頻度の高い津波」と二段階のレベルの津波を想定し、「最大クラスの津波」では上述したハードとソフトの施策を組み合わせた対策、「比較的発生頻度の高い津波」ではこれまで通りハード対策で津波から防御する考え方が取り入れられた。「最大クラスの津波」とは2011年東北津波のように発生頻度は極めて低いもの（数百年~千年に一度）の、発生すれ

ば甚大な被害をもたらす最大クラスの津波で、いわゆるレベル 2 津波と呼ばれるものである。一方、「比較的発生頻度の高い津波」は発生頻度が数十年~百数十年で、防波堤や防潮堤のような防護施設などによって津波の浸水を防ぐ上で想定する津波、いわゆるレベル 1 津波である。この考え方は、港湾の施設を建設、改良、維持する際に適用する「港湾の施設の技術上の基準」（日本港湾協会，2018）に対しても導入されている。

2011 年東北津波は、上記のような未曾有の人的被害をもたらすだけでなく、家屋や建造物の被害、防災施設やインフラ施設の被害、津波火災を含めた火災被害、漂流物被害などあらゆる被害をもたらした大災害であった。漂流物被害は、船舶や自動車、コンテナ、建物由来のがれきなど多種多様な物体が津波による作用を受けて漂流物化することで生じる。港湾地域は入出港する船舶、輸出入のために蔵置されている自動車やコンテナなど漂流物化しうる物体が大量に存在しており、そのためひとたび津波による浸水が生じると漂流物被害は拡大する。

漂流物による被害は大きく 2 種類に分類することができる。一つは構造物に対する被害で、漂流物化した物体が既存の構造物に衝突すると津波の流体力に加えて漂流物の衝突力が付加され、構造部材の損傷、構造物の崩壊を生じさせる（写真 1-1）。また、漂流物群が構造物に捕捉される場合、更なる荷重が構造物に作用することも懸念される（Stolle et al.,2018a; 野島ら，2020）。構造物への衝突に対しては、港湾の技術基準を定める省令の第 7 条「技術基準対象施設を構成する部材の要求性能」において、「技術基準対象施設を構成する部材の要求性能は、（中略）漂流物の衝突等の作用による損傷等が、当該施設の機能を損なわず継続して使用することに影響を及ぼさないこととする」と定められている。その他、



写真 1-1 2011 年東北津波で発生した漂流物の衝突被害。左：福島県相馬港におけるコンテナの衝突。高橋ら(2011)より引用。右：宮城県女川町における船舶衝突。時事通信社(2011)より引用

水門の性能照査では「必要に応じて船舶の衝突による作用を適切に考慮する必要がある」と定められている。もう一つの漂流物被害は、漂流物化した漂流物が背後地や海上に流出し、道路や航路といった緊急物資の輸送路を塞ぐ閉塞被害である。閉塞による被害は構造物に対する被害のような直接的な被害ではないものの、被災地に対する救助や早期の復旧および復興を妨げるという意味では考慮されるべき被害であろう。Kumagai(2013)の調査によると、2011年の東北津波では、3,000個を超えるコンテナが太平洋沿岸の港から流出し、中でも仙台塩釜港で1,700個近くのコンテナが流出したと推定されている。このような漂流物の海上流出は緊急物資の輸送路として期待されている航路や、被災後の防災拠点として期待されている港湾の機能を低下させる。また、津波が起因となる火災、いわゆる津波火災は、可燃物である木造家屋由来のがれきが延焼範囲の拡大要因となっており（日本火災学会、2012）、広義に漂流物起因の被害と解釈することができる。

国の港湾行政の指針となる「港湾の開発、利用及び保全並びに開発保全航路の開発に関する基本方針」（国土交通省港湾局、2023）において、特に戦略的に取り組む事項として「国民の安全・安心を支える港湾機能・海上輸送機能の確保」が位置付けられている。その中では「災害から国民の生命・財産を守り、社会経済活動を維持する港湾・輸送体系の構築」として、「災害時における緊急物資や、国際海上コンテナをはじめとする幹線貨物の一連の輸送ルート構築及び航路等の啓開体制の強化」、「災害時における緊急物資輸送、市民の生活支援、避難誘導等に迅速に対応するため、平常時から必要な情報を共有・利活用できる体制、災害発生後に被災状況、インフラの利用可否等の情報等を遅滞なく提供できる体制等の構築」、「港湾及び港湾背後地での社会経済活動の安全性・継続性の確保のための地震・津波・高潮・暴風等に対する防災・減災対策」などが挙げられている。すなわち、港湾から生ずる漂流物の影響評価技術の開発、あるいは将来発生が懸念される巨大地震に伴う津波による漂流物の被害予測は、我が国の港湾行政において重要な課題として位置づけられるであろう。

漂流物の影響を評価するための手順は、これまで津波の避難施設的设计ガイドライン（国土交通省港湾局、2013）や漁港の津波漂流物対策施設设计ガイドライン（案）（水産庁、2016）などで示されている。また、藤井・今村(2010)では津波漂流物による被害評価の考え方が整理され、甲斐田・木原(2017)では津波漂流物の挙動および衝突力評価技術に関してレビューを行い、津波脆弱性評価のフローを提示している。図 1-1 の漂流物の影響評価フローはこれらの内容を簡潔にまとめたものである。漂流物の影響評価の目的が漂流物の衝突による衝突荷重の算定とその対策なのか、航路や陸路の閉塞の有無およびその対策（例えば、

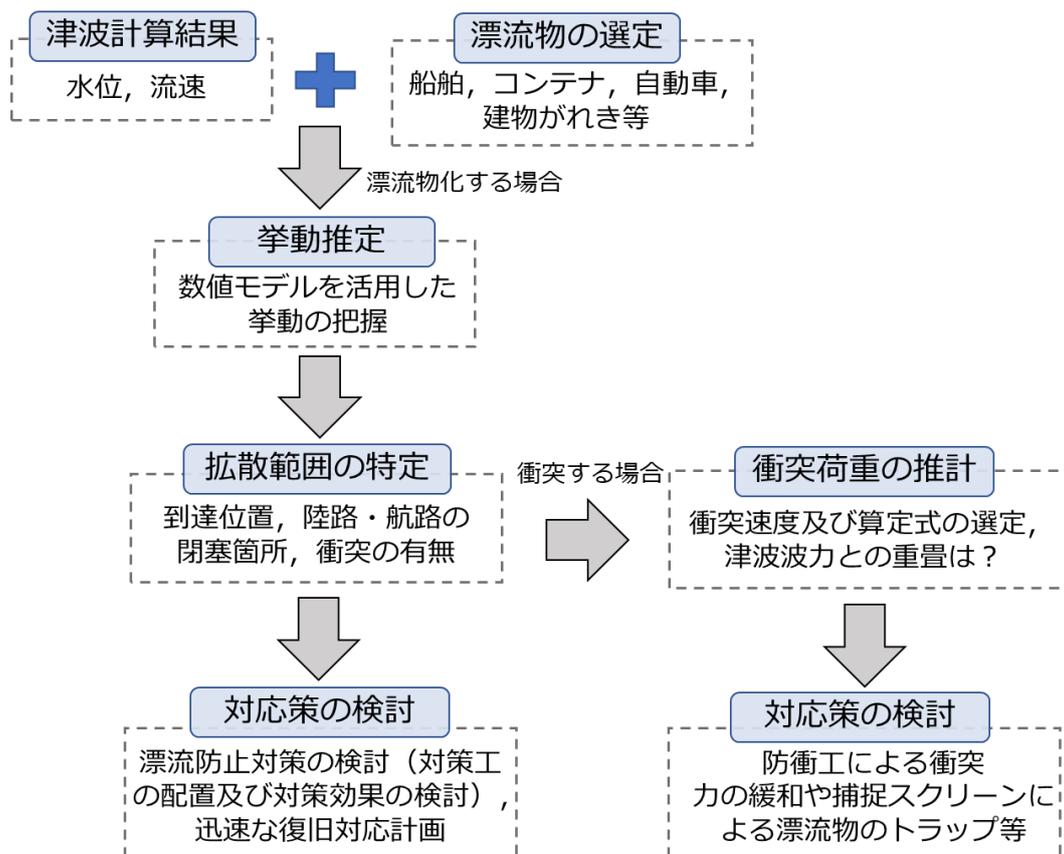


図 1-1 津波漂流物の影響評価検討フロー

啓開などに関する事前の復旧対応計画の策定) なのかによって詳細は異なるが、第一段階目で船舶やコンテナなどの物体が漂流物化するかどうかを判定するという手順は同じである。これは津波の浸水計算の結果があれば、浸水範囲内に漂流物となり得る物体が存在し、浸水深が漂流物の喫水深を上回るかどうかなどを判断基準とすることができる。漂流物化する場合は、第二段階で示した数値計算モデルを用いた挙動推定を行うことで漂流物の拡散範囲を把握することができる。具体的には、漂流物モデルによる漂流結果の時空間データから漂流物の到達位置、陸路や航路の閉塞箇所、衝突の有無などを把握する。なお、漂流物の拡散範囲の把握には、以降の議論を踏まえて、後述する簡易評価手法などを用いず、漂流物の時空間的な位置情報を把握可能な数値計算モデルを活用することとした。漂流物の拡散範囲の把握後、衝突する場合には、衝突体の衝突速度、衝突荷重の推定式の選定と適用、津波波力との重畳の考慮の必要性などを検討した上で被衝突体に作用する衝突荷重を得る。衝突体が被衝突体に衝突することを防止したい場合は、防衝工の設置や捕捉スクリーンの設置などの対策が考えられる。衝突評価が目的ではない場合、漂流物が海上や背後地に流出す

るかどうか、その後航路や陸路の閉塞が生じるかどうかを漂流物モデルの計算結果から把握することができ、流出を防止したい場合の防止柵の設置、港湾 BCP（港湾の事業継続計画）による具体的な対応計画の策定などの対策が考えられる。以上の議論からも分かるように、漂流物の影響評価のためには、数値モデルを活用した漂流挙動の把握が一番肝要な項目であり、数値モデルの精度検証、必要に応じてモデルの改良を検討するべきであろう。

漂流物の影響評価を検討するための手順について数値計算モデルを活用した形で述べたところだが、漂流物被害への理解を深めるために、これまで数値計算モデルの開発以外にも現地調査、水槽実験を用いた研究および技術開発がなされてきた。例えば、Naito et al. (2014) は、2011 年東北津波時の現地調査や航空写真に基づいて、津波発生前のコンテナの蔵置場所を漂流物起源とし、起源から拡散する領域を簡易的に評価する手法を提案している。なお、ここでいう拡散とは乱れなどによって生じる分散を増加させるような輸送機構のことではなく、漂流物の空間的な広がりのことを広義的に拡散としている。Naito et al. (2014) のような簡易評価手法は既知の浸水深と漂流物起源が分かれば漂流物の拡散評価を行える点で有用だが、漂流物の時空間的な情報が取得できない上に複雑な条件への適用性が不明である点に課題が残る。

漂流物を対象とした水槽実験はこれまで多くあり、例えば後藤ら(1982)、松富(1999)、池野・田中(2003)、藤井ら(2005)、水谷ら(2005)、甲斐田ら(2016)などが挙げられ、漂流物の衝突力の算定式構築や適用に着目した実験（例えば、Riggs et al., 2014 など）や、単に漂流物の挙動に着目した実験などがある。近年は国外でも漂流物に関する実験が多く実施され、Rueben et al. (2015)、Goseberg et al. (2016)、Nistor et al. (2016)、Stolle et al. (2017, 2018a, 2018b, 2019) の一連の実験、Park et al. (2021) などがある。このような漂流物実験の結果を通して、漂流物の挙動特性を把握し理解することは重要であるが、その成果をどのように実際の条件や津波発生時の被害予測に適用するのかについては体系化されておらず、日本国内においては数値モデルの検証例題として実験結果を活用する方が多い。

数値計算モデルを活用した研究や技術開発については、これまでに数多くの漂流物モデルが開発されており（後藤ら(1982)、藤井ら(2005)、本多ら(2009)、後藤ら(2006)、川崎ら(2006)、Ayca and Lynett(2021)など）、これらのモデルは漂流物の形状や挙動の近似度、流体モデルの近似方法によって分類することができる。このような漂流物モデルは、現地適用計算（千田ら(2019)、小園ら(2017)、Park and Cox (2019)など）や実験室規模の数値実験（後藤ら(2009)、中村ら(2013)）で活用されている。これら漂流物モデルの適用範囲は、計算負荷によって概ね決定づけられる。計算負荷の高い三次元モデルは水槽実験レベルの計算範囲が適用限界

であるが、その高い計算精度によって数値実験を通じた対策案の検討などに活用することが可能であろう（例えば、中村ら(2013)）。一方、計算負荷の低い質点モデルや平面二次元モデルはその特徴を生かして、背後地や湾を含んだ大スケールの漂流計算を通じた拡散範囲の評価に活用されることが期待されている。なお、各モデルの詳細は2章にて述べる。ただし、広域かつ大量の漂流物モデルを取り扱うことが可能な質点モデル、平面二次元モデルの精度検証のほとんどが比較的単純な地形条件で行われた実験との比較によって行われているため、実領域へのモデル適用性は不明なままである。したがって、沿岸市街地を漂流する漂流物が多数の構造物と接触する場合の挙動や、複雑な分布を有する水深地形や陸上地形での漂流挙動に対するモデルの精度が分からない。また、実際の津波発生時に取得できるデータが限られているため、このような実領域に対するモデル適用性について検討することが難しい。

実現象に対して大胆な仮定を置いている質点モデルや平面二次元モデルについては、実領域への適用性の検討だけが課題ではなく、そもそものモデルの検証自体が十分でない。漂流物の挙動は、浮遊、着底、構造物や別の漂流物体などの他物体との衝突で構成されるため、これらの挙動がはっきりと切り分けられている漂流物実験を検証ケースとして、漂流物モデルの中の流体力評価モデル、接触モデル、衝突モデルの検証を行うことが望ましい。しかしながら、単純な実験条件であっても、浸水深が漂流物の喫水深に対して小さいことや地形模型の不均一性によって漂流過程において断続的に地表面との接触が生じる場合がある。このような実験データを選択することは漂流物モデルの正当な精度評価に繋がらない。

また、質点モデルや平面二次元モデルの多くは、流体力の評価にモリソン式あるいは修正モリソン式を採用している。モリソン型の流体力評価式は、抗力係数と慣性力係数を用いた単純な式で流体力を評価できる大きなメリットがあるため、海岸工学のあらゆる場面で用いられており、実際に計測された流体力に整合することが知られている。しかしながら、このような良い一致を得るのは、本来物体形状や物体周囲を流れる流体の状況（レイノルズ数やフルード数）に依存する抗力係数、慣性力係数の正しい値が既知の場合に限られるであろう。モリソン型の流体力評価モデルを用いた漂流物モデルの検証事例では、これらの係数を用いたパラメータスタディを行い実験の漂流挙動に整合する係数を抽出する過程が取られるが、本来の物理過程を鑑みると疑問が残るアプローチ方法である。以上から、抗力係数や慣性力係数といったパラメータが不要な流体力評価式（例えば圧力値を使用するなど）を採用することが、より汎用性の高い流体力評価モデルに繋がると考えられる。

ここまで漂流物モデルにおける課題を中心に述べてきたが、漂流物モデル単体の精度だ

けでなく、流動モデルの精度も重要である。漂流物モデルにて漂流物に作用する流体力は流動モデルの計算結果に基づき算定されるため、流動モデルの精度への依存度が大きい。しかしながら、流動モデルの検証もそのほとんどが、実験や実際の津波発生時に得られる波高計や検潮データとの比較に限られていて、流動モデルも漂流物モデルと同様、実領域のような複雑地形へのモデル適用性については不明である。近年は、複雑地形に対する流動モデルの検証データ取得のため、実際の沿岸市街地を模擬した陸上模型を用いた水槽実験が行われている（例えば、Park et al. (2013), Prasetyo et al.(2019), 安田ら(2016)）。安田ら(2016)のように浸水範囲の時空間的データを取得し、流動モデルの検証を行っている事例もある。また、Ayca and Lynett(2021)が指摘するように、漂流物と流動モデルの相互作用を無視することもできない。質点モデルおよび平面二次元モデルにおいて、漂流物と流動モデルの相互作用を考慮した漂流物モデルは多くなく、相互作用の有無による漂流挙動の変化について基本的な特性が把握されていないのが実情である。

このような漂流物研究を取り巻く課題に対して、本研究では広域の拡散評価が可能な平面二次元モデルに対して、適切な水槽実験を検証対象として選択することで漂流物モデルの正当な性能評価を行い、沿岸市街地模型を用いた水槽実験との比較を通して漂流物モデルの実領域への適用性を検証することを目的とする。まず、沿岸市街地模型を用いた浸水実験および漂流物実験を通して、複雑地形上の漂流物挙動の特性を把握するとともに、漂流物モデル検証のためのベンチマークデータを取得する。その後、漂流物モデルの実領域への適用性向上のために、多数構造物との同時接触に関する衝突モデル、漂流物底面が海底面と局所的に接触する場合の接触モデルを導入する。さらに、理想実験を通して流体力評価モデルと相互作用の基本特性を把握する。最後に、浮遊時の漂流物挙動が主である漂流実験を対象に流体力評価モデルの検証を行い、そのあとに沿岸市街地模型を用いた水槽実験との比較を通して、モデル全体の検証を行う。本論文の構成について、各章の概要とともに以下に示す。

第2章では、漂流物の拡散評価技術について、既往研究で明らかにされた点および本研究での検討すべき課題について述べる。

第3章では、沿岸市街地模型を用いた浸水実験および漂流物実験の内容を示し、解析手法について述べた後、複雑な地形上を漂流する漂流物の挙動特性について示す。

第4章では、沿岸市街地模型を用いた水槽実験において確認された漂流物と多数構造物の同時衝突、海底面と漂流物底面の局所接触に関するモデル改良について述べるとともに、理想的な数値実験との比較を通してモデルの検証結果を示す。

第5章では、相互作用モデルとモリソン型とは異なる圧力勾配型の流体力評価モデルを実装し、いくつかの理想実験を通して両モデルの特性を把握する。

第6章では、浮遊している漂流物を対象とした漂流物実験、浸水深の大きな漂流物実験を通して、流体力評価モデルに対する精度検証を行う。その後、第4章で実装したモデルの精度検証として、沿岸市街地模型を用いた水槽実験との比較結果について示す。

最後に、第7章において、本研究で得られた結果のまとめと今後の課題を示し結論とする。

第2章

漂流物の拡散評価に関する既往研究について

本章では、既往研究で提案されている津波による漂流物拡散の簡易評価手法について概説し、適用範囲や課題を述べる。ついで、漂流物拡散の評価方法として汎用性の高い漂流物モデルについて、モデルの概要と適用事例について述べる。そして、漂流物モデルの内、実領域における漂流物の拡散を評価するための手法として期待される質点モデルと平面二次元モデルの代表的な2種類のモデルについて、モデルの検証事例や課題をさらに掘り下げることによって、これらの漂流物モデルの検証のために必要不可欠なデータの条件などを整理する。最後に既往研究で抽出される課題と本研究で実施する内容についてまとめる。

2-1. 漂流物拡散の簡易評価手法の構築

一般に船舶に搭載されているAIS (Automatic Identification System : 船舶自動識別装置) データを除くと、浸水を伴うような規模の大きい津波が実際に来襲した際の船舶、自動車、コンテナ、がれきなどの漂流物の位置情報の時刻歴を取得することは難しく、最終的な漂着位置のみが把握できる情報になる。AIS データの詳細は後述する「質点モデルや平面二次元モデルの精度検証」の節にて紹介する。本節では、最終到達位置に関する現地調査に基づく漂流物の拡散範囲を評価する簡易手法とその高度化について紹介する。

2-1-1. 津波発生時の調査に基づく簡易手法の提案

Naito et al. (2014) は2011年東北津波後に撮影された Google Earth の航空写真画像から宮城県仙台市と岩手県大船渡市におけるコンテナ、宮城県名取市と岩手県気仙沼市における船舶の到達位置を特定し、浸水深と漂流物群の情報を用いて漂流物の拡散領域を特定する簡易手法を提案した (図 2-1)。以下に本手法の概要を記す。

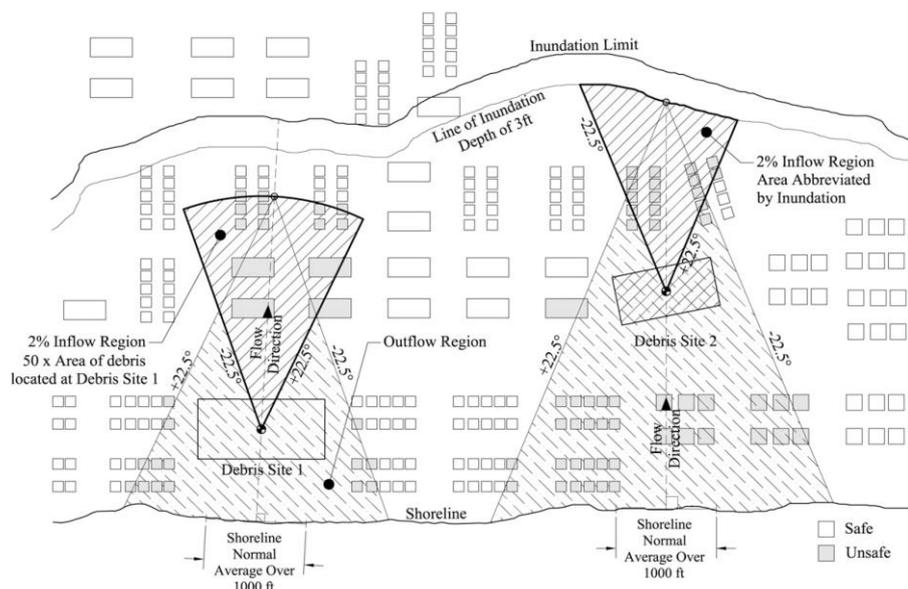


図 2-1 Naito et al. (2014) による漂流物の拡散範囲の設定方法. Naito et al. (2014) より引用.

漂流物群の中心位置を起点として海岸線に垂直な直線を設け、起点から ± 22.5 度の方向に2本の直線を設ける。そして、陸側の境界線と2本の直線で囲まれる領域を漂流物の拡散範囲とする。陸側の境界線は、漂流物群の総面積と漂流物の拡散範囲とした領域の面積の比が2~100%になるように定めるが、浸水深3ft (= 0.91 m) の等値線を超えないようにしている。引き波時には、陸側の境界線と最初に設けた漂流物群の中心位置を通る海岸線に垂直な直線との交点を起点として、同じく ± 22.5 度の直線に含まれる範囲を拡散範囲として定義することを提案した。この手法はASCE7-16 (2016)における漂流物の影響評価基準に取り込まれ、活用されている。この手法は既に津波シミュレーションが行われている地域で簡便に漂流物の拡散範囲を評価することができる点で非常に有用である。しかしながら、最終到達位置に関する現地調査結果に基づいて提案された簡易的な手法であるため、漂流開始から漂着までの過程を把握することはできず、対象地域によっては複数方向から来襲する津波によって拡散範囲外に漂流物が到達する可能性もある。本手法の活用を進め、実務へ適用していくのであれば、手法を適用できる条件（例えば津波の流入方向など）について、更なる研究が必要になる。

2-1-2. 簡易手法における拡散角度の高度化に関する実験

Nistor et al. (2016) は Naito et al. (2014) が提案した ± 22.5 度という拡散角度を彼らが実施した漂流物実験の結果と比較した。Nistor et al. (2016)の漂流物実験では、造波した模擬津波によって陸上の海岸線近くに配置した漂流物模型が移動する様子を追跡した。漂流物の数、列数、角度などを変えた繰り返し実験を行い、陸上を拡散する漂流物の移動距離、拡散角度に対して以下の評価式を提案している。

$$d_{\text{lon}} = 3.58 - 0.09N \quad (2.1)$$

$$\pm\theta = \pm 3.69 \pm 0.80N \quad (2.2)$$

ここで、 d_{lon} 、 θ 、 N はそれぞれ漂流物の移動距離、初期位置からの拡散角度、漂流物の数であり、岸方向の移動距離は漂流物数が多くなると小さくなり、拡散の角度は漂流物数が多くなると大きくなることを示している。

この結果を受けて Stolle et al. (2017) は、貯水槽の初期水位を変えたダムブレイク型造波を用いた漂流物実験を実施した。Stolle et al. (2017) の漂流実験の結果は、Naito et al. (2014) および Nistor et al. (2016) の拡散角度と比較しており、貯水槽の水位が大きくなると Nistor et al. (2016) の提案式よりも拡散範囲が小さくなる傾向にあることを示している。彼らの実験結果から得られた拡散範囲を示す提案式は以下の通りである。

$$\sigma = \frac{1}{h_0} \tan(0.277 + 0.06N) d_{\text{lon}} \quad (2.3)$$

ここで、 h_0 、 σ は貯水槽の設置水位、到達距離における標準偏差である。漂流物の数が増えることによる拡散角度の増大傾向は Nistor et al. (2016) と同じで、 h_0 に反比例、すなわち造波による外力が小さくなると拡散範囲が広がる効果が新たに追加された。

以上のように Naito et al. (2014) から始まった漂流物の拡散範囲に関する評価式は、いくつかの漂流物実験を通して、より厳密な評価式が提案されているものの、Nistor et al. (2016) や Stolle et al. (2017) の結果は水槽実験に基づくもので周囲の構造物などの地物の影響が含まれていない。その意味では断面実験のような条件を仮定できるような地形条件であれば、これらの簡易的な評価式を活用することは可能だろうが、かなり限定的であると思われる。2-1-1. でも記述した通り、このような簡易評価手法は有用で実務への適用も期待できるが、大きさも種類も様々な漂流物の多様性と津波流動の複雑性を考えると適用範囲の点で疑問が残る。このような点から漂流物を模擬した物体の挙動を評価するための数値計算モデルを活用した検討が期待される。

2-2. 津波漂流物モデルを用いた漂流物の拡散評価

2-2-1. 漂流物モデルの種類

漂流物モデルは大きく分けて、三種類に分類することができる。第1に漂流物の形状を無視した質点で漂流物を表現し、平面二次元の流動モデルと連成して漂流物計算を行う質点モデル、第2に漂流物を直方体のような単純な形状で仮定し、平面二次元の流動場における水平方向の並進運動と鉛直軸周りの回転運動を計算する平面二次元モデル、第3に形状の自由度が高く、三次元の流動モデルと6自由度の漂流物モデルを連成して解く三次元モデルである。以下において、各モデルについて概説する。

2-2-2. 質点モデル

漂流物の形状を質点で表現する質点モデルは、後藤ら(1982)、後藤(1983)が開発の起源となっており、開発から40年が経過している現在においても実務計算などで広く活用されている。後藤ら(1982)は、流木を対象とした水理模型実験を通して抵抗係数、付加質量係数、拡散係数を評価した。抵抗力、付加質量力を外力とした運動方程式を解く数値シミュレーションも実施しており、その中で等方性を仮定した流木の拡散を考慮している。具体的には実験で得られた拡散係数(式(2.4))を満たす分散の一様分布乱数を生成し、流木の位置に付加することで拡散を考慮している。

$$\frac{\kappa}{u_* D} = 0.032 \quad (2.4)$$

ここで、 κ は拡散係数、 u_* は摩擦速度、 D は全水深である。さらに、質点モデルでは回転を考慮することができないため、拡散運動と同じ分散の正規分布を仮定し、乱数により回転角を定め、回転角に依存する抵抗係数、付加質量係数を算定している。さらに、後藤(1983)では、流木の水平方向の運動は、慣性、圧力勾配、付加質量、流水抵抗、拡散により記述できるとし、拡散を除く4種類の力のつり合いを決定論的に扱い、拡散は決定論的に定まる流木の位置からのずれとして扱う確率論的な考え方を導入した。提案モデルを昭和43年十勝沖地震津波における宮古湾の津波流動によって漂流する流木に適用し、湾内の津波流動と漂流物の挙動を分析した。

後藤ら(1982)および後藤(1983)における漂流物モデルは、野島ら(2014, 2015, 2016)によってモデルの拡張および実領域計算への適用が行われている。野島ら(2014)は、徳島県小松島周辺を対象に、南海トラフの巨大地震モデル(内閣府, 2012)による津波条件で生じる漂流物リスクについて検討を行った。野島ら(2014)は後藤ら(1982)のモデルに対してコンテナや

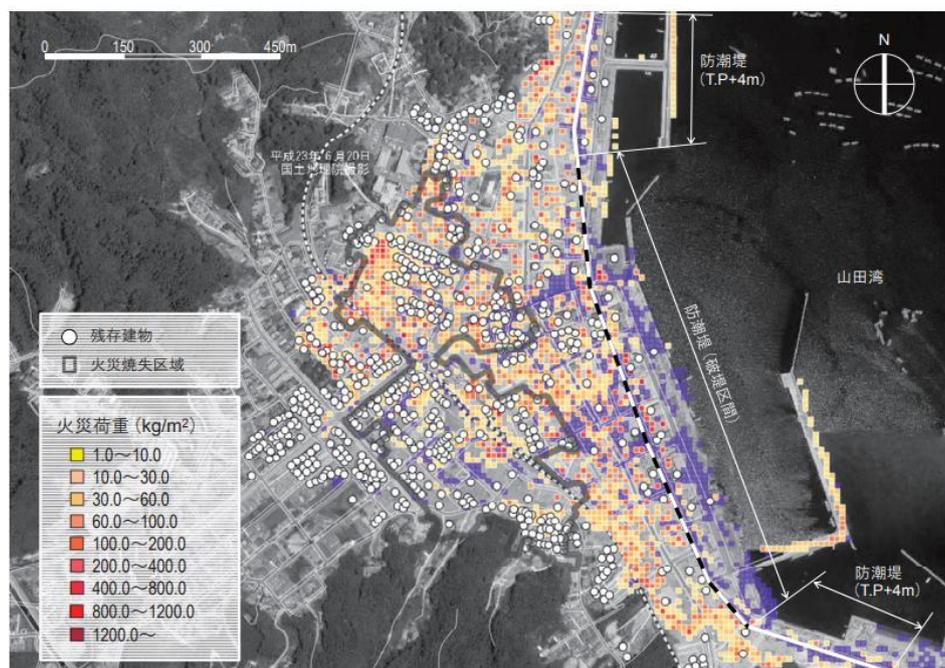


図 2-2 岩手県山田町におけるがれき計算の結果。○は残存建物，カラーは火災荷重を示す (西野ら(2015)より引用)

車両の水没モデルを実装し、漂流物の経路や滞留場所にもたらす影響を検討した。また、船舶、車両、コンテナなど、漂流物シミュレーションで必要となる各種漂流物諸元を先行研究や資料から収集して整理しており、実領域計算を実施する際には参考になる。さらに、野島ら(2015)では、津波捕捉工による捕捉条件を導入することで後藤ら(1982)のモデルをさらに拡張し、様々な条件を考慮した漂流物の拡散評価を可能にした。宇野・有川(2013)のコンテナの漂流物捕捉実験と比較することでモデルの適用性を確認したのち、千葉県館山港を対象とした実領域計算を実施し、捕捉工による背後地への漂流物流出防止効果を評価した。野島ら(2016)では、後藤(1983)による漂流物の移動として考慮される拡散型の変動だけでなく、漂流開始水深や建物地形条件の変動が漂流物の拡散評価に有意な差を生じさせることを示した。

質点モデルの拡張として、西野ら(2015)は後藤(1983)のモデルを用いて津波起因である火災、いわゆる津波火災(日本火災学会, 2012)の延焼要因となる建物由来のがれきに対して拡散シミュレーションを行った。西野ら(2015)は2011年東北津波において、津波の浸水域で2件の火災が発生し、16 haが焼失した大規模火災に発展した岩手県山田町中心部の火災事例に対して、がれきの発生、移動、漂着のシミュレーションを行った。また、浸水域で残

存した建物との衝突を考慮するために、後藤(1983)のモデルに対して、計算メッシュ内に含まれる残存建物量に応じた面積占有率を用いた衝突力評価モデルを導入した。したがって、流動シミュレーションおよび漂流物シミュレーションで残存建物の影響を直接考慮しているわけではない。なお、漂流物同士の衝突による相互作用は考慮していない。がれきの発生に対しては、火災安全工学分野の建材や家具、カーテンなど種類の異なる可燃物の重量を発熱量が等価な木材の重量に換算する火災荷重の考え方を導入し、がれき量を算定している。数値シミュレーションの結果、予測されたがれき分布は火災焼失区域の大部分を包含していたものの、一部の地域で過小評価している結果が得られた(図 2-2)。

Park and Cox (2019) は、アメリカ国西海岸 Oregon 州の Seaside 地区を対象に、Cascadia Subduction Zone で発生が懸念される地震と津波による複合災害に対して、漂流物の拡散予測を使ったリスク評価のための枠組みを提案している。彼らの漂流物モデルにおいて、漂流物の移動は基本的に流体粒子に追従するが、漂流物の移動条件や移動速度に対して漂流物の大きさを考慮した簡易版質点モデルを構築した。その結果、漂流物が浸水の遡上先端に集積する傾向にあること、当該地域における最悪ケースによる津波に伴う漂流物の拡散は、必ずしも最悪の漂流物被害を生じさせるわけではないことなどを示した。また、漂流物の拡散が交通システムなど地域コミュニティに対してネガティブな影響を与えるため、地域コミュニティのレジリエンスを高めるための復興計画、復旧計画構築の必要性を訴えた。

以上のように、質点モデルを用いた漂流物シミュレーションは計算負荷が小さく、大量の漂流物を取り扱うことができるため、港湾スケールよりも大きな湾スケール、背後地を含めた浸水域スケールの漂流物拡散を評価することが可能である。しかしながら、コンテナや自動車、船舶などの流木に比べ大きなサイズを有する漂流物を質点で表現する仮定や、回転や衝突に関するモデルの大胆な仮定の適用性については疑問が残る。

2-2-3. 平面二次元モデル

平面二次元モデルは、平面二次元場の流動シミュレーションと漂流物シミュレーションを連成させる点では質点モデルと同様であるが、漂流物は平面的な形状を有する物体と仮定するため、平面的な回転や運動量保存則を考慮した衝突モデルが適用される。以下では、平面二次元モデルの概要および計算事例を紹介する。

藤井ら(2005)は個別要素法 (Distinct/Discrete Element Method; DEM) により漂流物をモデル化した。一般的に個別要素法で用いる球形要素では船舶のような形状をモデル化することができないため、複数の要素を引張力に抵抗できるバネで連結した間隙バネによるモデ

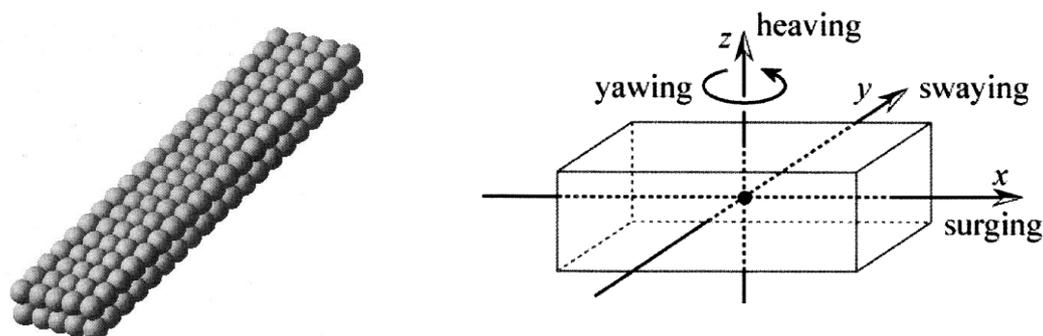


図 2-3 平面二次元モデルで採用される漂流物の形状例. 左: DEM による球体結合 (藤井ら, 2005), 右: 直方体の単一要素モデル (本多ら, 2009)

ル化を行い, 任意形状を表現できるようにした (図 2-3 左). 個別要素法では, 流体力, 重力, 接触力によって構成される並進方向の運動方程式を解くことで1つ1つの要素の速度, 変位を求め, 重心位置と要素間の距離からモーメントを算定することができる. 流体力の評価はモリソン式を適用している. 流動モデルは平面二次元モデルを用いており鉛直方向の流速は解いていないため, 水位変動に伴う浮力の変化および抗力を評価して鉛直方向の運動を解いている. 藤井ら(2005)は, 港湾内の複雑な流れ場における漂流物実験とその再現計算を実施した. 漂流物実験は, 長さ 58 m, 幅 20 m, 深さ 1.6 m の水槽に防波堤と護岸を設置した. 長さ 0.544 m, 幅 0.115 m, 高さ 0.054 m の箱型模型が港湾を漂流する様子をステレオビデオトラッカーシステムで計測した. 漂流物模型は渦による漂流, 護岸への乗り上げ, 防波堤の乗り越えを想定した3か所に設置した. 漂流シミュレーションと比較した結果, 船舶模型の陸上への乗り上げや湾内の大規模渦による回転運動を漂流物モデルで再現できることを示した. 一方, 防波堤との接触や陸上への乗り上げのタイミング, 流体力の計測結果との差異, 流体と漂流物の相互作用の影響については今後の課題としている.

小林ら(2005)は, 津波による流れが比較的緩やかで, かつ波の傾斜による運動が小さく, 漂流物の主たる運動が前後左右の並進運動と鉛直軸周りの回転運動で構成されていると仮定し, 漂流物モデルの構築を行った. さらに, 船体に作用する流れは一定方向からの流れであり, 並進方向の運動については, 潮流抵抗係数 (いわゆる抗力係数) を考慮している. なお, 抵抗係数は浅水影響として漂流物の喫水深と水深の比に依存するものとしている. 開発したモデルを, 中央防災会議想定 of 東南海・南海連動型の地震における尾鷲湾に適用した. 対象とした船舶は, 長さ 265 m, 幅 44.2 m, 喫水深 15.1 m のタンカー船としており, バース近

くにタンカー船がいる状態を初期条件とした。港内の船舶が座礁など重大な影響が生じる可能性を示しつつ、底触後の複雑な挙動解析については今後の課題としている。橋本ら(2009)は、小林ら(2005)のモデルにおける課題である、漂流船舶の座礁時の挙動と局所的でかつ複雑な流れ場における挙動を考慮できないという課題を解決するためのモデル拡張を行った。具体的には、船体を複数のセグメントに分割し、セグメントごとに流体力と海底摩擦力を求め、船体に作用する鉛直軸周りのモーメントを算定する。拡張したモデルを使って、2004年インド洋大津波時にインドネシア・バンダアチェで海岸線から約2.4 km 陸上へ漂流した大型発電船(長さ63 m, 幅19 m, 喫水2.6 m)を対象にした漂物流計算を行った。なお、漂流物の初期位置は衛星画像から判読し、船体形状は箱型で仮定している。実際の陸上を漂流する漂流物に対して、漂着位置に300 mほどの誤差が生じたものの、漂流距離は実際の結果に整合していることを示した。しかしながら、船舶の座礁や停止位置の正確な予測には、漂流経路上の構造物などとの衝突や地形の起伏による抵抗則などをさらに考慮する必要があると言及している。菅ら(2012)は2011年東北津波時に宮城県気仙沼市で生じた船舶漂流に関して、現地調査と航空写真による判読から計39隻の被災した大型船舶の情報を収集し、代表的な2タイプに対して橋本ら(2009)のモデルを用いた漂流シミュレーションを実施した。初期位置、初期角度、船舶タイプ、喫水深を変えた合計6,776回の漂流物計算を実施し、漂着の予測確率と実際の漂着位置を比較した。その結果、実際の漂着位置を概ね再現できるが、初期位置、初期角度の変動は漂流軌道や最終漂着地点に対して大きな影響を及ぼすことが示された。したがって、決定論的な拡散評価ではなく、モンテカルロシミュレーションを用いた確率論的な検討が港湾の津波被害想定に対しては適切であることを主張している。

本多ら(2009)は、港湾空港技術研究所が開発している高潮津波シミュレータ STOC(Storm surge and Tsunami simulator in Ocean and Coastal areas; 富田・柿沼(2005); 富田ら(2015))のサブモデルとして漂流物モデル STOC-DM を開発した。STOC-DM は漂流物の形状を剛体の直方体で近似するモデルである(図 2-3 右)。流体力の評価式には、モリソン式を拡張した池谷ら(2005)のモデルが採用されている。このモデルでは抗力を流体の鉛直方向の移動に伴う抗力と水平方向の移動に伴う抗力の二つに分類し、これらの抗力を水深と喫水深の比(相対水深)によって重みづけする。漂流物に作用する流体力は橋本ら(2009)と同様に、漂流物側面を複数のセグメントに分割することで、局所的に変化する流動の影響を考慮することができる。また、漂流物同士、構造物と漂流物の衝突および漂流物と地表面(あるいは海底面)との接触を考慮することができる。漂流物同士や構造物との衝突については、運動量保存則

を解くことにより衝突後の運動量を得るモデルが採用されており、同じスキームは Ayca and Lynett (2021) にも採用されている。松田ら(2012)は、2011年東北津波時に鹿島港で発生した船舶漂流を対象に STOC-DM の検証を行った。検証用の船舶データについて、AIS データから船舶形状や喫水深、時々刻々の位置情報を取得した。AIS データと漂流物シミュレーションの結果を比較したところ、概ね漂流範囲の傾向を捉えているが、AIS データに比べて座礁時間が長いと航跡が短くなっている。また、菅ら(2012)と同様に、初期の船首方向や船舶位置、喫水のわずかな誤差がその後の漂流範囲に影響を及ぼすことを明らかにした。富田・千田(2016)では、漂流物の拡散を津波の主流方向に対して直交方向の1次元拡散現象としてモデル化した後藤ら(1982)の拡散モデルを平面二次元の拡散現象に拡張した。この拡散モデルを標高一定の陸上模型を対象に実施した漂流物実験と比較し、ばらつきの幅を若干過小評価するものの平均位置を良好に再現することを示した。千田・高川(2019)は、西野ら(2015)と同様に2011年東北津波の津波火災による延焼が拡大した岩手県山田町を対象にした漂流シミュレーションを実施した。千田・高川(2019)は、復興支援調査アーカイブから山田町市街地の被災前の建物分布を再現し、建物破壊とそれによるがれき生成の過程を考慮した流体シミュレーションを実施し、それによって得られた流動場から建物由来のがれきを対象とした漂流シミュレーションを実施した。西野ら(2015)とは異なり、個々の残存建物との衝突現象を考慮している。漂流シミュレーションでは、建物破壊によって生成されるがれきが断片化した場合と建物の形状を維持した場合の2パターンを実施し、漂流特性の違いを確認するとともに、海上流出率の推定値(松村ら, 2014)や福岡ら(2013)の手法によるがれき分布、津波火災の延焼範囲(日本火災学会, 2012)と比較した。それによると、実際の漂着分布や海上流出率が両極端な2パターンの仮定の間にあるものと考えられる結果を得た。

許ら(2015)は、長さ11m、幅7mの平面水槽内に初期角度や位置、船の種類を変えた漂流物実験を実施し、実験結果と漂流物シミュレーションの結果を比較している。漂流物モデルでは、漂流物形状を直方体で近似し、流体力の評価はモリソン式を用いている。この実験では、防波堤背後のような流況が複雑に変化する領域において、他の船体との衝突や局所的に流れの強い場所における船体の向きの不確定性によって船舶模型の最終到達位置のばらつきが大きくなることを示した。また、橋本ら(2009)や池谷ら(2005)が採用している抗力を評価する際に物体側面を分割して各セグメントで流体力を評価する方法と、小林ら(2005)のように重心位置のみで流体力を評価する方法の違いが漂流物の拡散評価に与える影響について検討した。その検討によると、船舶群全体での拡散状況を評価する場合は、側面の分割による精度向上がもたらす効果は限定的である一方、個別の船舶漂流に着目する場合は側面

の分割を考慮することで再現精度が向上することを示した。嶋原ら(2016)は許ら(2015)のモデルを用いて、漂流物モデルの現地スケール問題への適用性について議論した。菅ら(2012)と同様に2011年東北津波時の気仙沼市での事例に着目し、流動シミュレーションおよび漂流物シミュレーションで用いる地形データの違いが漂流物の漂着位置や範囲に及ぼす影響について検討を行った。具体的には、地形データとして建物の配置や高さを地物の形状として取り扱うDSM(Digital Surface Model)と地物を取り除いた標高のみを考慮したDEM(Digital Elevation Model)の2種類を用いた。個別の船舶を対象としたところ、DEMを用いた方が当時の状況に近いはずの津波後のDSMを用いた場合よりも船舶の座礁位置の再現精度が良かった。一方、全35隻の船舶を対象とした場合には、津波後のDSMを用いた方が定性的であるが、実測の漂着範囲を説明できることを示した。

近年は国外でも漂流物モデルの開発が行われており、Ayca and Lynnett(2021)は港内を漂流する大型船舶の運動を予測するために漂流物モデルを開発した。流動モデルにはTitov and Synolakis(1998)が開発したMOSTを用いており、漂流物と流動の相互作用を考慮した漂流物モデルであることが特徴的である。大型船舶の喫水深と港内の水深は同スケールであり、船舶が存在する場合の流動場を正確に表現するためにはこれらの相互作用を考慮することが

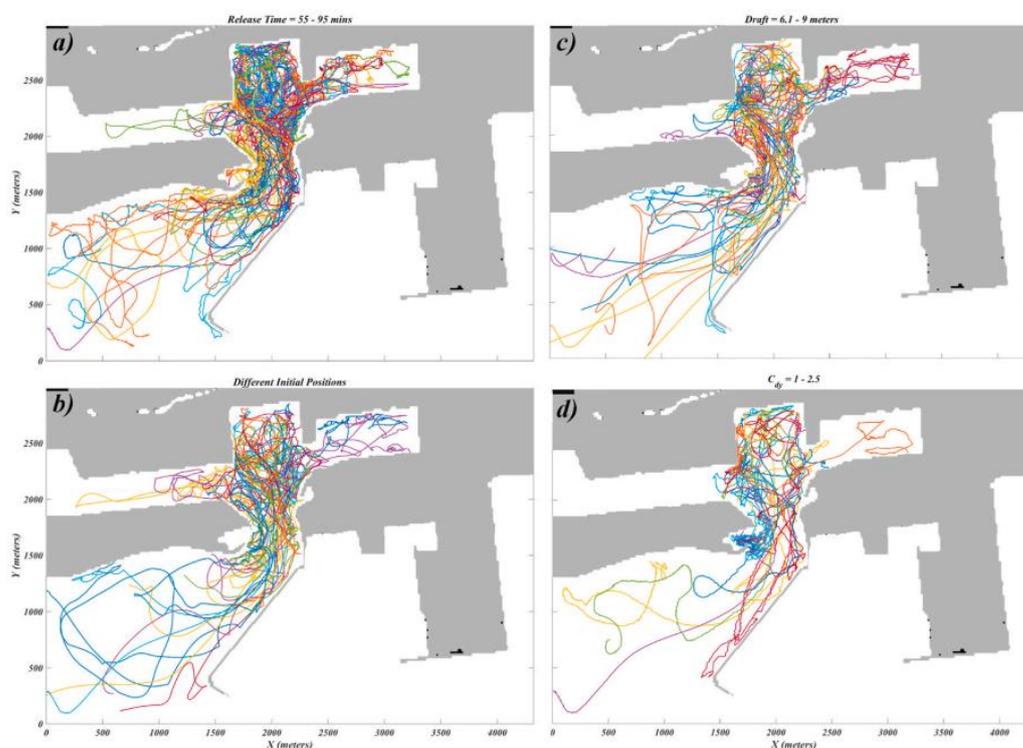


図 2-4 石巻港におけるバルク船の漂流事例の再現計算 (Ayca and Lynnett(2021)より引用)

極めて重要であると主張している。相互作用は、航跡波を対象とする研究で一般的に用いられる方法である船舶が存在することによる水面上の圧力増加として見積もり、MOSTの運動量保存式に対して自由表面の圧力勾配項を付加することで流動場との相互作用を実現した。漂流物モデルは水平軸上の並進運動と鉛直軸周りの回転運動を考慮しており、運動量保存則に基づく衝突モデルも実装されている。開発したモデルを用いて、カリフォルニア州のロングビーチ港に係留された船舶を対象に漂流物シミュレーションを実施したところ、港湾内や港湾周辺の流れは船舶の影響によって変化し、船舶の数が増加するにつれてその影響が強まることが明らかになった。また、2011年東北津波時の石巻港におけるバルク船の漂流事例を対象に漂流シミュレーションを行った。そして、係留策の破断時刻、喫水深、初期位置、抗力係数に対して感度分析を行ったところ、これらのパラメータの漂流軌跡への感度は高く、少しの初期条件の変化であっても漂流軌跡に大きな違いを生じさせることを示した(図2-4)。

以上のように、平面二次元モデルは質点モデルとは異なり、漂流物の形状を直方体の剛体で近似するなどより高い近似度で考慮することができる。これにより、回転や、漂流物側面の各セグメントで変化する流速を用いた流体力評価モデルや詳細な衝突モデルを実現できるようになる。これらのモデルは、計算負荷が質点モデルよりも高くなってしまふものの、大型船舶を対象とした実領域シミュレーションに関する事例は多くある。

2-2-4. 三次元モデル

三次元モデルは流動と漂流物挙動の三次元性を考慮するモデルであるため、計算負荷は高くなるものの、物体の形状の自由度や流動の複雑性の適切な反映という点で平面二次元モデルよりも優れている。

後藤ら(2006)は粒子法のMPS法を用いて浮体の追跡を行った。粒子法はLagrange解析の一種であるため、水塊分裂や飛沫の発生する急変流に対しても自由水面の追跡が容易である(後藤ら, 2006)。浮体は構成する粒子間を連結することによって構成されており、剛体を仮定している。浮体の追跡は、構成粒子間の連結を一時的に解き、水粒子とともに粒子の計算を行った後に、浮体粒子間の相対位置が変化しないよう座標を修正することで行われる。その際に、浮体の重心位置と角運動量を保存した上で座標の修正を行う。後藤ら(2009)では、同モデルを用いて、有川ら(2007)が実施したコンテナの衝突実験との比較を行い、最大衝突力に関して実験結果に良好に対応する結果が得られている。また、コンテナが流下中の回転運動により壁面に対して面衝突しない場合に衝突力が減少するという妥当な結果も

得ている。加えて、実際の現場に即した多段積みコンテナを取り扱っている点も本モデルの有用性を示す証左となる。一方、彼らが研究を実施した2009年当時では広範囲の領域を計算対象とすることは難しく、平面二次元計算との接続を考慮することで計算負荷を抑えており、GPGPUの導入など計算速度向上のための技術開発の必要性についても言及している。粒子法を用いた検討については、増田ら(2011, 2014)や山本ら(2019)の検討があり、いずれも水槽実験との比較を通して粒子法の高い適用性を示している。増田ら(2011)は自由浮体の岸壁上への乗り上げ実験との比較を通して、増田ら(2014)は係留浮体を対象とした水槽実験との比較を通してモデルの検証を行った。さらに増田ら(2014)は浮体式栈橋に係留されている船舶を対象として津波の入射方向を変化させた数値実験を行い、船尾方向に対して90度の入射方向の場合は船舶にかかる係留策張力が大きく低減できることを示した。山本ら(2019)はオープンソースのDualSPHysics (Crespo et al., 2015) を用いて巨礫群の移動解析を行い、DualSPHysicsによる結果が実験における移動量や移動速度を再現できること、巨礫の転倒モードが津波作用時と高波作用時によって異なることを示した。

粒子法のようにLagrange的な流動モデルをそのまま漂流物モデルに活用した事例だけでなく、平面二次元モデルと同様にEuler的な流動モデルと連成させた漂流物モデルもこれまで多く存在する。川崎ら(2005)は川崎ら(2001)が開発した断面二次元の固気液多層共存場に対する統一数値解法に対してSmagorinskyモデルに基づくLES(Large Eddy Simulation) 乱流モデルを導入した多層乱流数値モデルを提案した。さらに川崎ら(2007)では、川崎ら(2005)の数値モデルに対して、渦粘性係数をdynamicに与えるDTM(Dynamic Two-parameter Mixed model) に基づくLESを導入した三次元モデルに拡張するとともに、複数剛体の運動解析法を実装した。川崎ら(2001, 2005, 2007)の一連の研究で用いられているモデルでは、固相、液相、気相で定義される密度関数の移流方程式を解くことにより、各相の移動を追跡することができる。複数の剛体を取り扱う場合は、1つの計算メッシュ内にある各固相の密度関数の和を固相全体の密度関数とする。剛体に作用する流体力は、まず固相を高粘性流体と考え、全相に対して解いた運動方程式の結果を用いて固相領域内の圧力を得る。これらから剛体の並進速度と角速度を算定し、剛体形状を維持するように相対位置を修正する。開発した三次元モデルを浮体の動揺解析、水中崩壊に伴う段波と矩形剛体の衝突・漂流解析に適用し、断面2次元モデルの結果に比べて実験結果を精度よく再現するなど三次元モデルの妥当性を定量的に検証した。

牛島ら(2006)は、牛島ら(2003)が開発した断面二次元モデルを三次元モデルに拡張し、三次元場における漂流物の計算を行っている。このモデルでは、多相場を物性が異なる非圧縮

性流体として取り扱う。開発したモデルを用いて、Rayleigh-Taylorの安定問題および一様流中の球体の抵抗係数を求める計算を行い、妥当な結果を得たことを示している。さらに牛島ら(2008)は、任意形状を四面体要素の集合として表現し、物体間の衝突判定には物体表面付近に配置された接触判定球を利用するT型モデル(牛島ら, 2007)を用いることで、任意形状物体の相互作用と物体間の衝突を扱うモデルへと拡張した。また、牛島ら(2006)では固相密度を考慮して多相場全体の計算を行っていたが、牛島ら(2008)では最初に気液相場を解き、その結果に物体密度を考慮して物体に作用する流体力を求める解法を採用している。なお、物体に作用する流体力は、運動量保存式の内、圧力項、粘性項にセル内に物体が占める体積割合をかけることで算出される。拡張したモデルを、一様流中の円柱周りの流れ、直方体の水中落下過程、波動流れによる立方体ブロックの輸送問題に適用し、実験結果を概ねよく再現できることを示した。青木ら(2015)では、三角形要素で構成される地表面と漂流物の衝突判定球との衝突判定を新たに加えることで、より複雑な地形条件や物体形状に対するモデルの適用性を向上させた。

米山ら(2008)は、川崎ら(2006)や牛島ら(2006)の数値解析モデルは高精度な予測が可能である一方、広範囲の漂流予測を行うためには計算負荷が高いことを指摘している。そこで、米山ら(2008)は、気相の解析を行わず、漂流物を移動する境界とみなした漂流物モデルを開発した。漂流物を含めた境界形状を適切に取り扱うためにFAVOR(Fractional Area Volume Obstacle Representation)法を、水面形状の推定にはVOF(Volume of Fluid)法を採用することで、計算格子に沿わない漂流物の複雑な挙動を解析することが可能になった。また、米山ら(2009)では漂流物の三次元挙動を解析できるようにモデルを拡張し、2種類の水理模型実験との比較を通してモデルの検証を行った。米山ら(2008, 2009)では計算セル内に含まれる漂流物表面に作用する圧力と粘性力を全作用面で計算することで各軸方向の流体力を評価する。陸上に漂流物を設置した実験ケースに対して、漂流物の動き出し時の挙動に課題が残ったものの、漂流物の挙動および位置の時間変化は実験と概ね一致し、開発したモデルの妥当性が確認された。

木原ら(2013)は静水圧三次元浅水流モデルC-HYDRO3Dに漂流物モデルを実装した。漂流物に作用する外力はモリソン式を採用した。鉛直方向の運動方程式も考慮しているが、木原ら(2013)の検討では、C-HYDRO3Dで計算する流動場において、鉛直層を1とした平面二次元解析を行っていることに注意する必要がある。流体力に作用する流速や抗力係数、慣性力係数の不確実性を考慮し、藤井ら(2005)の港湾を模擬した漂流実験との検証計算を行った。その結果、港湾内を回転する時計回りの運動は再現できるものの、回転移動の軸が実験と異

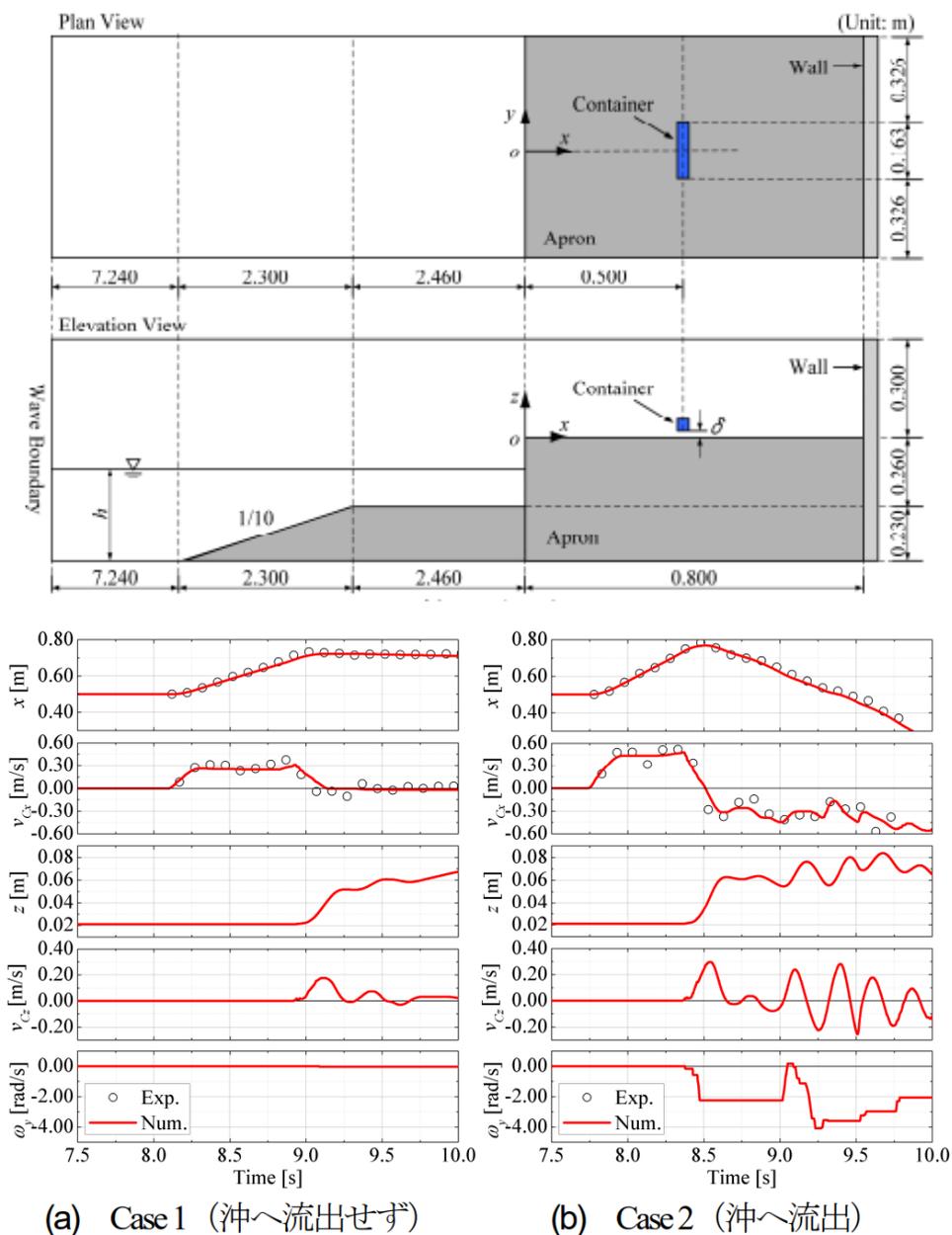


図 2-5 中村ら(2012)における岸壁上のコンテナ漂流に対する数値計算例. 上: 計算領域, 下: 計算結果. 赤: 計算, 白丸: 実験 (中村ら(2012)より引用)

なっていた. これは港湾内での水平渦の中心位置がずれていたことに起因する.

中村ら(2010)は流体, 構造, 地形変化の3者間相互作用を考慮した三次元流体・構造・地形変化連成数値計算モデルを開発した. このモデルの支配方程式は, 構造物の移動や地形変化を取り扱えるように拡張した連続式と Navier-Stokes 方程式に基づく LES である. 気液界

面を追跡する VOF 法を改良した MARS(Multi-interface Advection and Reconstruction Solver)に基づく VOF モジュール, 構造物 (以下, 漂流物と記す) の運動を取り扱う体積力型埋め込み境界(Immersed Boundary; IB)法に基づく埋め込み境界モジュールが採用されている. 体積力型 IB 法(Kajishima et al., 2001)は漂流物を各計算格子での体積率 F_{ob} で表現し, 漂流物の内部では漂流物速度になるように体積率 F_{ob} に基づいて相互作用力ベクトルを作用させる手法である. 実際は, 流体流速 \mathbf{u}_f と漂流物速度 \mathbf{v}_d を用いて, 体積平均速度ベクトル \mathbf{v} を以下のよう

$$\mathbf{v} = (1 - F_{ob})\mathbf{u}_f + F_{ob}\mathbf{v}_d \quad (2.5)$$

また, 漂流物に作用する流体力 $f_{i,ex}$ は, Xiao et al.(1997)に倣い表面に作用するせん断力による影響が小さいと仮定すると以下の通り表される.

$$f_{i,ex} = \sum_{\text{all cell}} F_{ob} \left(-\frac{\partial p}{\partial x_i} + \rho_{ob}g_i \right) \quad (2.6)$$

ここで, p , ρ_{ob} , g_i は圧力, 漂流物の密度, 重力加速度である. この漂流物モデルをコンテナの流出現象を取り扱った水理模型実験(中村ら, 2011)によって検証した(中村ら, 2012). 計算領域とコンテナ配置は図 2-5 上の通りである. コンテナ模型の移動距離, 移動速度について実験結果と良い一致を示すとともに, コンテナが沖へ流出する過程を適切に再現した(図 2-5 下). さらに, 同モデルを用いてコンテナの海上流出を防止する対策工について検討を行い, エプロン端に対策工を設置した場合に海上へのアクセスのしやすさとトレードオフではあるものの, 流出対策工の高さを上げることでコンテナ流出を防止できる可能性を示した.

以上のように, 三次元モデルは, これまでの質点モデルや平面二次元モデルに比べると, 流動モデルと漂流物モデルに対して三次元挙動を考慮するため, 計算の対象領域が格段に狭くなる. これは挙動や形状の複雑さによって計算負荷が増大するためである. しかしながら, いずれのモデルも水槽実験との比較を通して高い計算精度を有していることが確認されており, 後藤ら(2009)や増田ら(2014), 中村ら(2012)のような実際の条件に近い数値実験を実施することで実現象の理解や漂流物対策の策定につながることを期待される.

表 2-1 に本節でレビューした漂流物モデルを整理する. モデル毎に明らかな特徴があり, 評価対象とする現象や領域によって選択するモデルを決定する必要がある. 例えば, 広域かつ大量の漂流物を対象とした拡散評価を行いたい場合に三次元モデルを用いることは計算負荷の点から難しく, 質点モデルか平面二次元モデルを選択するべきであろう. 一方, 港内の一部の領域における拡散かつ当該領域内の構造物に対する衝突評価を行いたい場合, 構造物周りの複雑流れを再現不可能, かつ漂流物の大きさや回転を考慮できない質点モデル

で評価を行うべきでないことは自明であろう。加えて、モデル選択の際にはモデルの計算精度にも注意する必要がある。三次元モデルにおいては、現状の計算負荷を鑑みると水槽実験との比較を通じた精度検証で十分であり、上述した漂流物対策の策定に繋がる数値実験などへの活用が期待される。一方、質点モデルや平面二次元モデルは、現地への適用が前提にある漂流物モデルであるため、水槽実験との比較もさることながら現地データとの比較を通じた精度検証を行うことが必要であろう。次節では質点モデルおよび平面二次元モデルにおける精度検証に関して詳述する。

表 2-1 漂流物モデル一覧

	質点モデル	平面二次元モデル	三次元モデル
漂流物形状の自由度	低 (質点)	中 (直方体, DEM による結合)	高 (任意形状)
流体モデル	平面二次元	平面二次元	三次元
自由度 (運動方程式で解く物理量の数)	2 (水平軸の並進のみ)	3 (水平軸の並進, 鉛直軸周りの回転, 一部 6 としているモデル有)	6 (3 軸方向の並進, 3 軸周りの回転)
流体との相互作用	一部, 流体力の反力を運動方程式に反映させるモデル有	流体力の反力, 漂流物による自由水面の圧力増加	FAVOR 法, 体積力型 IB 法, 粒子法等
漂流物同士や構造物との衝突	考慮しない (一部モデル化した例も)	考慮する	考慮する
計算対象領域, 対象とする漂流物数	広域, 多 (湾スケールの数万個)	広域, 中 (港湾~湾スケールの数十~数百程度)	狭, 少 (岸壁近傍, 構造物近傍等限られた範囲, 数個程度)
計算対象に対する精度検証	×	×	○
計算負荷	小	中	高

2-3. 質点モデルおよび平面二次元モデルの精度検証

2-3-1. 水槽実験との比較検証

富田・千田(2015)や富田ら(2019)では、陸上に設置した漂流物群の平均的な挙動やばらつきに対して平面二次元モデル STOC-DM を用いた検討を行っている。富田ら(2019)の撮影動画の解析結果によると、漂流物が流下途中の着底により回転が生じる場合や遡上津波が漂流物模型に衝突する際に複雑な流動挙動を示す場合があることを報告している。富田・千田(2015)で示した漂流実験も同様である。このような複雑で激しい流動変化が伴うような漂流物実験の検証においては、実験結果との差異が流動モデルの精度不足か漂流物モデルの精度不足によるものか判断することが難しい。さらに、漂流途中で断続的に着底が生じるような小さい浸水深の場合には、漂流物モデルにおける流体力評価式のモデル精度か地表面との接触モデルの精度が不足しているか判断できない。また、水位計や流速計による密な観測データがあれば流動モデルの精度検証を行うことができるが、漂流物群を対象とする場合は空間的に流動場が変化することが予想できるため、Rueben et al. (2015) のように画像解析による遡上津波の空間データを取得することが望ましい。

倉原ら(2020)は富田・千田(2015)や富田ら(2019)と同様に STOC-DM を用いて、倉原ら(2019, 2020)による水槽実験の比較を行っている。この漂流実験(図 2-6 上)は水槽の流下方向 6 m の範囲内に 5 つの水位計、1 つの流速計で流体の計測が行われている。造波条件も単純で、浮遊による漂流移動が主な移動形態なため、漂流物の流体力評価式の検証を行うには適していると考えられる。水槽実験は岸壁模型上に 0.25 m の浸水があり、コンテナ模型が浮遊している状態を初期条件としている。ゲート開放によって引き波を生成し、浮遊時、着底時のコンテナの挙動を計測した。ゲート開放からの移動速度についてモデルと比較すると、慣性力係数 C_m が 0 の場合に実験結果と整合することを示した(図 2-6 下)が、この場合に、移動速度が流体速度よりも大きくなる不自然な挙動を示す時間帯があった。なお、流動モデル STOC-ML は計測値を精度よく再現していたため、この漂流物挙動の差異は、STOC-DM における流体力評価モデルの評価精度によるものであると考えられる。

小園ら(2016)は密度が大きく滑動や転動といった底面移動が主要な移動形態である漂流物挙動と浮遊による漂流移動が主要な移動形態である漂流物挙動の両方を包括的に表現することができるモデル化を提案している。大窪ら(2004)の津波石を対象とした漂流実験との比較を通して提案モデルの検証を行った。大窪ら(2004)の実験はダムブレイク型の造波によって生成した津波によって斜面上に設置した漂流物がどのような挙動を示すか調査しており、押し波と引き波による漂流物の挙動を整理している。また、特定の造波ケースにおいて、

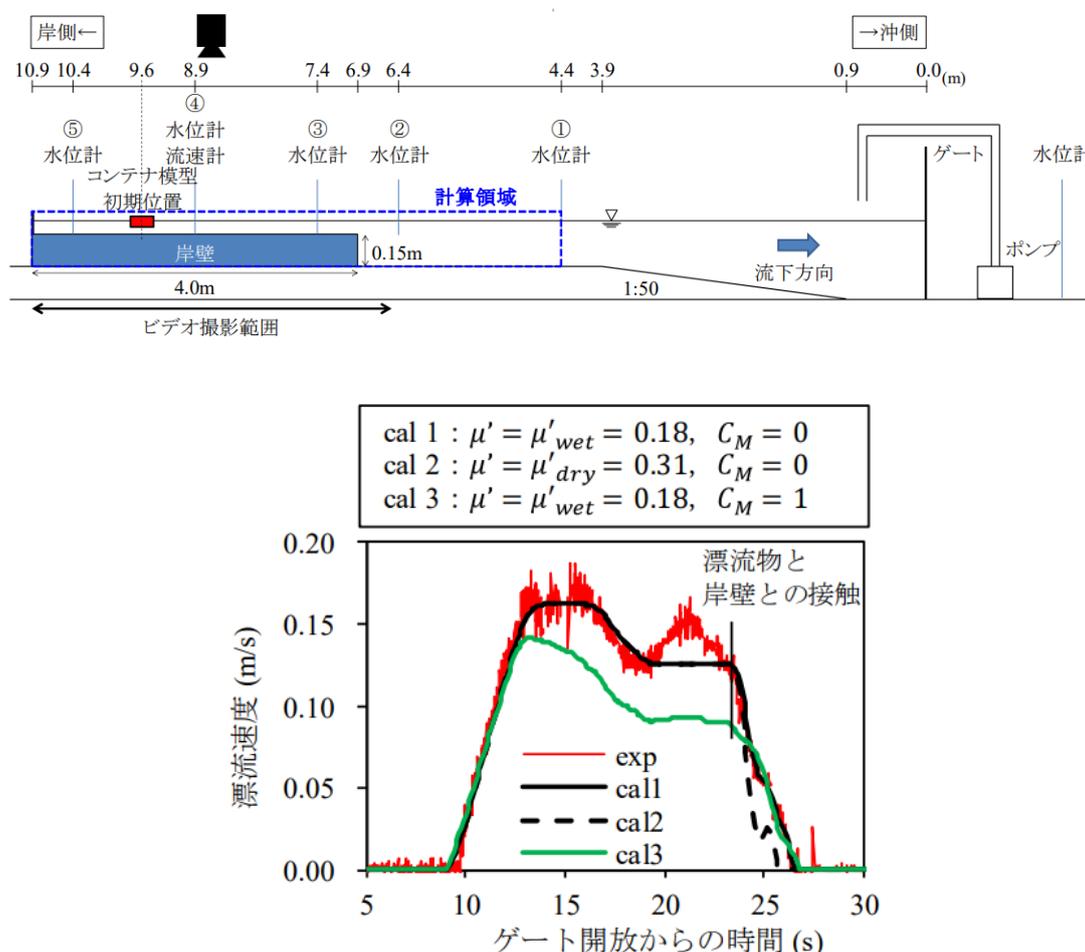


図 2-6 倉原ら(2019, 2020)の実験概要 (上) と計算結果 (下). 計算は慣性力係数や摩擦係数を変えて実施された (倉原ら(2020)より引用)

水路および斜面上で 20 cm おきに流速を測定しているが、論文には詳細な情報はなく、流動モデルの検証に採用することはできない. 小園ら(2016)の結果では、押し波時の移動は実験結果をよく再現できているが、引き波による移動量については、実験結果よりも過大評価している. 小園ら(2016)は引き波時の流速を過大評価しているためと推測しているが、計測結果との比較検証ができないため、誤差の要因については不明である.

2020 年には「津波解析技術の向上を目指し、実験データとの比較・検討、そして「開発」を行う」津波解析ハッカソンが開催され、日本国内の津波に関する数値モデルの大々的な検証が行われた. 漂流物モデルに関しても Morita et al. (2022) と Stolle et al. (2018) の実験に対して再現計算やモデル間比較が行われた.

Morita et al. (2022) は、水槽実験の概要と結果、漂流物モデル間で相互比較した結果を整理した。水槽実験は長さ 8.78 m、幅 4.5m、高さ 0.585 m の水槽に長さ 4 m、幅 2 m、高さ 0.265 m の平面部を設置して行われた (図 2-7)。実験に用いた漂流物モデルの長さ、幅、高さ、喫水深はそれぞれ 0.04 m、0.04 m、0.02 m、0.012 m である。平面部に 4 つの漂流物モデルを等間隔で設置し、漂流物背後の静止構造物がないケース、1 つあるケース、2 つあるケースの 3 ケースを数値シミュレーションにおける解析対象とした。静止構造物は 1 辺 0.1 m の立方体である。初期の静水面高さは 0.265 m とし、約 0.045 m の高さを有する孤立波を入射して、平面部の漂流物挙動を解析した。漂流物挙動は高速度カメラで撮影された画像を解析することで取得した。実験解析の結果を図 2-8 に示す。実験は同一条件で 30 回繰り返し実施された。この結果を見ても分かるように、単純な実験条件ではあるものの流下方向、流下方向に対して直角方向 (横断方向) どちらとも実験間のばらつきが大きい。著者らは、このばらつきの要因として、平面部の微小な変動や勾配によって漂流物底面と地表面の接触が生じ、漂流物の減速や回転が生じたためとしている。そのため、流下方向に進むにつれて横断方向のばらつきは徐々に大きくなる。図 2-8 に実験結果に重ねて各漂流物モデルにおける漂流物位置の変化を示す。なお、Morita et al. (2022) では各モデルの計算条件は論文に記載があるものの、それぞれがどのモデルか特定できる情報はない。静止構造物がない E01 ケースにおいて、Model3 が実験における移動距離の最大値付近で停止しているのに対し、Model1 や Model2 は概ね平均値付近で移動を停止している。静止構造物を 2 つ設置した E08 ケースでは、Model1 で構造物による横断方向の変動が生じていないが、他 2 つのモデルで

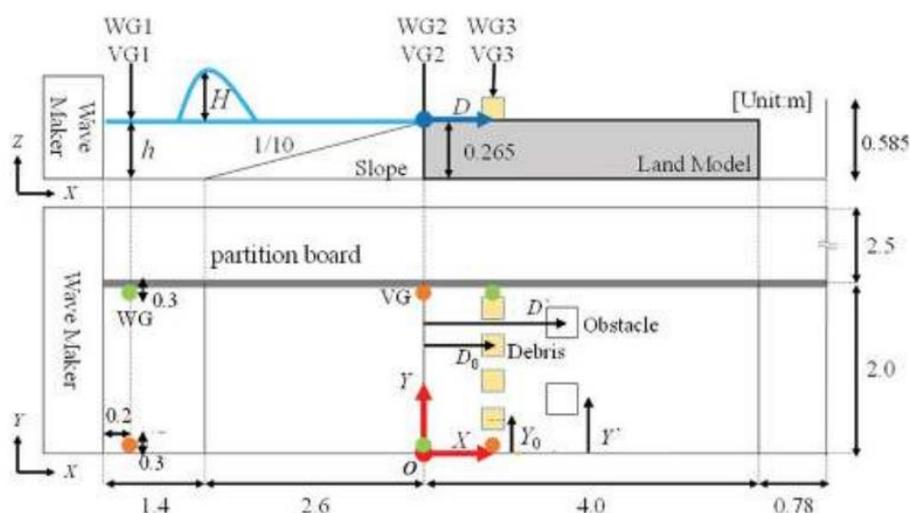


図 2-7 Morita et al. (2022)で実施された水槽実験のレイアウト (Morita et al. (2022) より引用)

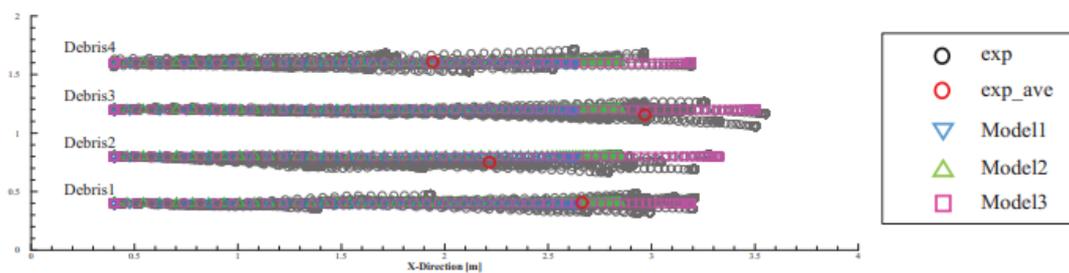


Fig. 7. Time series of drift motion between experiment and numerical simulation in case E01.

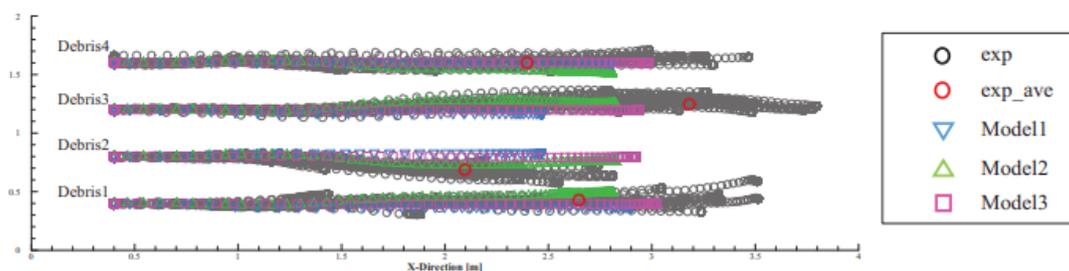


Fig. 8. Time series of drift motion between experiment and numerical simulation in case E08.

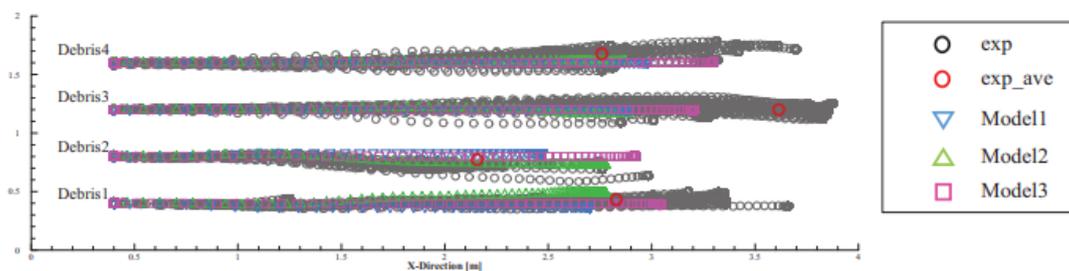


図 2-8 Morita et al. (2022)の実験と漂流物モデルの比較結果. 上：静止構造物なし (E01 ケース), 中：静止構造物 2 つ (E08 ケース), 下：静止構造物 1 つ (E09 ケース), 黒：実験値, 赤：30 回の繰り返し実験で得られた漂着位置の平均値, 青：Model1 による結果, 緑：Model2 による結果, マゼンタ：Model3 による結果 (Morita et al. (2022) より引用)

はその傾向が表現できている. しかしながら, 流下方向に対する移動距離の再現精度は E01 ケースに比べると低い. 最後に静止構造物を 1 つ設置した E09 ケースでは, すべてのモデルで構造物が存在する側に配置された漂流物 2 つの移動距離は, そうでない 2 つの移動距離よりも小さくなっている (実験でもそのような傾向にあるように見える). この漂流実験の結果をみると, 静止構造物がない単純な実験条件においても, 流下方向の移動距離の平均位置が横断方向に対してばらついていたり, 流下方向に対しても平均±1 m ばらついていた. 移動距離が横断方向で不規則なのは側方壁の影響もあるが, それにしてもばらつき

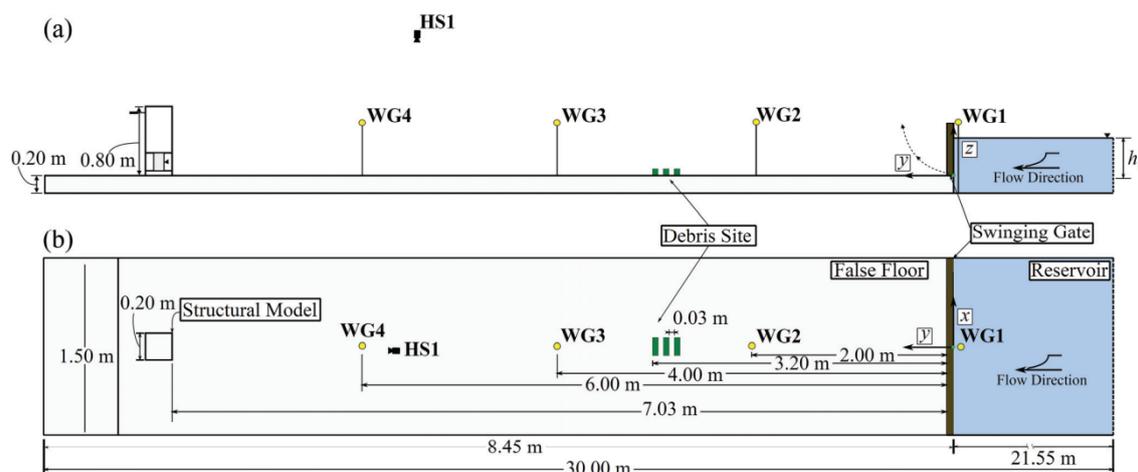


図 2-9 Takabatake et al.(2021)で検証した Stolle et al. (2018)の水槽実験のレイアウト
(Takabatake et al. (2021) より引用)

が大きすぎる。著者らが述べるような地表面との接触が支配的な場合、上述したことの繰り返しになるが、漂流物モデルの流体力評価モデルあるいは地表面との接触モデルのどちらが要因となって実験結果との乖離が生じているかが分からない。したがって、漂流物モデルの正当な評価をすることが難しい。

Takabatake et al. (2021) は Stolle et al. (2018) の実験に対して、4つの平面二次元モデルによる再現計算の結果を整理した。4つの平面二次元モデルの内訳は、Kihara and Kaida (2020) , 許ら(2015), STOC-DM, 野島ら(2017)による漂流物モデルである。Kihara and Kaida (2020) のモデルは木原ら(2015)のモデルと若干異なり、流体力の評価に修正モリソン式を採用している。また、野島ら(2017)のモデルは、円柱状の要素の集合体として漂流物を表現したモデルであり、4つのモデルの内唯一、流体力の反力をフィードバックすることで流体と漂流物の相互作用を考慮したモデルである。Stolle et al. (2018) の実験は、長さ 30 m, 幅 1.5 m, 深さ 0.8 m の水槽を用いて行われ、ゲート急開によるダムブレーク造波により陸上に配置した漂流物の挙動を水槽上部に設置したカメラで撮影した。漂流物模型の長さ、幅、高さはそれぞれ 0.15 m, 0.06 m, 0.06 m, 喫水深は約 0.031 m である。漂流物模型は図 2-9 にあるようにゲート位置から約 3.2 m の位置に 0.03 m の間隔を空けて 3 列設置した。漂流物設置の前面の 1 か所、設置の背後に 2 か所波高計を設置し、流動モデルの再現性検証に用いた。図 2-10 は各モデルによる漂流計算の結果の内、移動速度に関する実験結果との比較である。実験の推定結果にて振動かつ負の移動速度が見られるが、これは漂流物に遡上津波が衝突した際の津波の跳ね上がりによって漂流物挙動の追跡精度が低下したためである。各モデルと実

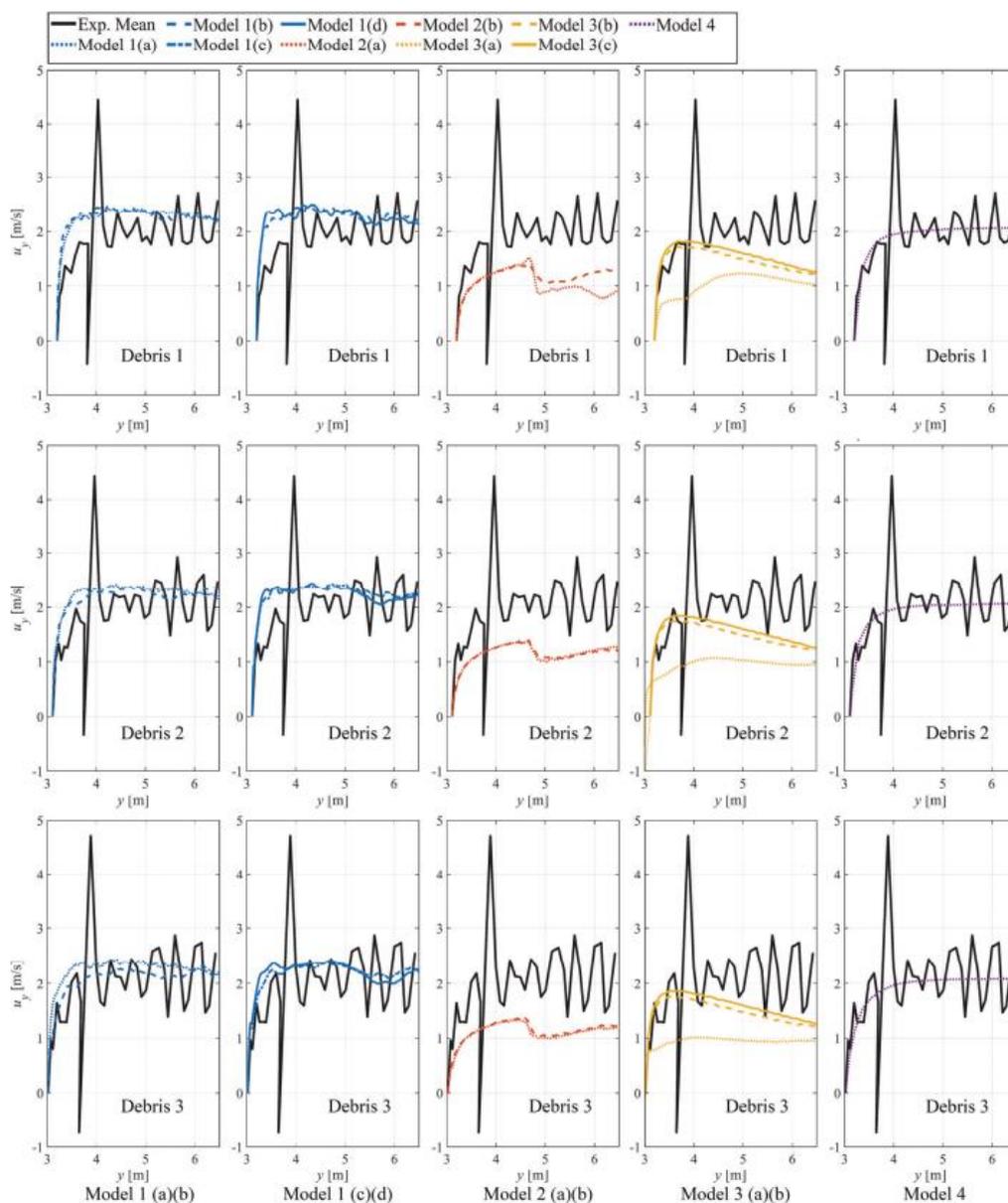


図 2-10 漂流物の移動速度の比較. 上 : Debris 1 (最も岸側の漂流物), 中 : Debris 2 (中間), 下 : Debris 3 (最も沖側の漂流物), 青 : Model1, 赤 : Model2, 黄 : Model3, 紫 : Model4 (Takabatake et al. (2021) より引用)

実験結果との比較を要約すると、1) ゲート近くに配置された漂流物は抗力係数や慣性力係数の変化に対する感度が高く (Model1 の結果)、2) 流動計算の結果が漂流物の移動速度の精度に直結し (Model2, Model3 の結果および Model4 の結果)、3) 漂流物と流体の相互作用の有無によって漂流物の移動速度に対する再現精度に違いが生じる。その一方で、Takabatake et al. (2021)は流動モデルの結果が各モデルで異なるため漂流物モデル単体の精度評価をす

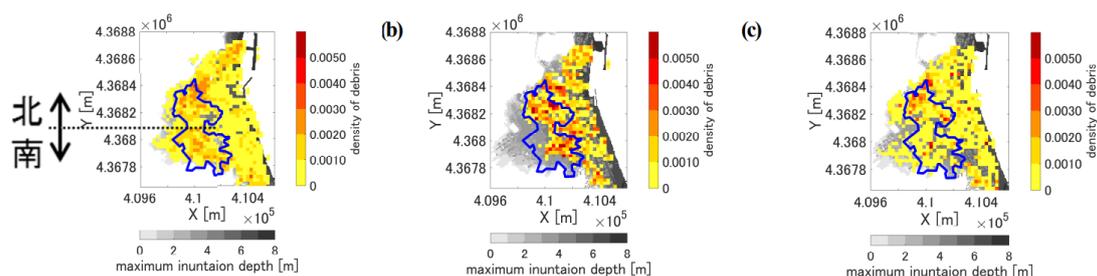


図 2-11 千田・高川 (2019) で得られたがれきの空間分布. 左: 航空写真からの推定値, 中: 建物形状を保持した場合の結果, 右: 建物の破壊によってがれき化した場合の結果, 青: 延焼範囲 (千田・高川(2019)より引用)

ることが難しく, 同じ流動データを使ってモデル間比較をすることで漂流物シミュレーションにおける最も影響力のあるパラメータを特定することができると指摘している. また, 詳細な時空間流動場に関する実験データセットの重要性についても指摘している.

以上のように, 津波解析ハッカソンにおける漂流物モデル間の相互比較という取り組みは興味深く有意義なものであるが, Takabatake et al. (2021) が指摘するように, モデル検証用の十分な実験セットが不足していること, 流動モデルによる精度も異なるため, 単純なモデル比較ができず, 漂流物モデルの精度に対して正当な評価をすることができないことが課題としてあげられるであろう.

2-3-2. 現地データとの比較

津波発生時に取得できるデータは限定的で, 現地調査や Naito et al.(2014)のように航空写真から取得できる漂流物の分布, ビデオ映像, 船舶に搭載されている AIS データであろう. このうち, ビデオ映像は, 定点カメラやニュースで空撮された映像, 避難者によって撮影された映像などがあるが, 船舶などの漂流物を捉えた映像はあまり多くない. Naito et al.(2014)のような航空写真を用いた解析は, 日本国内では建物がれきに対して実施されている. 福岡ら(2013)は発災後のがれきの堆積範囲や堆積量を迅速に把握するための手法を提案した. これは航空写真を利用した画像解析と航空レーザ測量データを利用した解析を組み合わせることにより, 地上のがれき量を定量的に把握するもので, この解析手法は今津ら (2016) の研究にも活用された. 三戸部ら(2022)は 2011 年の東北津波時に宮城県 5 地点, 岩手県 5 地点で撮影された航空写真に対して畳み込みニューラルネットワーク (CNN) による地表物分類を適用し, がれき判別への有効性を検討した. このような建物由来のがれきの分布を数値シミュレーションを用いて再現しようとした研究として千田・高川(2019)(図 2-11)がある. 千田・高川(2019)の概要については, 2-2-3. を参照いただきたい. この研究の中ではがれき



図 2-12 石巻港における船舶挙動 (浅井(2017)より引用)

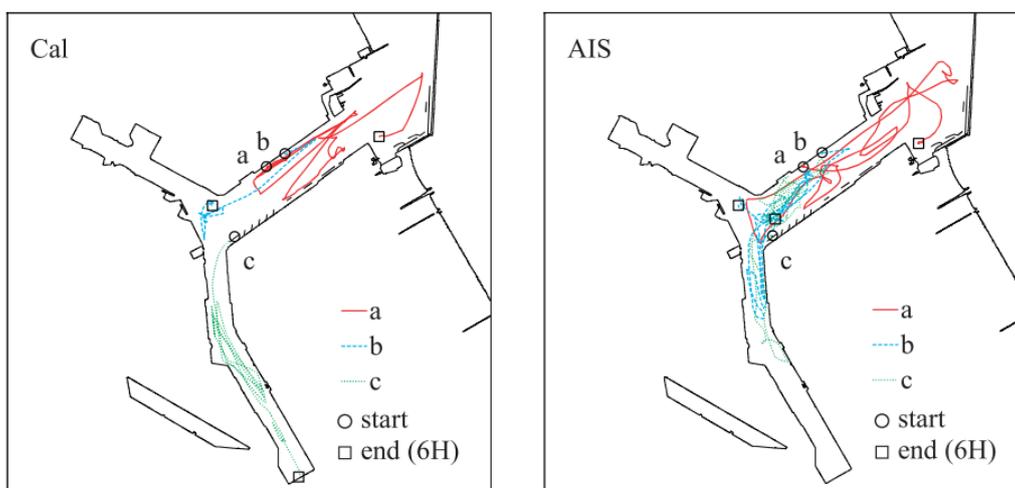


図 2-13 鹿島港で漂流した船舶の再現計算. 左：計算結果, 右：AIS データ (松田ら(2012)より引用)

の堆積分布だけでなく、がれきの海上流出率という観点からも計算結果の検証を行っているが、浸水域内の流動過程やそれに伴う建物の破壊過程、がれき生成過程に対する不確実性が大きく、漂流物モデルを評価することが難しい。

冒頭に記したように、AIS (Automatic Identification System : 船舶自動識別装置) はすべての旅客船と国際航海に従事する 300 トン以上の船舶および国際航海に従事しない 500 トン以上の船舶に対し搭載が義務付けられている。港湾の施設の技術上の基準・同解説(2018)に

よると、全長 55 m の中長距離フェリーの代表値が 400 トンであり、漁船やプレジャーボートなど小型船舶を除けばほとんどの船舶が AIS を搭載していると考えてよさそうである。近年は搭載義務のない漁船に対する簡易 AIS (AIS より出力が小さく、情報項目が少ない) が開発され、普及の促進が行われている。浅井(2017)は 2011 年東北地方太平洋沖地震津波における船舶の AIS データを元に船舶の実挙動を分析し、港外退避の様子や港内で津波によって漂流する様子などを分析している(図 2-12)。浅井(2017)によると船舶の「操舵可否」および「喫水深と浸水深の大小関係」が船舶の陸域漂流に対する重要な要因になっており、「操舵不可」および「喫水深<浸水深」を満たした船舶 16 隻の内 7 割以上の 12 隻が陸域に漂着したことなどを明らかにした。AIS データを活用した漂流船舶の数値シミュレーションに関する研究については、松田ら(2012)が 2011 年東北津波時に鹿島港で発生した船舶漂流を対象に STOC-DM の検証を行っている(図 2-13)。また、津波時ではないものの、2018 年大阪湾を来襲した台風 21 号による船舶漂流の事例に対する数値シミュレーションが徳永ら(2019)によって行われており、AIS データが活用されている。このように津波発生時あるいは台風発生時の AIS データは、今後数値シミュレーションの精度検証時の真値として活用されることが期待される。その場合、乗組員による操縦を試みている場合があるので、データ活用時には留意する必要がある。

漂流物のデータに加えて流動場のデータも取得できると良いが、漂流物のデータと同様に実際のイベント発生時の時空間データを取得することは難しい。例えば、林・越村(2012)は 2011 年東北地方太平洋沖地震津波で撮影された空撮映像から陸上を遡上する津波の遡上速度、流速を推定した。流動シミュレーションの結果と推定値の比較を行い、地形条件のモデル化の乖離や先端部のがれきの集積の未考慮により遡上速度を過大評価していたとした。このような画像解析の例として、Borrero et al. (2006), Fritz et al. (2006, 2012), Admirer et al. (2014) がある。Admirer et al. (2014) は 2011 年東北地方太平洋沖地震津波でカリフォルニアで撮影された動画から画像解析によって流速を推定するだけでなく、カリフォルニアの湾内および港内に設置されていた ADCP で計測された流速の結果も示し、流動モデルと比較した。このように実際の津波発生時に取得、あるいは推定されたデータがあり、流動モデルの比較検証が行われているが、その事例は多くはない。

2-3-3. 水槽実験による流動場の面的把握

これまで漂流物モデルの精度検証事例やそのためのデータについて述べてきたが、漂流物モデルは流動モデルの計算結果を用いるため、前提となる流動モデルの精度検証が必要

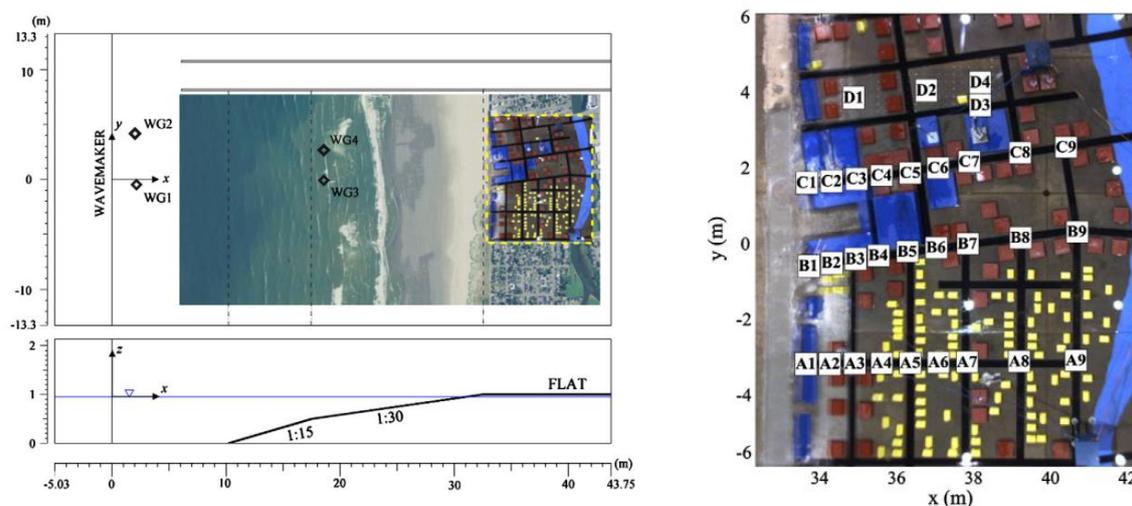


図 2-14 Park et al. (2013)で実施した沿岸市街地を対象とした津波浸水実験. 左：実験水槽の全体図，右：市街地モデルの拡大図. A~D は波高計，流速計の設置位置 (Park et al. (2013) より引用)

不可欠である。比較的単純な地形条件かつ造波条件であれば流動場も単純なので、流動モデルによる再現は比較的容易である。しかしながら、漂流物モデルの現地適用性という観点からすると、単純な水槽実験だけでなく複雑地形を用いた水槽実験が必要で、様々なデータと比較することで流動モデルの精度を把握することが重要であろう。

近年、沿岸市街地をモデル化した水槽実験がいくつか行われている。Park et al. (2013) はアメリカ西海岸 Oregon の Seaside 地区の一部を切り出した 1/50 模型 (図 2-14) を用いて津波の浸水実験を行った。この地域は Cascadia Subduction Zone が近くであり、近い将来この沈み込み帯で発生する Mw8.2 から Mw8.9 規模の地震とそれに伴う津波被害が懸念されている。この浸水実験では Seaside 地区の建物配置を再現した沿岸市街地模型 (図 2-14) を用いて、模型内の道路や建物背後で水位、流速の計測を行っている。ただし、この実験では沿岸市街地模型上を浸水する津波の様子を空間的には把握していない。また、入射波が市街地到達前に碎波しているため、流動モデルにおける入射波の再現性の難易度が高まる。

Prasetyo et al. (2019) は宮城県女川町の一部領域を切り抜き、長さ 6 m×幅 4 m の 1/250 スケールの沿岸市街地模型を作成した (図 2-15)。現地の地形を航空レーザー測量した結果を基に沿岸市街地模型内の標高や建物配置を再現している。沿岸市街地模型上の 11 か所で水位、4 か所で流速を、18 か所で圧力を計測するとともに、蛍光塗料を注入して色付けした水で浸水実験を行い、時空間的な浸水分布を取得している。なお、沿岸市街地模型の沖側 2 か所で水位、1 か所で流速を計測している。浸水実験の結果から構造物が浸水深や遡上速度の減少に寄与していたことを示した。

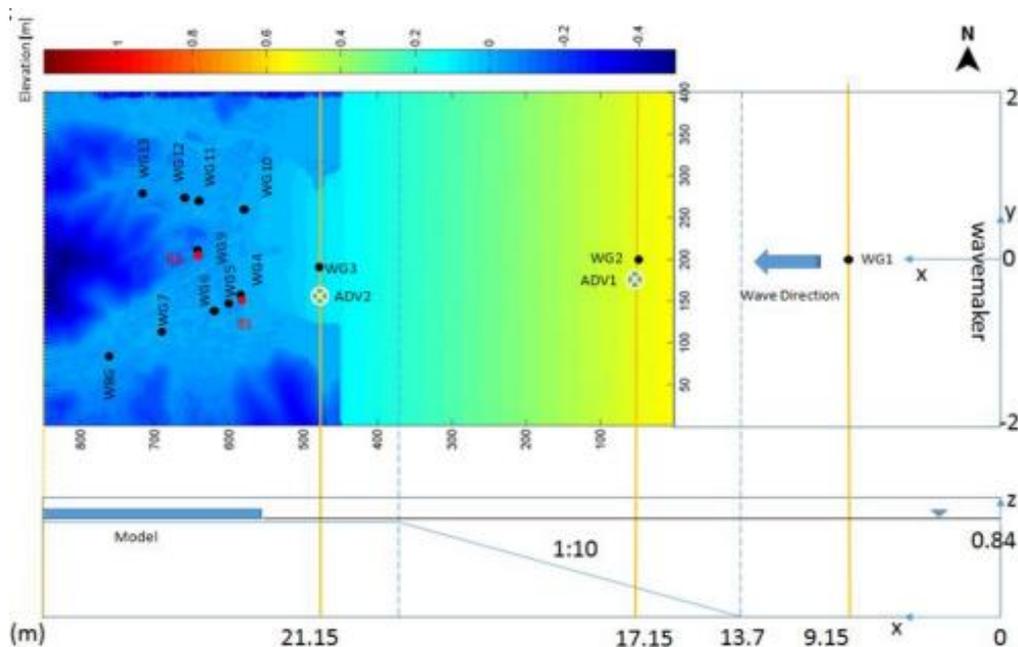


図 2-15 宮城県女川町を対象とした津波浸水実験で用いた実験水槽の全体図. WG は波高計の設置地点, ADV は流速計の設置地点を示す. カラーは水深を示す (Prasetyo et al. (2019) より引用)

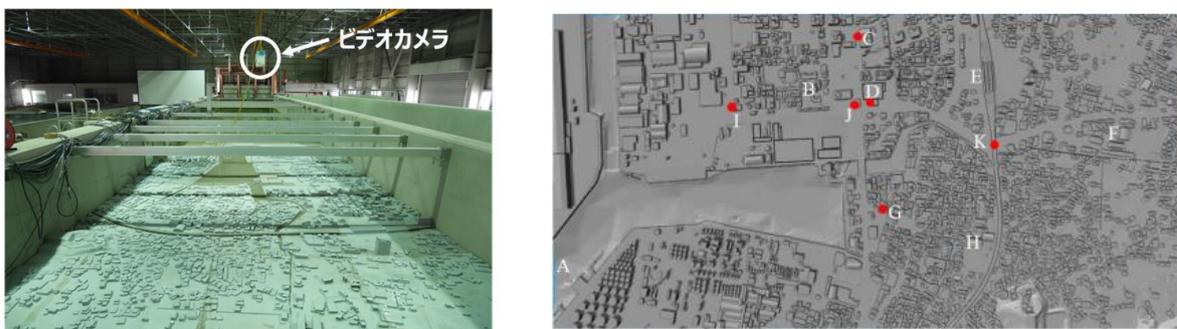


図 2-16 和歌山県南海市を対象とした津波浸水実験で用いた実験水槽. 左：岸側からの視点. 右：市街地模型の CAD データ (安田ら(2016) より引用)

安田ら(2016)は、和歌山県南海市の海南地区の沿岸市街地模型（実スケールで南北 1 km, 東西 2 km）を水槽に設置した（図 2-16）. 造波は長周期波を生成できるポンプ造波を用い、造波時間、周期、振幅、位相、ポンプ作動開始時間から造波信号を作成することで、振幅と周期の異なる連続波形を造波した. これにより、目標としていた当該地区における南海トラフ巨大地震津波の水位時系列を再現した. 沿岸市街地模型上に波高計を 11 か所、波圧計を 6 か所、流速計を 3 か所設置するとともに、Prasetyo et al. (2019)と同様に蛍光塗料とブラックライトを使い浸水範囲の時空間データを作成した. 福井ら(2020)は安田ら(2016)と同じ海

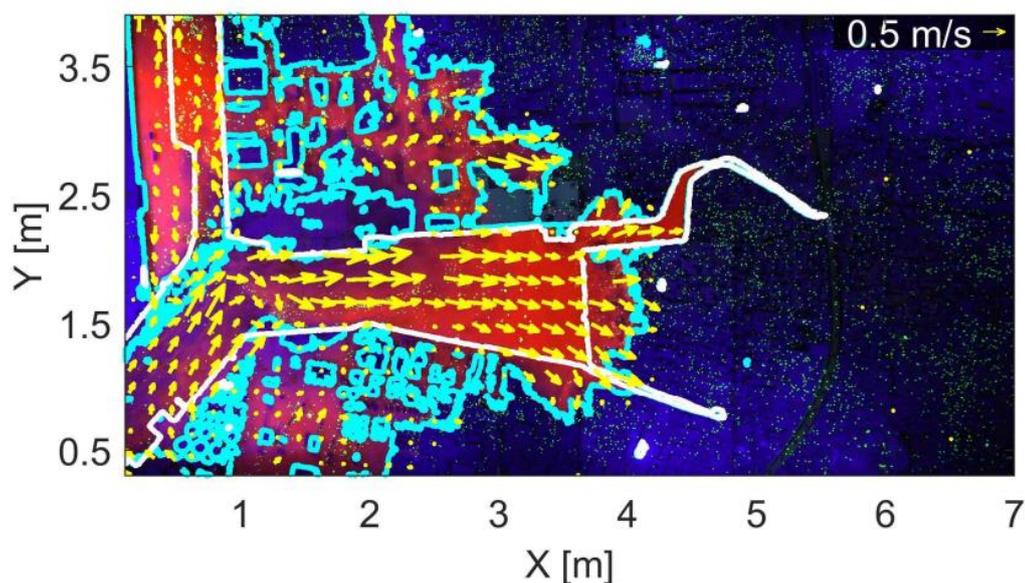


図 2-17 和歌山県南海市を対象とした津波浸水実験での浸水範囲と表面流速のスナップショット．淡青：浸水範囲，黄矢印：表面流速（福井ら(2020)より引用）

南市海南地区の市街地模型を用いて，安田ら(2016)の造波条件に短周期波，長周期波を追加して，市街地を遡上する津波の流速場の構造が建物によってどのように変化するか詳細に検討した．安田ら(2016)と同様に，波高計や流速計による計測，浸水範囲の特定だけでなく，蛍光塗料で着色した発泡粒子を用いることによって表面流速の時空間データを取得した（図 2-17）．なお，本論文の中で紹介する沿岸市街地模型を用いた津波の浸水実験，漂流物実験は，福井ら(2020)とともに実施した実験である．

以上のように，沿岸市街地を対象とした水槽実験を通して，水位や流速といった点データだけでなく，浸水範囲や表面流速といった面データの取得が実施されるようになってきた．これらは市街地模型上を浸水する津波による複雑な流動特性を把握するだけでなく，流動モデルのベンチマークデータとして用いられることが期待される．このようなデータと流動モデルの比較を行うことで，漂流物モデルの前提となる流動モデルの複雑な流動場での精度を検証することができる．

2-4. まとめ

以上の既往研究を踏まえると，以下のような課題が抽出される．

- これまで三次元モデルにおける精度はその適用範囲の中で十分な検証が行われている．

その一方で、質点モデルや平面二次元モデルに関しては、その適用が現地領域における漂流物の拡散評価であるにも拘わらず、十分な精度検証が行われていないのが実情である。以下で単に「漂流物モデル」と記載する場合、「質点モデル」および「平面二次元モデル」を指していることに留意する。

- 漂流物の移動は、浮遊時、着底時、構造物や他漂流物との衝突時の3つの挙動に分類することができるが、これまで実施されてきた漂流物モデルの精度検証の多くは、これらの挙動を適切に分類することができない実験データ（例えば、着底しながら移動するなど）や造波条件の再現が困難な実験データとの比較を通して行われてきた。したがって、漂流物モデルと実験結果の乖離が何によって生じたか特定することができず、漂流物モデルの改良や高度化につながっていない。
- 漂流物モデルの前提となる流動モデルの検証について、浸水範囲や表面流速といった面的な時空間データとの比較を通して実施されている事例は多くない。また、そのような空間データと漂流物挙動のデータがセットになっているベンチマークデータは存在していないため、漂流物モデルの結果と実験結果の乖離が流動モデル要因なのか漂流物モデル要因なのか切り離すことができない。
- 漂流物モデルにおける漂流物と流体の相互作用の影響に関しては検討が限定的で、十分な知見が蓄積されていない。
- 沿岸市街地模型を用いた漂流物実験はこれまで行われておらず、漂流物モデルの現地適用性は不明確なままである。

以上のような課題に対して、本研究では実領域に対する漂流物の拡散を評価する際に実務で活用される平面二次元の漂流物モデルの精度検証と高度化を目的とし、以下に示す内容を実施する。

- 安田ら(2016)が実施した和歌山県海南市の沿岸市街地模型を用いて、様々な造波条件のもと津波の伝播および浸水実験を実施するとともに、大きさの異なる複数の漂流物模型を用いた漂流物実験を行う。このような漂流物実験はこれまで類がなく、世界で初めてである。この一連の実験より、実地形を模擬した沿岸市街地模型を漂流する漂流物の移動特性を把握するとともに、ベンチマークデータの整備を行う。
- 弊所が開発を進めている漂流物モデル STOC-DM を用いて、比較的単純な造波条件かつ相対水深（喫水深と水深の比）が大きい漂流物実験を選択することで、漂流物挙動の最も基本的な浮遊時の挙動に重点を置いた精度検証を行う。これにより漂流物モデルのうち流体力評価モデルの精度を検証することができる。

- 漂流物モデルにおける漂流物と流体の相互作用の影響を検討するため、既存の STOC-DM に流体力の反作用を流動モデルにフィードバックする手法と、平面二次元モデルでは比較の実装が容易な中村ら(2010)が採用している体積力型 IB 法を実装し、両者の比較を行う。比較検証は、いくつかの理想実験と上記の漂流物実験を対象に行う。
- 沿岸市街地模型を用いた浸水実験との比較を通して、流動モデル STOC-ML の多角的な精度検証を行い、その上で漂流物実験と比較検証を行う。漂流物実験との比較を通して、現地領域への適用性を検証するとともに既存のモデルで表現できない現象の有無を確認する。
- 既存モデルで表現できない現象がある場合は、必要なモデル改良を施し現地適用性の向上を図る。再度沿岸市街地模型を用いた漂流物実験の再現計算を行い、モデル改良の効果を検証する。

第3章

沿岸市街地模型を用いた水槽実験

津波により発生する船舶やコンテナ, 自動車のような漂流物は, 局所的な流速場や地形の影響を強く受け, 複雑な挙動を示す. これらの漂流物は, 構造物に衝突することによる作用荷重の増加や緊急輸送用の陸路や航路の閉塞といった被害を生じさせる. このような漂流物による被害を予測するためには, 漂流物の影響範囲を推定する必要がある. そのための手法として, 最大浸水深等をパラメータに漂流物の漂着範囲を推定する簡易評価手法や, 数値計算モデルを活用した評価手法が挙げられる.

前章でレビューした数値計算モデルは有力であるが, 漂流物モデルおよびその精度検証にも大きな問題がある. 漂流物モデルは, 単純地形を用いた基礎実験との比較を通じて行われることが多く, 津波来襲時の流れ場と漂流物の時空間データの取得が困難なことから, 実地形への適用性については十分な検証が行われていないのが現状である. そのため, 建物群や分布を有する水深地形がどのように漂流物挙動に影響を及ぼすかは未解明である. 近年, 航空写真や航空レーザー測量データから推定しがれきの堆積分布と漂流物モデルの計算結果を比較した研究例は報告されているものの, 船舶に搭載されている AIS (船舶自動識別装置) で取得できるデータを除くと, 実際の津波来襲時の漂流物挙動の時空間特性を発災後に把握することは難しいのが実情である. さらに, 漂流物モデルは流体モデルの計算結果を使うため, 前提となる流体モデルの精度検証が必要不可欠である. 既往研究にて, 複雑地形を用いた伝播浸水実験による点データと計算結果の比較は行われているが, 時空間データとの比較検証はほとんど行われていない.

本章では, 港湾域と市街地を含めた沿岸市街地模型を用いて実施した津波の伝播浸水実験と 2 種類の大きさを用いた漂流物実験について, 実験条件や取得した計測データに関する説明を行う. さらに取得した漂流物の時空間データの解析結果から, 市街地模型を伝播浸水する複雑な流れ場における漂流物の漂流挙動の特性について詳述する.

3-1. 実験概要

本実験は、京都大学防災研究所宇治川オープンラボラトリーの二次元津波水路 HyTOFU (Hybrid Tsunami Open Flume in Ujigawa)を用いて行った。水路の長さは45 m、幅は4 m、水深は一様水深部で0.88 mである。この水路はポンプ式造波、ピストン型造波、ダムブレイク型造波を組み合わせることで津波に似た長波と不規則な短周期波を生成することができる(平石ら, 2015)。水槽底面に設置されている2基の70kWポンプは、津波や高潮のような長周期波に類似した水位時系列を生成することができ、最大流量は $0.83\text{m}^3/\text{s}$ 、最大稼働時間は1,200秒である。ピストン型造波装置は、最大ストローク幅2.5m、最大ストローク速度 2.83m/s であり、2Hz以下の周波数の孤立波、規則波、不規則波を生成することができる(平石ら, 2015)。

複雑な流れ場における漂流物挙動の特徴を理解するため、港湾、市街地を含む沿岸市街地模型を水槽実験に使用した(図3-1)。1/10斜面の岸側に平坦部を設け、その上に幅4.0 m、長さ8.0 mの和歌山県海南市海南地区の沿岸市街地模型を設置した。平坦部は1/10斜面の沖側の一様水深部から高さ0.807 mの鋼板上と5.5 cmの木製の土台から構成されている。

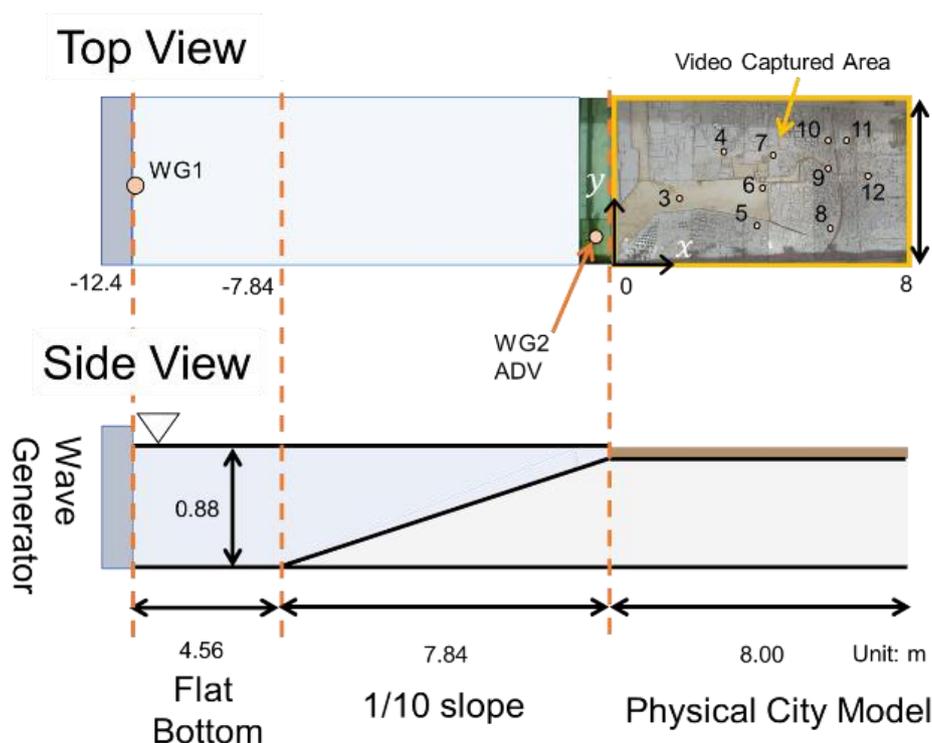


図 3-1 実験水槽の概要。黄枠がビデオの撮影範囲，市街地模型内の数字は波高計の番号。Fukui et al. (2022) より引用

沿岸市街地模型の縮尺は1/250，実縮尺で南北1 km，東西2 kmである．この沿岸市街地模型は，和歌山県海南市の一部領域の実際の水深，建物高さを含めた空間分布を再現したものになっている．実験時の静水面は0.877 mである．

本実験では漂流物実験を実施する前に，いくつかの造波条件において津波伝播および浸水実験を実施した（以下，浸水実験と記す）．その後，2種類の大きさの漂流物模型を沿岸市街地模型内に設置し，複雑な流れ場条件における漂流物実験を実施した．浸水実験では波高計による水位の直接計測と陸域における浸水範囲および市街地模型上における表面流速の推定のための動画撮影を実施した．漂流物実験では漂流物の位置および姿勢を推定するための動画撮影を行った．いずれの撮影も水槽上部に設置した一台の4Kビデオカメラを用いて行った．なお，ビデオの撮影範囲および波高計の設置位置は図3-1に示す通りである．その他の各実験における詳細な条件および解析方法については後述する．

3-2. 浸水実験の概要

表3-1に浸水実験の実験ケース一覧を示す．沖波条件は，造波機近くの波高計WG1（図3-1参照）におけるものを示す．ケースH5とH6はピストン型造波装置でそれぞれ波高 $H = 5$ cm，6 cmの短周期波を発生させたケース，ケースQ0015，Q0020，Q0025は，それぞれ一定流量 $Q = 0.015$ ， 0.020 ， 0.025 m³/sのポンプ造波により長周期波を生成したケースである．ケースNankaiは安田ら(2016)に基づいて南海トラフ巨大地震モデルから計算された水位による模擬津波を入射条件としたケース，ケースNankai141はケースNankaiの水位を1.41倍（モー

表 3-1 浸水実験ケース一覧 (福井ら(2020)を加筆)

ケース名	波高 H (cm) 流量 Q (m ³ /s)	時間 T (s)	試行回数 (粒子実験)	浸水範囲の 特定
H5	$H = 5$	120	5(3)	○
H6	$H = 6$	120	4(2)	×
Q0015	$Q = 0.015$	300	1(1)	○
Q0020	$Q = 0.020$	300	4(2)	×
Q0025	$Q = 0.025$	300	7(4)	○
Nankai	—	720	2(0)	×
Nankai141	—	720	4(2)	

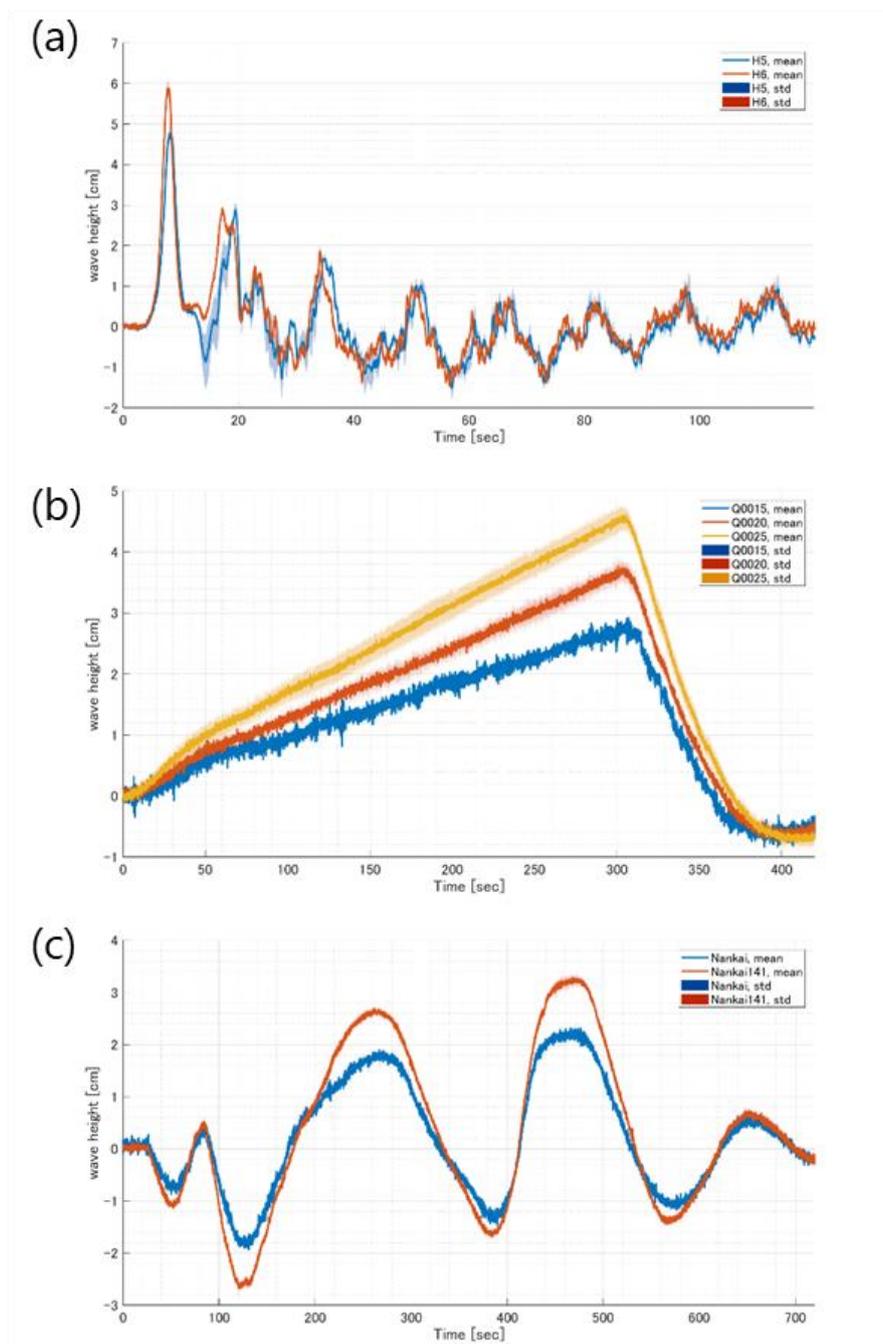


図 3-2 WG1 で取得した水位の時系列データ。(a): 短周期波ケース (H5, H6 ケース), (b): 長周期波ケース (Q0015, Q0020, Q0025 ケース), (c): 模擬津波ケース (Nankai, Nankai141). 実線が平均, 淡色の領域が試行間における標準偏差.

メントマグニチュードが想定シナリオ +0.1の時の津波水位の増分) した模擬津波を入射条件としたケースである. 図 3-2は各造波ケースにおけるWG1の位置で計測した水位の時系列変化である.

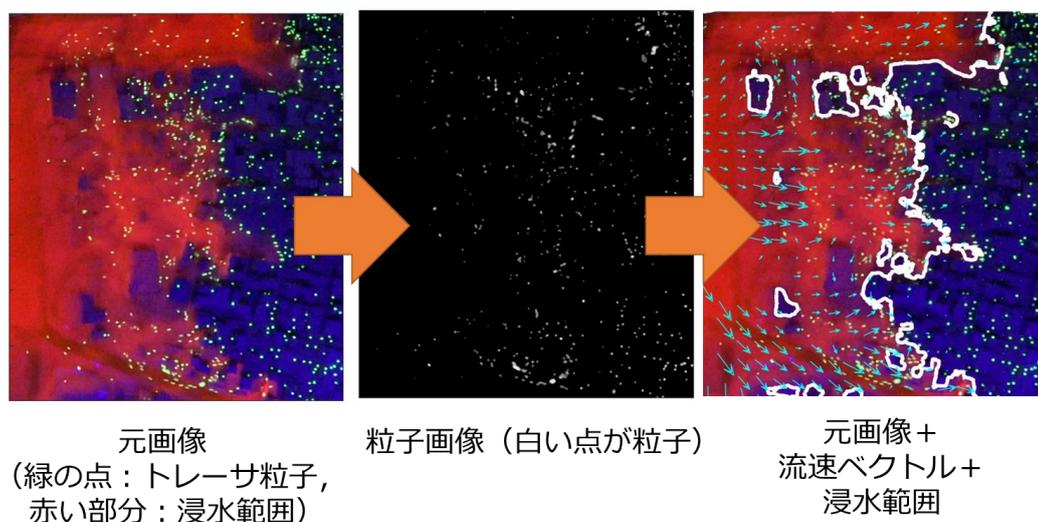


図 3-3 表面流速と浸水範囲の推定のフロー（鳥取大学福井先生より提供画像を修正）

表 3-1内の試行回数は、波高計を用いた水位の直接計測を実施した実験試行回数とPIV解析のための粒子実験の試行回数の合計であり、かっこ内の数字はPIV解析のための粒子実験の試行回数である。また、表 3-1の最右列の丸印は浸水範囲推定のための動画撮影を実施したケースを示す。

上述したように、波高計による水位の直接計測以外にも、陸域での浸水範囲および市街地模型上での表面流速の時空間分布を推定するための動画撮影を行った。浸水範囲の空間分布は、ブラックライトを照射して、赤色蛍光塗料により着色した水の挙動を可視化し、得られた動画を画像解析することによって取得した。没水領域と非没水領域の境界の検出はCanny法（Canny, 1986）を用いた（福井ら, 2020）。表面流速の空間分布は、浸水範囲の推定時と同じくブラックライトを照射して、黄色の蛍光塗料で着色した粒径約4mm、比重0.01の発泡粒子の挙動を可視化し、得られた動画をPIV法によって画像解析することで取得した。PIV解析には、Dantec社の解析ソフトウェアDynamicStudioを用いた。なお、赤色蛍光塗料を用いた浸水範囲の特定は、表面流速の推定のための蛍光粒子を用いた浸水実験と同時に行った。黄色と赤色の蛍光塗料の励起波長の違いを考慮することで、両者を分離し、それぞれ画像解析を実施した（福井ら, 2020）。図 3-3に表面流速と浸水範囲の空間データを推定するためのフローを示す。なお、浸水実験における市街地模型上における複雑な流況に関する解析結果については、福井ら(2020)およびFukui et al. (2022)に示されているので、そちらを参照願いたい。

3-3. 漂流物実験の概要

漂流物実験は大型、小型の2種類の漂流物模型を用いて実施した。以降、大型の漂流物模型を用いた実験を大型漂流物実験、小型の漂流物模型を用いた実験を小型漂流物実験と記す。以下に大型漂流物実験と小型漂流物実験の条件をそれぞれ記述する。

3-3-1. 大型漂流物実験の実験条件と計測項目

大型漂流物実験で用いた漂流物模型は、3Dプリンター（MakerBot Replicator Z18）で作成した幅0.1 m×長さ0.25 m×高さ0.1 m、比重0.25の箱型模型（以下、大型漂流物と記す）である（図3-4(a)）。大型漂流物の長さは実物縮尺で62.5mであり、これは2011年の東北地方太平洋沖地震津波で気仙沼市に座礁した第18共徳丸（Suga et al., 2013）の長さ54mとほぼ同サイズである。大型漂流物模型を用いた実験では、漂流物上面に貼付したマーカーを画像解析ソフト（ディテクト社製、Dipp-Motion V/2D）で追跡することにより、0.5秒間隔のマーカー位置を取得した。また、大型漂流物にはDSP防水型ワイヤレス9軸モーションセンサ（スポーツセンシング社製）を内蔵させ、3方向の加速度と3方向の角速度も計測した。しかしながら取得したデータのノイズが大きく、大型漂流物の位置や姿勢を取得することは難しかった。

大型漂流物実験では、図3-4(b)に示すように海中と陸上にそれぞれ1つずつ大型漂流物を設置し、入射波、初期位置、初期角度を固定した実験を行った。以降、海中に設置した漂

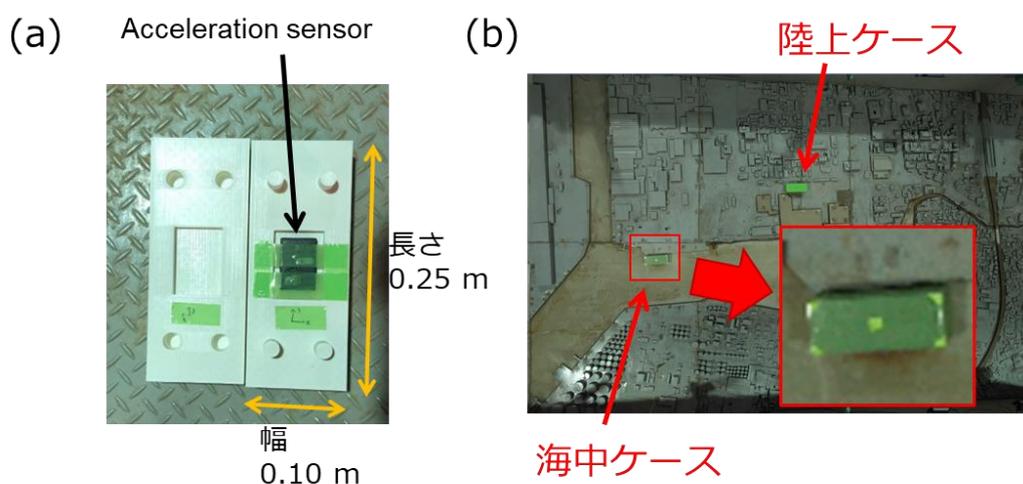


図 3-4 大型漂流物実験で用いた漂流物模型と設置状況。(a): 模型の概要、(b): 模型の初期位置

流実験を海中ケース，陸上に設置した漂流実験を陸上ケースと記す．実験の試行回数は，海中ケースについては10回，陸上ケースについては11回繰り返し行い，漂流挙動の再現性を確認した．海中に設置した漂流物は，海底面と漂流物が接触する場所に設置し，初期位置と初期角度を固定した．市街地模型上を漂流する大型漂流物の漂流挙動は，水槽上部に設置した4Kビデオカメラで撮影し，物体上面に取り付けた5つのマーカーを追跡することで，漂流物の時系列変化を追跡した．漂流物の回転角度はマーカー位置に基づき推定した．Dipp-Motion V/2D（以下，Dipp-Motion と記す）におけるマーカーの追尾状況を図3-5に示す．Dipp-Motionには，ビデオの初期フレームにて追尾するマーカーを設定しておくことで自動的に当該マーカーを追跡してくれる自動追尾機能が実装されている．しかしながら，漂流物体の



図 3-5 Dipp-Motion によるマーカーの追跡の様子

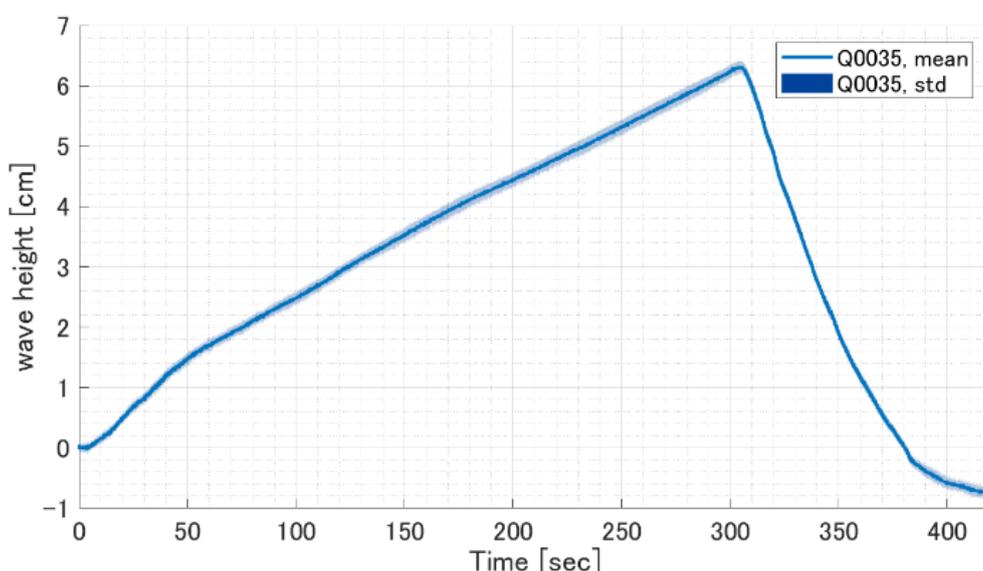


図 3-6 大型漂流物実験で取得した WG1 における水位の時系列変化

傾き等によりマーカーが認識されない場合があり、自動でマーカーを追尾できたのは全体の60%程度であった。

大型漂流物実験で用いた入射波は、ポンプの流量を $0.035 \text{ m}^3/\text{s}$ に固定することで生成した5分間の押し波と、ポンプの流出を停止させることで生成した2分間の引き波で構成される長周期波である(図3-6)。このポンプ流量は、浸水実験のポンプ造波で使用したポンプ流量よりも大きくなっているが、これは大型漂流物模型の移動量を十分に確保するためである。大型漂流物実験における水位を測定するため、水槽内に2台の波高計(WG1およびWG2)を設置した。WG1は数値シミュレーションで使用する造波境界を作成するために造波装置付近に設置し、WG2は港口付近に設置し、数値シミュレーションによる水路および港内への伝播計算の精度検証に使用した。なお、これらの波高計の位置は、図3-1に示したWG1とWG2の位置と同じである。大型漂流物実験における最大水位は0.063mであり、これは実縮尺における水位15.80mに相当する。図3-6にあるように各実験試行時にWG1で測定された水位の時系列は良好な再現性を示していた。標準偏差は波形全体を通して約1mmであり、各試行間での水位変動は非常に小さい。

3-3-2. 小型漂流物実験の実験条件と計測項目

小型漂流物実験で用いた漂流物模型は、長さ2cm、直径0.5cm、比重0.24の竹製の棒状模型(以下、小型漂流物と記す)である。小型漂流物実験では、建物が津波によって破壊される際に生ずるがれき等の市街地模型上における拡散および集積を対象としており、大型漂流物実験で対象とした船舶に比べるとスケールが小さい。図3-7に示すように陸上の6箇所合計480個(80個/箇所)に漂流物群を設置した。ブラックライトを用いて、黄色の蛍光塗料で着色した漂流物の挙動を可視化した。撮影した動画をPTV解析ソフト(ディテクト社製、Flownizer2D)で画像解析することによって、小型漂流物の位置と速度を0.2秒間隔で推定した。図3-8に小型漂流物実験で取得した動画からPTV解析を実施するまでの解析フローを示す。実験の様子を撮影した動画から1フレームごとの画像を抽出した後、二値化画像を作成し(図3-8右下)、PTV解析の入力画像とする。PTV解析によってフレーム間の移動距離から、図3-8左下赤矢印で示す移動速度を算出することができる。なお、模型が建物の影に隠れてしまう場合や狭い道路に侵入してしまう場合、画像上で模型を識別することが難しいため、移動距離を推定することはできない。

入射波は安田ら(2016)と同様に南海トラフ巨大地震津波を想定した模擬津波(以下、Nankai ケースと記す)とNankai ケースの水位を1.41倍した模擬津波(以下、Nankai141 ケースと記す)を用いた。

ースと記す)の2種類(図3-2(c))であり,それぞれの入射波条件で3回実験を行った.また大型漂流物実験と同様に,造波機近くのWG1と港口のWG2で水位の直接計測を行い,各試行間で水位データにばらつきがないか確認した.その結果,大型漂流物実験で計測した水位データと同様に,湾口の計測点において実験ケース間のばらつきは小さく,入射波の再現性が高いことを確認した.

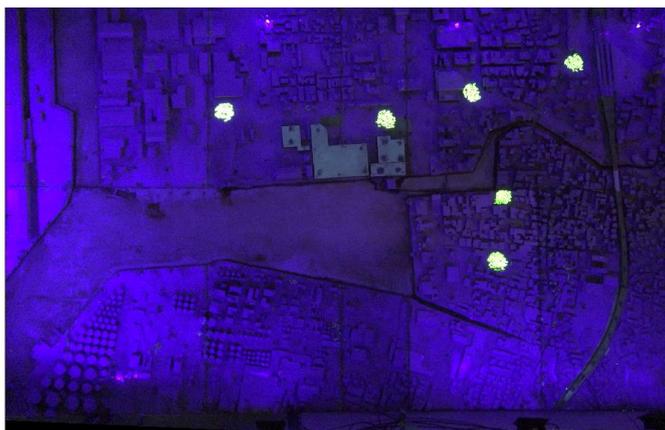


図 3-7 小型漂流物実験における漂流物模型の初期配置

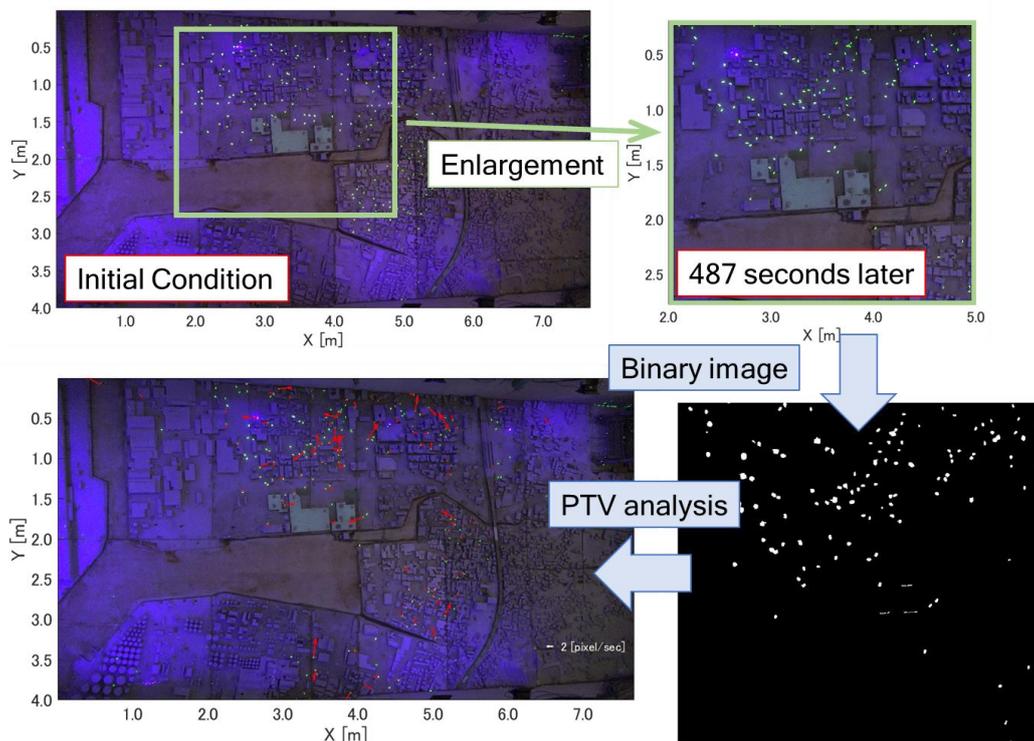


図 3-8 小型漂流物実験における PTV 解析を実施するまでの解析フロー. 上:元画像, 右下:二値化画像, 左下:元画像に PTV 解析の結果を重ねた画像. 赤矢印が PTV 解析によって得られた物体速度.

3-4. 漂流物実験結果

3-4-1. 大型漂流物実験の結果

画像解析で取得した漂流物の軌跡を示した結果を図 3-9(a)に示す。実線は押し波による挙動、破線は引き波による挙動、丸は押し波造波終了時（造波開始から 300 秒）の位置、四角は最終漂着位置を示す。また、最終漂着位置の近いケースで軌跡の色を分類した。図に示す分数の分子は到着回数、分母は実験の試行回数を示す。図 3-9(a)中の領域 1 の拡大図を図 3-9(b)に、領域 2 の拡大図を図 3-9(c)に示す。図 3-9(b)については、図面が煩雑になるのを避けるため、押し波造波終了時までの挙動のみを示す。また、海中ケースの各時刻における漂流物のスナップショットを図 3-10 に、陸上ケースのスナップショットを図 3-11 に示す。また、図 3-9(a)に示したように、 X 軸正方向を東向き、 Y 軸負方向を北向きとする。

図 3-9(a)から分かるように、実験試行間で漂流物挙動および漂着位置はばらつくものの、海中ケース、陸上ケース問わず、完全に不規則ではなく、複数のパターンに分類することができた。海中ケースにおける漂流物は、1) 市街地奥で漂着（青線）、2) 引き波で海上に流出（橙線）、3) $X=3.4\text{ m}$, $Y=3.5\text{ m}$ の市街地南側で漂着（赤線）および 4) その他（緑線）に分類することができる。図 3-9 や図 3-10 によると、漂流開始直後において湾奥の北側に存在する水路（図 3-10 の Channel A に該当）方向に移動する漂流物（上記パターンの 1）に該当）とその他の挙動が大きく異なること、湾奥で大きく時計回りに回転する漂流物（例えば図 3-10(c)の水色）があることが特徴として挙げられる。湾奥での回転は湾内の大規模渦によるものであり、Borrero et al. (2015)において、大規模渦が漂流物の輸送力を増大させるものとしてその重要性が指摘されている。

図 3-12 は図 3-9 の各パターンから一例を抽出し、漂流開始直後の 25 秒から 50 秒までの漂流物挙動を図示したものである。下三角等の記号は各時刻における漂流物の重心位置、色付き線は漂流物の長軸、丸印は長軸の端点を示す。白色で示しているのは実験開始時の状態である。これによると、どのパターンも移動開始後南東方向に移動する傾向は同じであるものの、造波開始から 30 秒後における青線の回転角度は他の約半分であり、回転運動の大きさに違いがあることが分かる。この回転運動は漂流物底面と海底面の接触に起因し、長軸の端点付近（白丸印）で漂流物の移動が拘束され、拘束された位置を通る鉛直軸周りの回転運動をしていた。パターン 1) では、他のパターンと異なり、漂流物底面と海底面の接触力（すなわち摩擦力）が小さかったために、回転運動から並進運動へ切り替わったものと考えられる。摩擦力が異なる理由については、模型の偏心や初期位置の微小なずれ等による接触面積の変化が考えられる。

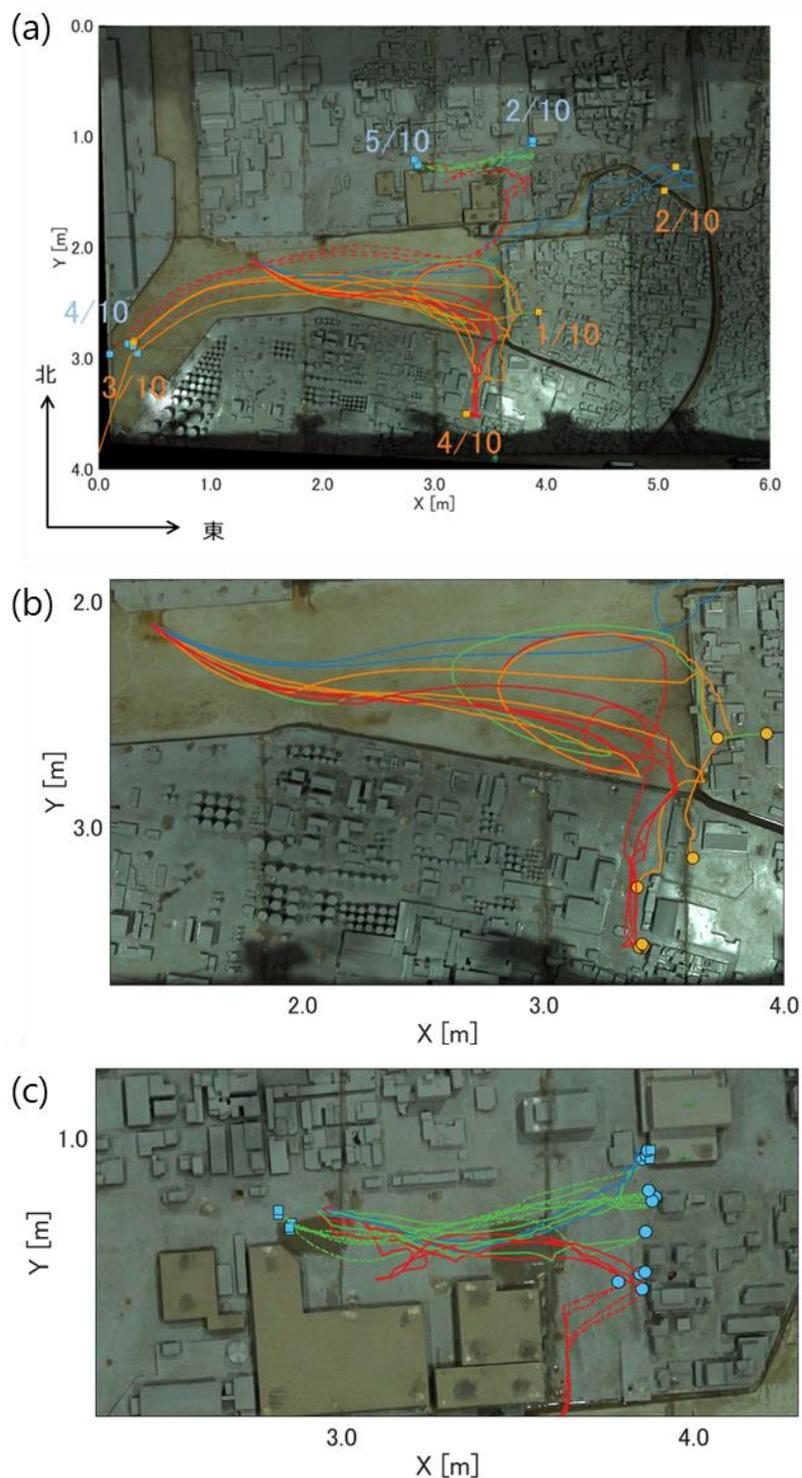


図 3-9 大型漂流物実験における漂流物の軌跡と漂着位置. (a): 市街地模型全体, (b): 領域1の拡大図, (c): 領域2の拡大図. 実線が押し波による挙動, 破線が引き波による挙動, 丸印は押し波造波終了時(実験開始から300秒)の位置, 四角印は最終到達位置を示す.

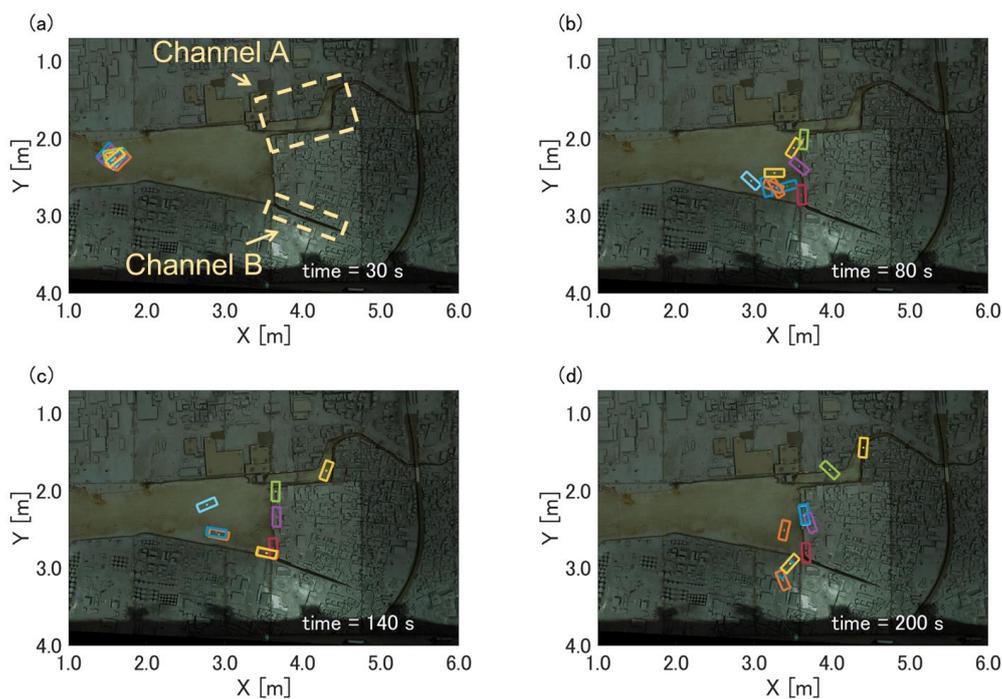


図 3-10 海中ケースにおける漂流物挙動のスナップショット. (a): 時刻 30 秒, (b): 時刻 80 秒, (c): 時刻 140 秒, (d): 時刻 200 秒. 色枠はそれぞれの漂流物の位置, 姿勢を示す.

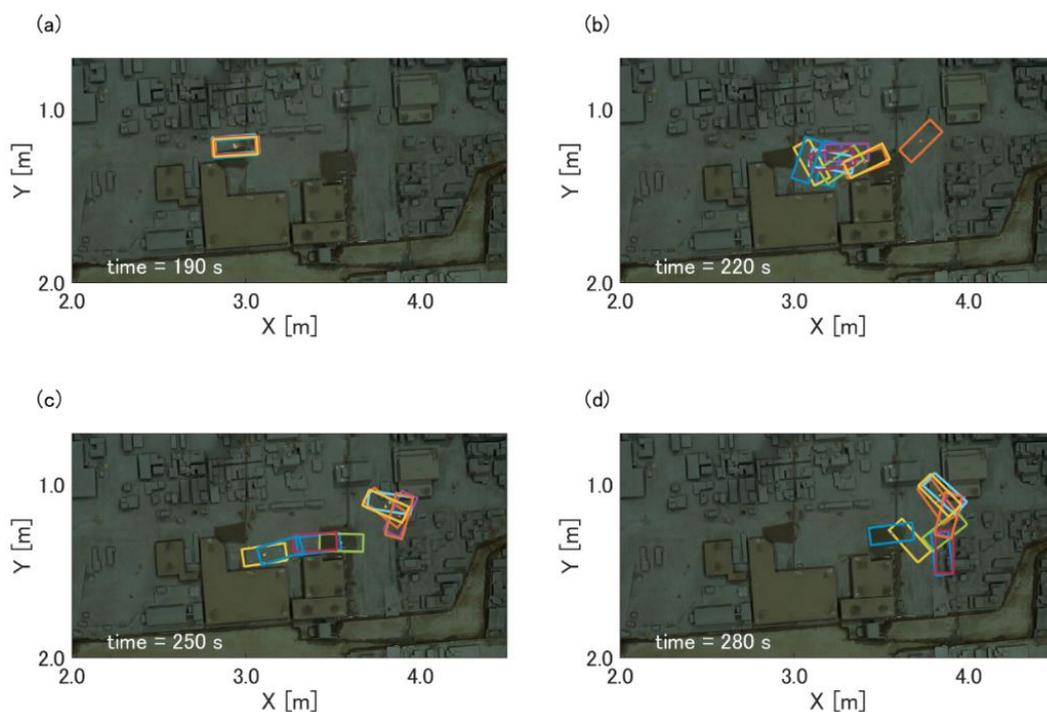


図 3-11 陸上ケースにおける漂流物挙動のスナップショット. (a): 時刻 190 秒, (b): 時刻 220 秒, (c): 時刻 250 秒, (d): 時刻 280 秒. 色枠はそれぞれの漂流物の位置, 姿勢を示す.

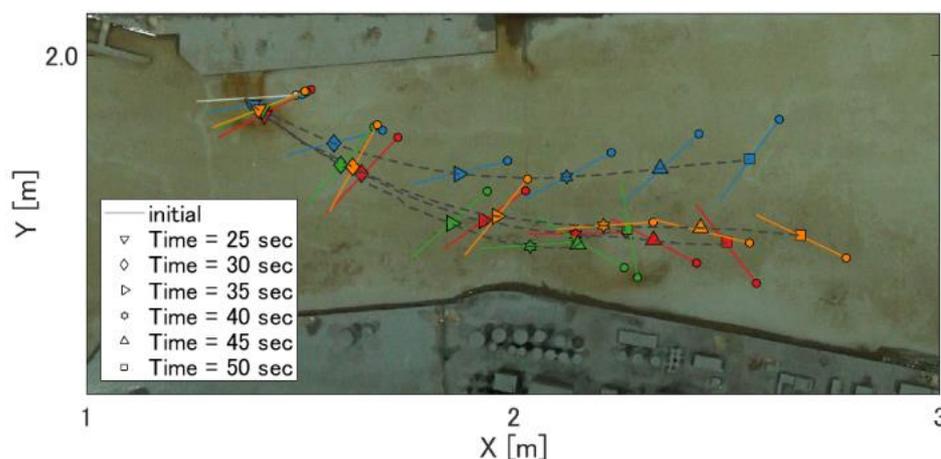


図 3-12 図 3-9 の各パターンから代表的な一例を抽出した漂流物挙動の変化. 下三角等の記号は各時刻における漂流物の重心位置, 色付き線は漂流物の長軸, 丸印は長軸の端点を示す. 白色は実験開始時の状態である.

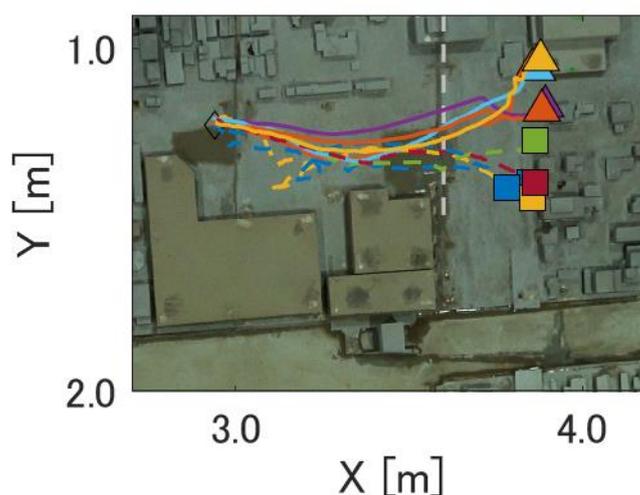


図 3-13 陸上ケースにおける軌跡の拡大図. 漂流物が白破線を通過した時刻が 250 秒以前の場合の軌跡と漂着位置は実線と三角印, 250 秒以降に通過した場合の軌跡と漂着位置は破線と四角印で示す.

陸上に設置した漂流物は, 周辺の建物群により流れや移動が制限されるものの漂流物挙動にばらつきが生じた. このケースでは, 1) 衝突した建物に捕捉 (青線), 2) 引き波により設置位置近くに漂着 (緑線), 3) 海上へ流出 (赤線) の 3 パターンに分類された. 図 3-11 に示すように, いずれも押し波によって初期位置から東方向に漂流して建物群に衝突するが, 図 3-9(c)によると, 引き波で海上流出した漂流物は南側の建物群に, 引き波で初期の設置位置近くに漂着した漂流物はそれよりも少し北側の建物群に衝突していたことが分かった. 図 3-13 は漂流物が図中白破線で示した検査面を通過した時刻によって実線と破線を分けて

軌跡を描画したものである。押し波によって東方向に移動する際に、初期位置近傍の建物群（初期位置に対して南東方向）に衝突する漂流物が存在しており、この様子は図 3-11 (b)から図 3-11 (c)の変化をみても理解できる。図 3-13 によると、250 秒以前に検査面を通過した漂流物（実線で示した軌跡）は建物群の真ん中より北側に衝突しており、250 秒以降に検査面を通過した漂流物（破線で示した軌跡）は真ん中より南側の建物群に衝突した。250 秒以前では検査面通過後に、検査面東側の南北方向の道路を通過する水の影響を強く受けたため、真ん中より北側の建物群に衝突および捕捉されたものと考えられる。これがパターン 1) の漂流挙動の詳細である。図 3-13 で示した破線の漂流物とパターン 2)および 3)の引き波で移動する漂流物は一致しており、初期移動時のばらつきが分類パターンと相関していることを示す。この移動初期時のばらつきは物体の初期位置や初期角度の微小なずれだけでなく、津波遡上時の微小なばらつきによって生じるものと考えられるが、本実験ではその要因を特定するだけのデータを入手することはできなかった。

3-4-2. 小型漂流物実験の結果

小型漂流物実験について、Nankai ケースおよび Nankai141 ケースの PTV 解析から得られた漂着フラグ（最終位置）の平面分布とその頻度分布を図 3-14 に示す。これらの図は3回繰り返し実験を行った結果をまとめて示している。漂着フラグの数字は第何波で漂着したか、+/-は押し波もしくは引き波のどちらで漂着したかを示す。したがって、3+は第三波目の押し波によって漂着したことを示す。図 3-2(c)の水位の時系列変化からも分かるように、Nankai ケース、Nankai141 ケースのどちらとも造波開始から 450 秒付近の第三波目において水位が最大になる。どちらのケースにおいても、漂着した漂流物の約 50~60%が最大波の第三波目の押し波時によるものであることが漂着フラグの頻度分布から分かる。第三波目の押し波以前も漂流物の移動はあるものの、最大の押し波時に移動が停止し、これ以降（4+もしくは 4-）は全体の 20%しか移動しない。すなわち、小型漂流物の拡散範囲については、最大波における浸水までで評価することができる可能性を示唆している。加えて、小型漂流物実験における最終漂着位置から算出した漂着密度の平面分布（図 3-15）によると、Nankai ケースよりも Nankai141 ケースの方が水位のピークが大きいため、漂着密度の高い領域が市街地の奥の方に広がっていることが分かる。一方、Nankai ケースでは市街地全体に漂着しており、Nankai141 ケースよりは岸側で漂着密度の高い領域が広がっている。また、漂流物が津波の遡上先端付近に集積する等密度分布に偏りが生じるわけではなく、比較的均一に漂着している。これは断面実験を対象とした田島ら（2016）の実験結果とは異なる傾

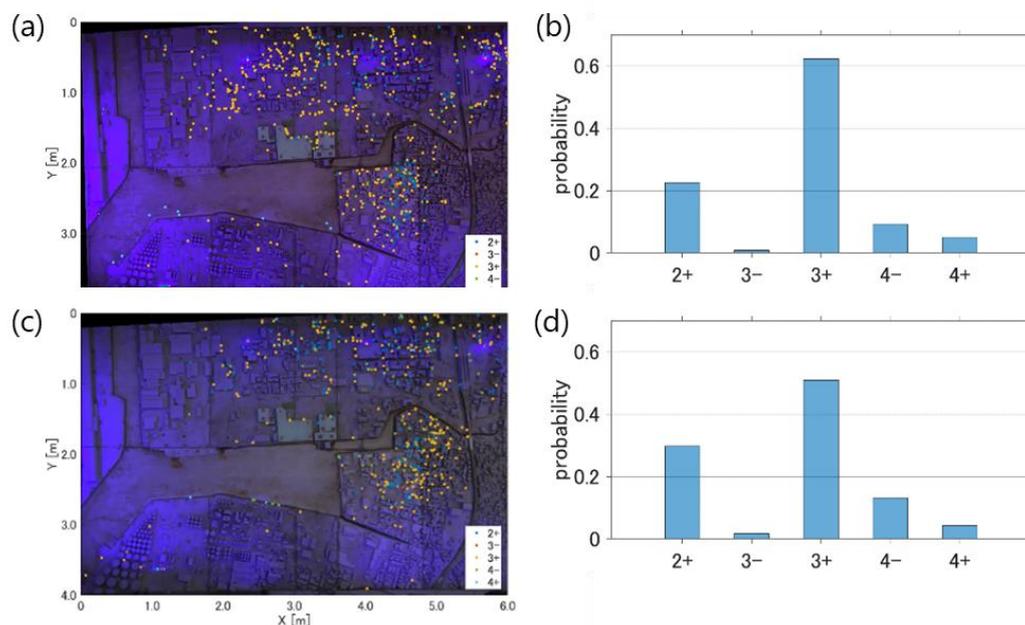


図 3-14 小型漂流物実験における漂着フラグの平面分布と頻度分布。(a)および(c):平面分布, (b)および(d): 頻度分布, (a)および(b): Nankai ケース, (c)および(d): Nankai141 ケース

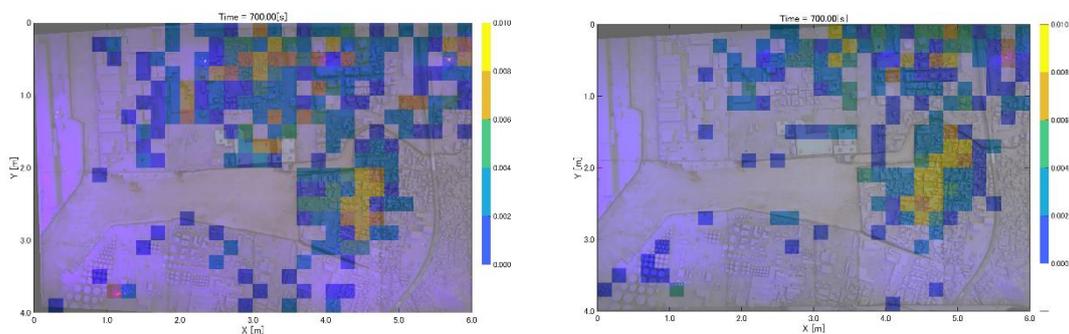


図 3-15 小型漂流物実験における最終漂着位置から算出した漂着密度の平面分布. 左: Nankai ケース, 右: Nankai141 ケース

向を示しており、漂流過程で漂流物が構造物に捕捉される効果が出現しているものと思われる。

図 3-16 は Nankai141 ケースにおける漂流物速度の平均値を算出した結果である。この平均速度は、市街地模型を 0.2 m 格子に分割し、各格子を通過した漂流物の速度を平均することにより算出した。また、建物密集度を同じ格子サイズで定義した。建物密集度は平面的な建物存在割合で定義し、別途計測した市街地模型の DSM データより建物のみを抽出するこ

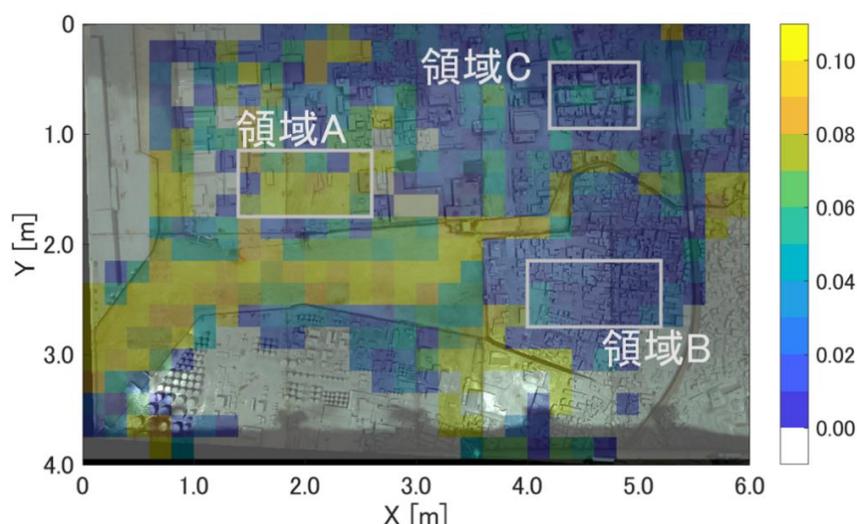


図 3-16 nankai141 ケースにおける漂流物の移動速度の平均値. カラーバーが速度, 単位は m/s である.

とで算出した. 建物が格子内全てを占めている場合, 建物密集度は 1 になる. その結果によると, 港湾内や水路付近, そして陸上の建物密集度が低い領域 A (領域 A 内の建物密集度の平均値は 0.20) で, 漂流速度の平均値が 0.09 m/s であった. 一方, 建物が密集している領域 B の漂流速度の平均値は 0.01 m/s, 領域 C では 0.02 m/s であった. 領域 B における建物密集度の平均値は 0.34, 領域 C では 0.48 であり, 領域 A の建物の密集度より高い. このような建物密集度の大きさによる漂流速度の違いは, 建物の流体に対する阻害効果の違いによって生じたものと考えられる. 建物密集度が高い場合は, 建物密集度が低い場合に比べて流体への阻害効果は大きくなり, 流体速度が低下し, 結果として漂流速度も低下したものと考えられる.

3-4-3. 流速の時空間データを用いた仮想粒子実験

大型漂流物実験の海中ケースを対象に, PIV 法で推定した流速の時空間データを用いて仮想粒子を移流させる数値実験 (仮想粒子実験) を行った. 仮想粒子実験は流速の時空間データを用いて, 式(3.1)により粒子の追跡を行った. このような数値実験は, 例えば漂流ゴミの流入源の推定 (片岡・日向, 2011) や閉鎖性水域の海水交換性の検討 (早川ら, 1995) 等に活用されている.

$$\mathbf{X}^{t+\Delta t} = \mathbf{X}^t + \mathbf{U}\Delta t + \frac{1}{2} \left(\mathbf{U} \cdot \nabla_H \mathbf{U} + \frac{\partial \mathbf{U}}{\partial t} \right) \Delta t^2 \quad (3.1)$$

ここで, \mathbf{U} は位置 \mathbf{X} における流速データ, Δt は流速データの時間解像度であり, ここでは

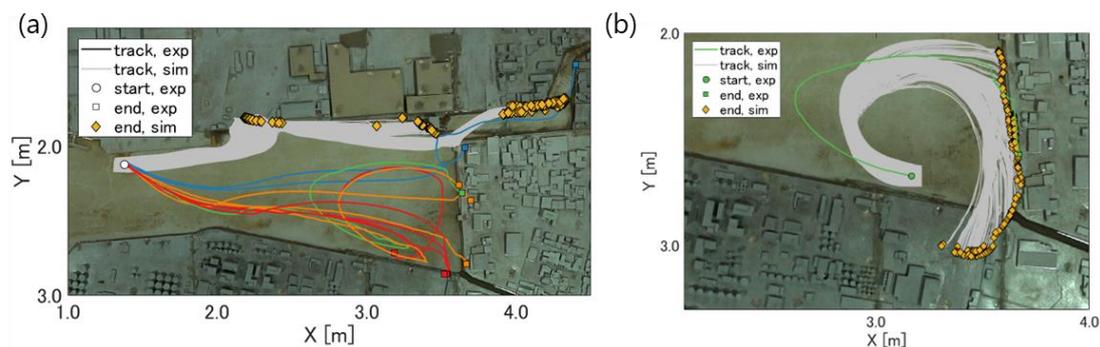


図 3-17 大型漂流物の水中設置のケースを対象とした仮想粒子実験の結果。グレー線は仮想粒子の軌跡，菱形は粒子の漂着位置を示す。(a)初期位置を基準，(b)造波開始後 110 秒時点での漂流物 A の重心位置を基準。

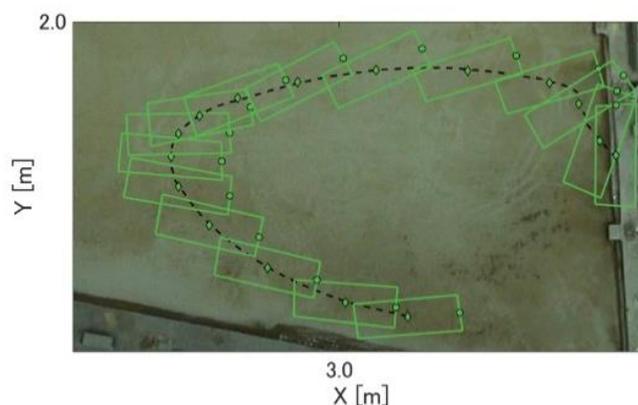


図 3-18 漂流物 A の重心位置の軌跡と姿勢の変化。菱形は重心位置，丸は長軸の端点，黒破線は重心位置の軌跡を示す。

1/3 秒である。図 3-17(a)は造波開始から 180 秒までの仮想粒子の挙動を算出し、実験データから取得した大型漂流物の挙動と比較した結果である。仮想粒子は漂流物の初期重心位置を中心に、上下左右±5 cm の範囲に 5 mm 間隔で配置した。図中の灰色線は仮想粒子実験で得られた粒子の軌跡，黄色の菱形は粒子の到達位置を示す。実際の漂流物挙動には漂流物底面と海底面の接触で生じる回転運動が強く影響を及ぼすものの、仮想粒子実験では漂流物と海底面の接触は考慮できない。したがって、仮想粒子は Channel A に向かう方向 (X の正方向) に移動するため、大型漂流物の挙動とは大きく異なっていることが分かる。また、5 mm 間隔で配置した仮想粒子群は、一定の粒子間距離を有したまま漂流する。これは粒子の配置間隔に対して、PIV 法で推定した流速の空間解像度が約 6 cm と大きいこと、X の正方向に向かう流れが支配的であり、流速場のばらつきが大きくなかったことが理由として考えられる。

ついで、漂流物が湾奥で大きく時計回りに回転した漂流物 A (図 3-9(a)の緑色の漂流物) を対象に仮想粒子実験を実施した (図 3-17(b)). 仮想粒子は、造波開始後 110 秒時点での漂流物 A の重心位置を中心に上下左右±5 cm の範囲に 5 mm 間隔で配置した。この結果から湾奥で時計回りの渦が発生していたことが分かる。また、漂流物挙動と仮想粒子の軌跡は厳密には異なるものの、ともに時計回りに大きく回転すること、漂流物の漂着位置は仮想粒子の漂着位置の幅の中に存在することが分かる。この例では、漂流物の底面と海底面との接触は生じておらず、漂流物挙動が流速場に強く支配されたことを示唆する結果である。また、漂流物 A の重心位置の軌跡と姿勢の変化を示した図 3-18 によると、時計回りに大きく回転しながら漂流物自身の回転角度も時々刻々変化した。

以上から、図 3-17(a)のように漂流物の挙動が海底面との接触の影響を強く受けるような場合や物体の回転運動が生じるような場合には、流体の挙動だけで漂流物の挙動を説明するのは不可能である。また、図 3-17 (b)のように海底面との接触がなく流速場が支配的な場合は、漂流物の挙動と粒子挙動の特徴が似た結果を得たが、どのような場合に流速場が支配的になるかどうかについては、今後より詳細な検討が必要である。

本実験で得られた漂流物挙動を、漂流物モデルを用いた数値計算で再現するためには、回転を考慮できない質点モデルではなく、漂流物側面に作用する流体力の分布を考慮できる、すなわち回転を考慮でき、かつ摩擦を考慮できる剛体モデルを用いることが適切である。

3-5. まとめ

大型、小型の二種類の漂流物模型と沿岸市街地模型を用いた実験を実施し、取得した時空間データから複雑な流速場における漂流特性を解析した。主要な結果を以下に示す。

- 大型漂流物実験、小型漂流物実験ともに造波によって生成された水位変化の試行間のばらつきは小さいことを確認した。
- 大型漂流物実験では、漂流挙動や漂着位置にばらつきが生じたものの、その挙動は複数のパターンに分類することができた。
- 海中ケースでは海底面と物体底面の接触が、陸上ケースでは漂流途中に存在する建物との接触が、その後の漂流挙動に強く影響を及ぼすことが分かった。
- 小型漂流物実験では、6 割程度の漂流物が最大波による浸水によって漂着しており、最大波の浸水によって小型漂流物の漂着が決定される可能性があることが示唆された。また、陸上の建物により捕捉された漂流物模型が多く、先行研究とは異なり、遡上先端に集積するような明確な傾向は確認されなかった。

- 建物密集度と漂流速度の関係を整理したところ、高い建物密集度のエリアでは漂流速度が小さく、低い建物密集度のエリアでは漂流速度が大きくなっている傾向にあることが分かった。これは建物密集度が高い場合は、建物密集度が低い場合に比べて流体への阻害効果は大きくなり、流体速度が低下したためと考えられる。
- 仮想粒子実験によって、水粒子は水路内の支配的な流れ方向に追随するという結果が得られ、海中ケースの初期移動時に漂流物が水路内南東方向へ移動している傾向と大きく異なっていた。これは海中ケースにおける海底面との接触とそれによって生じた漂流物の回転運動が漂流物の移動方向を決定していることを示唆する。
- 一方、漂流物の底面と海底面の接触がないような場合を抽出し水粒子の挙動と漂流物挙動を比較すると、両者の挙動は類似していた。
- 数値モデルでの再現計算をする際には、質点モデルのような物体形状を考慮しないモデルではなく、海底面との接触による漂流物挙動を適切に反映することのできるモデルを用いる必要がある。

第4章 漂流物モデルの現地適用性向上のための 改良

4-1. STOC-DM における問題点

漂流物側面と構造物との接触や、漂流物底面と海底面および地表面との接触は、漂流物の挙動に対して支配的な現象となるため、適切な取り扱いが要求される。本章では、衝突体である漂流物が被衝突体の地物セルに対してめり込みが解消されている状態を非接触状態と称する。つまり、物体側面と地物セルがめり込みはないがちょうど接している状態も非接触状態と記す。第2章で述べた STOC-DM には、漂流物と他の漂流物や構造物との衝突処理は実装されているものの、建物などの様々な大きさを有する構造物が多数存在する市街地を漂流する際には、複数構造物との非接触状態が維持できない場合がある。STOC-DM において非接触状態を維持できない理由は、衝突処理においてめり込み箇所の抽出を1計算ステップあたり1回しか行わないためである。一般には、計算の時間ステップを小さくすることによって1計算ステップ中での同時接触を避けることも可能ではあるが、全体の計算コストを考えると非現実的である。

STOC-DM における海底面や地表面との接触処理については、漂流物底面の一部と接触したと判定される場合でも漂流物底面全体で摩擦力を算定するため、摩擦力を過大評価する可能性がある。さらに、摩擦力を漂流物重心位置で代表するために、漂流物の回転運動に対する摩擦力の影響が考慮されない。したがって、並進運動は摩擦により減衰するが、回転運動は維持されるという不自然な現象が生じる。加えて、水深や標高に不均一な空間変化が存在する実地形を対象とする場合は、第3章の漂流物実験で確認されたように、漂流物底面と海底面が局所的に接触することで漂流物の運動が拘束され、拘束位置を回転軸とした回転運動が生じるという現象が起こりうる。このような現象も、重心周りの回転運動を解く

STOC-DM では取り扱うことができない。

以上の点を踏まえ、本章では、多数構造物が配置されている陸域や空間的な分布を有する海底地形との干渉が適切に取り扱われるように、上記モデルの改良を実施する。

4-2. STOC-DM の概要

4-2-1. 支配方程式

STOC-DM は STOC(Storm surge and Tsunami simulator in Ocean and Coastal areas; 富田・柿沼(2005); 富田ら(2015))のサブシステムの一つで、同じくサブシステムの STOC-ML や STOC-IC といった流動モデルと連成することで漂流物の挙動を追跡する数値計算モデルである。なお、STOC-DM の DM は Drift Model の略である。STOC-ML は静水圧近似を適用した多層モデル、STOC-IC は非静水圧の多層モデルである。どちらのモデルも水面位置は質量保存法則を鉛直積分することで得る。その他の詳細は先行研究(富田・柿沼(2005); 富田ら(2015))を参照いただきたい。STOC-DM は、漂流物の形状を直方体の剛体で近似し、平面方向の並進運動(x 軸方向および y 軸方向)と鉛直軸周りの回転運動(z 軸周り)について運動方程式を数値的に解くことで物体の位置を取得する。鉛直方向の並進運動については、物体重心位置における水位が喫水深を維持するように水位変化に追随する。本モデルでは平面軸周り(x 軸周りおよび y 軸周り)の回転は考慮していない。図 4-1 は STOC-DM における座標系の概要を示しており、以降では変数のアルファベット大文字の添え字は漂流物視点の座標系、小文字の添え字は固定座標系での値であることを示す。添え字 sm , sn , ps , sb はそれぞれ漂流物の進行方向(X の正方向)に対して、船首方向、船尾方向、左舷方向、右舷方向を意味する。

固定座標系における任意点(x, y)から漂流物視点の座標系における座標値(X, Y)への変換は、

$$\begin{pmatrix} X \\ Y \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \cos\theta_g & \sin\theta_g \\ -\sin\theta_g & \cos\theta_g \end{pmatrix} \begin{pmatrix} x - x_g \\ y - y_g \end{pmatrix} \quad (4.1)$$

と表される。ここで(x_g, y_g)は漂流物の重心位置、 θ_g は漂流物の回転角度である。固定座標系における任意点における流体の速度を(u_f, v_f)とすると、式(4.1)と同様に回転行列による変換を行うことで漂流物視点の座標系における流体速度を取得することができる(式(4.2))。漂流物の移動速度(u_g, v_g)も同じである。

$$\begin{pmatrix} U_f \\ V_f \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \cos\theta_g & \sin\theta_g \\ -\sin\theta_g & \cos\theta_g \end{pmatrix} \begin{pmatrix} u_f \\ v_f \end{pmatrix} \quad (4.2)$$

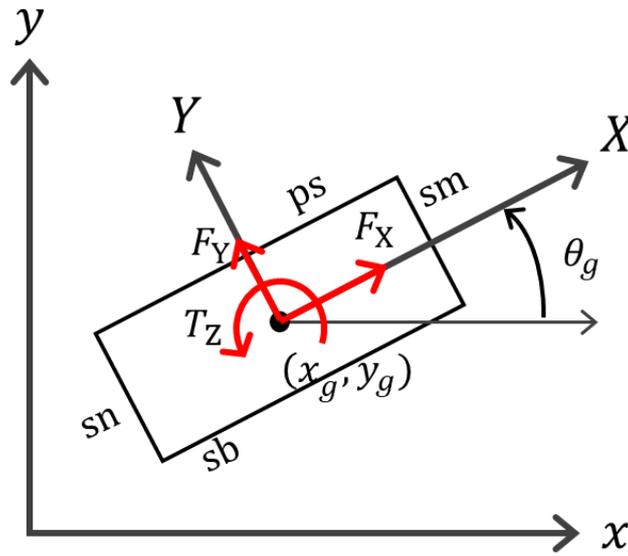


図 4-1 STOC-DM における座標系の概要

また、後述するように、漂流物に作用する流体力は漂流物視点の座標系における漂流物の流体に対する相対速度を使って評価される。漂流物視点の座標系における任意点 (X, Y) の相対速度 (U_r, V_r) は、

$$U_r = U_f - U_G + \omega Y \quad (4.3)$$

$$V_r = V_f - V_G - \omega X \quad (4.4)$$

と表すことができる。ここで ω は漂流物の角速度である。

物体に作用する流体力を F_{flow} （単位：N）、物体底面が地表面や海底面と接した際に生ずる摩擦力を F_{frc} （単位：N）とした際に、運動方程式は以下の通りとなる。

$$m \frac{dx_g}{dt} = F_{x,flow} + F_{x,frc} \quad (4.5)$$

$$m \frac{dy_g}{dt} = F_{y,flow} + F_{y,frc} \quad (4.6)$$

$$I \frac{d\omega}{dt} = T_{flow} + T_{frc} \quad (4.7)$$

ここで、 m 、 I は漂流物の質量（単位：kg）および慣性モーメント（単位：kg・m²）である。 T_{flow} 、 T_{frc} はそれぞれ重心周りの物体に作用する流体力起因、摩擦によるモーメント（単位：N・m）を示す。なお、STOC-DMでは $T_{frc} = 0$ である。以下に示す流体力の評価モデルは、簡単のため各層における抗力と慣性力の計算方法を示しているが、多層の流動モデルを用いる場合、各層で評価される流体力を鉛直方向に合計することで物体全体に作用する流体力とする。流体から物体に作用する流体力は、池谷ら(2005)によるモリソン式を拡張

した抗力と慣性力の評価方法を用いて評価する．この評価モデルは箱型台船を対象とした実験結果を参考に構築されたものである．

$$F_X = F_{DX} + F_{IX} \quad (4.8)$$

$$F_Y = F_{DY} + F_{IY} \quad (4.9)$$

$$T_Z = T_{DZ} + T_{IZ} \quad (4.10)$$

F_{DX} , F_{DY} は各軸方向の抗力, T_{DZ} は抗力によって生じるモーメント, F_{IX} , F_{IY} は各軸方向の慣性力, T_{IZ} は慣性力によって生じるモーメントである．特徴的なのは抗力のモデル化であり, 以下に示すように水深と喫水深の比により2種類の抗力を重みづけ平均する．

$$F_{DX} = (1-r)F_{DX1} + rF_{DX2} \quad (4.11)$$

$$F_{DY} = (1-r)F_{DY1} + rF_{DY2} \quad (4.12)$$

$$T_{DZ} = (1-r)T_{DZ1} + rT_{DZ2} \quad (4.13)$$

r は水深 h と喫水 AD の比(相対水深)によって変化し, 以下のように場合分けされる．

$$r = \begin{cases} 1 - \frac{0.95}{0.2} \left(\frac{h}{AD} - 1 \right), & \frac{h}{AD} \leq 1.2 \\ 0.05, & \frac{h}{AD} > 1.2 \end{cases} \quad (4.14)$$

r の設定には任意性がある．例えば, 池谷ら(2005)のモデルでは, 相対水深が大きい場合に重み係数 r が小さくなるため, 式(4.11)~式(4.13)の右辺1項目(F_{DX1} , F_{DY1} , T_{DZ1})が支配的になる．一方, 物体が着底している状態や浮遊し始めの状態の相対水深が小さい場合には, 重み係数 r が大きくなり, 式(4.11)~式(4.13)右辺2項目(F_{DX2} , F_{DY2} , T_{DZ2})が支配的になる．池谷ら(2005)は, 式(4.11)~式(4.13)の右辺1項目を物体周りの流れが鉛直面内で変化することによって生じる抗力, 式(4.11)~式(4.13)の右辺2項目を物体周りの流れが平面内で変化することによって生じる抗力として評価した．なお, 以降では簡単なために, 式(4.11)~式(4.13)における右辺一項目の抗力を第一抗力, 右辺二項目の抗力を第二抗力と記す場合がある．第一抗力とそれによるモーメントは以下の通り表される．

$$F_{DX1} = \frac{\rho}{2} dh \int_{sm} C_{DX1,sm} U_{r,sm} |U_{r,sm}| dY + \frac{\rho}{2} dh \int_{sn} C_{DX1,sn} U_{r,sn} |U_{r,sn}| dY \quad (4.15)$$

$$F_{DY1} = \frac{\rho}{2} dh \int_{ps} C_{DY1,ps} U_{r,ps} |U_{r,ps}| dX + \frac{\rho}{2} dh \int_{sb} C_{DY1,sb} V_{r,sb} |V_{r,sb}| dX \quad (4.16)$$

$$\begin{aligned}
T_{DZ1} = & -\frac{\rho}{2}dh \int_{sm} C_{DX1,sm} U_{r,sm} |U_{r,sm}| Y dY - \frac{\rho}{2}dh \int_{sn} C_{DX1,sn} U_{r,sn} |U_{r,sn}| Y dY \\
& + \frac{\rho}{2}dh \int_{ps} C_{DY1,ps} U_{r,ps} |U_{r,ps}| X dX + \frac{\rho}{2}dh \int_{sb} C_{DY1,sb} V_{r,sb} |V_{r,sb}| X dX
\end{aligned} \tag{4.17}$$

ここで、 ρ は流体密度、 (U_r, V_r) は漂流物視点における漂流物の流体に対する相対速度、 dh は物体に作用する流体厚さを示す。 C_{DX1} 、 C_{DY1} は抗力係数であり、漂流物側面から離れる向きに流体が流れている場合は0.4、漂流物側面に向かう向きに流体が流れている場合は0.8とする。なお、第一抗力、慣性力を計算するにあたっては、漂流物側面を任意の数で分割(図4-2)し、各分割面(図4-2の青線もしくは赤線)にて作用する力を計算し総和を取ることによって、側面全体に作用する力を取得する。例えば、式(4.16)の第2項目は式(4.18)という形に変形される。

$$\frac{\rho}{2}dh \int_{sb} C_{DY1,sb} V_{r,sb} |V_{r,sb}| dX = \sum_{n=1,N} C_{DY1,sb} V_{r,sb} |V_{r,sb}| \frac{AL}{N} \Delta \tag{4.18}$$

$$\Delta = \begin{cases} 1/2, & n = 1 \text{ or } n = N \\ 1, & n = 2, \dots, N-1 \end{cases} \tag{4.19}$$

また、式(4.11)~式(4.13)の第二抗力は、以下の式で計算される。

$$F_{DX2} = \frac{\rho}{2} C_{DX2} (U_{r,g}^2 + V_{r,g}^2) \frac{U_{r,g}}{|U_{r,g}|} AB dh \tag{4.20}$$

$$F_{DY2} = \frac{\rho}{2} C_{DY2} (U_{r,g}^2 + V_{r,g}^2) \frac{V_{r,g}}{|V_{r,g}|} AL dh \tag{4.21}$$

$$T_{DZ2} = l \sqrt{F_{DX2}^2 + F_{DY2}^2} \tag{4.22}$$

$$l = \begin{cases} +0.09AL |\sin 2\theta_s|^{1.2}, & \sin 2\theta_s \geq 0 \\ -0.09AL |\sin 2\theta_s|^{1.2}, & \sin 2\theta_s < 0 \end{cases} \tag{4.23}$$

ここで、 $(U_{r,g}, V_{r,g})$ は漂流物重心位置における相対速度である。 l はモーメント長さで物体長さ AL によって決まる。 C_{DX2} 、 C_{DY2} は抗力係数で漂流物の船首方向と流体の速度ベクトルがなす角を θ_s とすると、

$$C_{DX2} = 2(\cos^2 \theta_s + 1.2 |\sin \theta_s \cos \theta_s|) \tag{4.24}$$

$$C_{DY2} = 2(\sin^2 \theta_s + 2.2 |\sin \theta_s \cos \theta_s|) \tag{4.25}$$

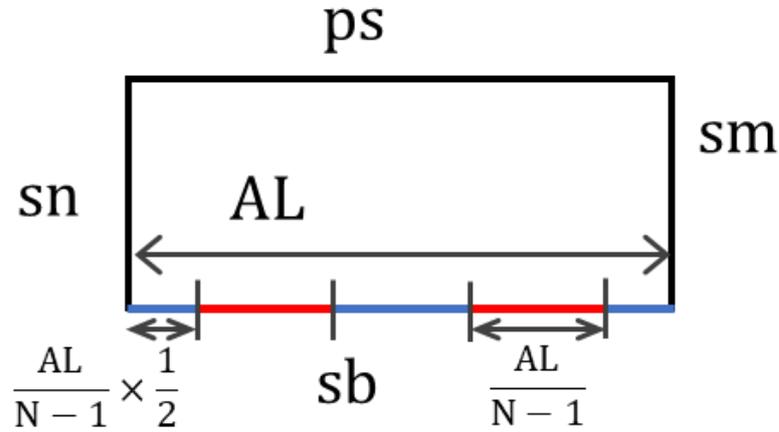


図 4-2 漂流物側面の分割方法 (N=5 の例)

と表される．慣性力は以下の式で求める．

$$F_{IX} = \frac{\rho}{2} C_M ALdh \left(\int_{sm} \frac{dU_{r,sm}}{dt} dY + \int_{sn} \frac{dU_{r,sn}}{dt} dY \right) \quad (4.26)$$

$$F_{IY} = \frac{\rho}{2} C_M ABdh \left(\int_{ps} \frac{dV_{r,ps}}{dt} dX + \int_{sb} \frac{dV_{r,sb}}{dt} dX \right) \quad (4.27)$$

$$F_{IZ} = -\frac{\rho}{2} C_M ALdh \left(\int_{sm} Y \frac{dU_{r,sm}}{dt} dY + \int_{sn} Y \frac{dU_{r,sn}}{dt} dY \right) \quad (4.28)$$

$$+ \frac{\rho}{2} C_M ABdh \left(\int_{ps} X \frac{dV_{r,ps}}{dt} dX + \int_{sb} X \frac{dV_{r,sb}}{dt} dX \right)$$

慣性力係数 C_M は 2.0 を既定値とする．

4-2-2. 構造物との衝突処理

STOC-DM では上述したように漂流物を直方体で近似するが，衝突処理においては処理の簡素化のために別形状を作成する．この形状は，接触形状のための BL ， BB ， BD という3つのパラメータで構成されており（図 4-3(a)），漂流物の長さ AL ，幅 AB ，喫水深 AD とは独立に決定することができる．接触形状は二つの円（半径 $R = BB/2$ ）とその円同士を結ぶ領域で形成された角丸長方形をしている．接触形状のパラメータ BL ， BB ， BD に対して，漂流物の形状パラメータ AL ， AB ， AD と同じ大きさを用いると図 4-3(b)緑で示すように漂流物に内

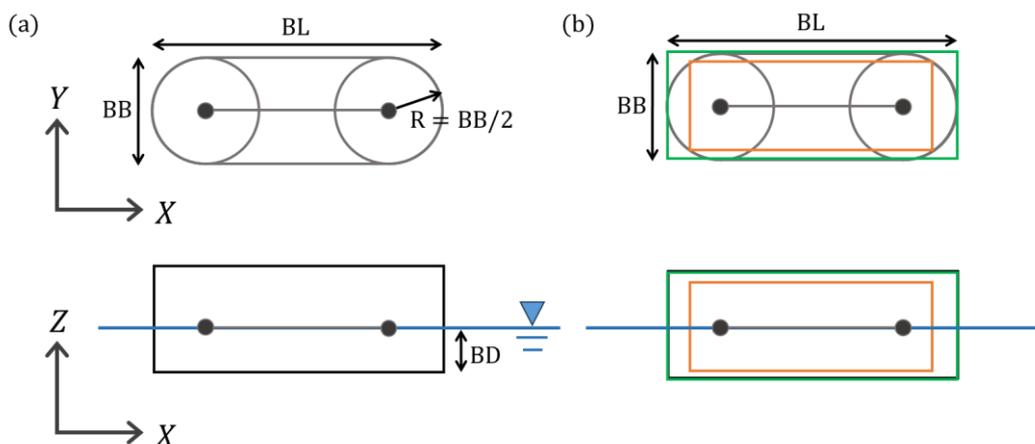


図 4-3 接触判定で用いる漂流物の形状. (a):俯瞰図 (上), 断面図 (下), (b): 漂流物形状との関係

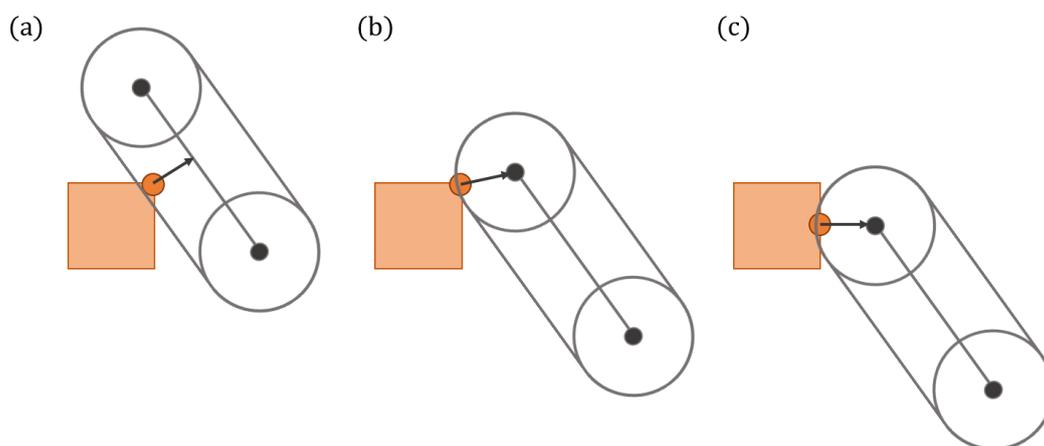


図 4-4 地物セルとの接触パターン. (a): パターン 1, (b): パターン 2, (c): パターン 3

包まれる接触形状を作成することができるし、漂流物の形状パラメータよりも大きな接触形状パラメータを用いると、図 4-3(b)中の橙で示すように漂流物を外接するような接触形状を作成することができる。

構造物を表現する地物セルとの接触は以下の 3 パターンに分けることができる (図 4-4)。パターン 1 および 2 は地物セルの角の点 (x 軸方向の計算格子境界と y 軸方向の計算格子境界の交点) が漂流物と接触している場合であり、パターン 3 は地物セルの辺が漂流物と接触する場合である。パターン 1 は接触点から接触形状の円同士を結んだ線分に垂線を下ろし線分内で交わる場合、パターン 2 は線分の外側で交わる場合である。いずれのパターンでも接触点と線分までの距離もしくは接触円中心までの距離が影響範囲 R よりも小さくなる場合に地物セルと接触と判定される。なお、この地物セルとの衝突は、漂流物の水平移動に

よって地物セルに対して横から衝突する場合に生じる。地物セル上面との接触処理については次小節で詳述する。

地物セルとの接触が判定された際には、以下の2ステップの補正計算を行う。第一に水平位置の補正、第二に運動量の補正である。漂流物と地物セルとの相対位置ベクトル (p, q) を次のように定める。 (p, q) の大きさは漂流物と地物セルとの距離とし、ベクトルの向きは漂流物が地物セルから受ける力の向きとする。位置補正は、地物セルと漂流物の重心位置との距離が $R + \varepsilon$ ($\varepsilon = R/100$) になるように平行移動させる。移動の方向は相対位置ベクトルの向きとする。重心の補正距離 Δl は、

$$\Delta l = R + \varepsilon - \sqrt{p^2 + q^2} \quad (4.29)$$

と表すことができるため、重心位置の補正量 $(\Delta x_G, \Delta y_G)$ は、

$$\Delta x_G = \Delta l \frac{p}{\sqrt{p^2 + q^2}} \quad (4.30)$$

$$\Delta y_G = \Delta l \frac{q}{\sqrt{p^2 + q^2}} \quad (4.31)$$

となる。

また、力積を $(F_t p, F_t q)$ 、補正後の重心の速度と角速度を u'_g, v'_g, ω' とすると、運動量保存式から、

$$m(u'_g - u_g) = F_t p \quad (4.32)$$

$$m(v'_g - v_g) = F_t q \quad (4.33)$$

となる。また、角運動量保存式から、接触位置を (x_e, y_e) とすると、

$$I(\omega' - \omega) = (x_e - x_G)F_t q - (y_e - y_G)F_t p \quad (4.34)$$

となる。さらに完全非弾性衝突を仮定することで、補正後の速度の向きが作用する力の向きと直交するという条件が成り立ち、

$$(u'_g - \omega'(y_e - y_G)) + (v'_g + \omega'(x_e - x_G))q = 0 \quad (4.35)$$

となる。これらを解くことで、

$$F_t = -\frac{P + Q}{O} \quad (4.36)$$

$$u'_g = u_g + \frac{p}{m}F_t \quad (4.37)$$

$$v'_g = v_g + \frac{q}{m}F_t \quad (4.38)$$

$$\omega' = \omega + \frac{(x_e - x_G)q - (y_e - y_G)p}{I}F_t \quad (4.39)$$

となる。ここで

$$O = \frac{p^2 + q^2}{m} + \frac{((x_e - x_G)q - (y_e - y_G)p)^2}{I} \quad (4.40)$$

$$P = p(u_g - \omega(y_e - y_G)) \quad (4.41)$$

$$Q = q(v_g + \omega(x_e - x_G)) \quad (4.42)$$

である。

4-2-3. 海底面や地表面との接触

水位の低下に伴い、漂流物の底面高さが地物セルの高さ以下となった時に、地物セル上面との接触が生じると判断される。なお、漂流物の底面高さは漂流物重心位置における水位から喫水深を引くことで算出される。重心位置における水位を基準とするため、底面高さは物体全体で共通となる。漂流物が存在している範囲に底面高さよりも小さい地物セルがあれば、すなわち地物セル上面と一部分でも接触していれば、漂流物底面全体が接触しているとされる。そのため、漂流物底面に作用する摩擦力は以下の式で表される。

$$F_{frc} = -\mu(m - \rho_w L B h)g \quad (4.43)$$

ここで、 μ 、 ρ_w 、 L 、 B 、 h はそれぞれ動摩擦係数、流体密度、漂流物長さ、漂流物幅、重心位置での水位である。漂流物の底面積を S とすると $S = LB$ となり、漂流物底面と地物セル毎の接触領域を評価する必要がないため、簡便に摩擦力を評価できる。その反面、漂流物底面が一部でも接触していると漂流物底面全体で摩擦力を評価するため、摩擦力が過大に評価されるという問題が生じる。加えて、この方法では摩擦力を漂流物の重心位置で評価することになり、漂流物の回転運動に対する摩擦力の影響を考慮することができない。

4-3. 複数構造物との同時衝突モデルの導入

一般に漂流物モデルにおける衝突処理とは、他の漂流物あるいは地物に対して生じためり込みを解消し、非接触状態を維持するための処理である。しかしながら、従来の STOC-DM における衝突処理は、1か所のめり込みに対する処理を1計算ステップあたりに1回しか行わないため、数多くの構造物が存在するような実際の陸上地域に対して、物体との非接触状態を維持できる保証はない。船舶のように構造物に対する漂流物の空間スケールが大きくなると、その傾向は強くなるはずである。複数構造物との同時接触を制御するために計算時間ステップを小さくする方法もあるが、大量の漂流物を取り扱う場合に計算負荷が膨大になるため、非現実的である。そこで本研究では、低い計算負荷で複数構造物との非接触

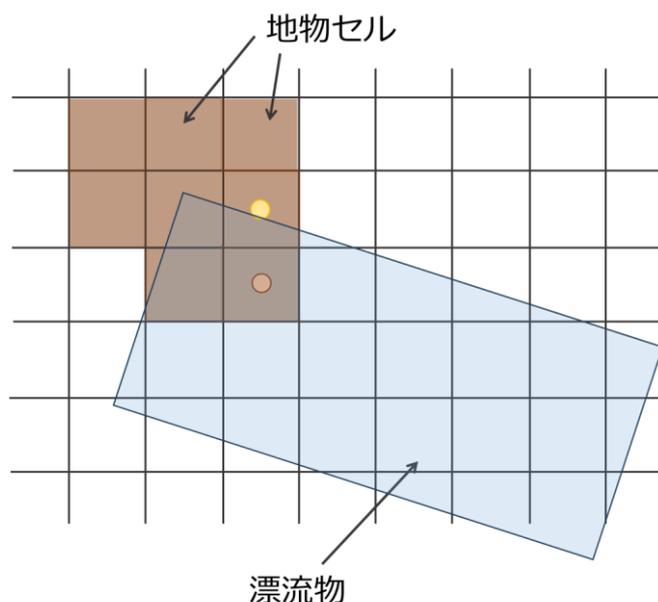


図 4-5 漂流物と複数の地物セルとの同時接触のイメージ. 橙丸：めり込み量最大のセルの中心位置, 黄丸：改良前の STOC-DM で判定される接触セルの中心位置

状態を維持可能なモデルを構築した. 処理の流れは以下の通りである.

1. ある時間ステップにおける接触点, めり込み量を判定する.
2. 接触点における運動量補正計算を行い, 修正後の速度, 角速度を得る.
3. 補正した速度, 角速度を用いて位置と回転角の補正計算を行う.
4. 1に戻り, 再度接触点があるか判定を行う.

1の接触点の判定については, 既存の処理と同様に各地物メッシュとの距離が接触半径よりも小さくなった場合に接触状態と判定しているが, 当該メッシュの近傍にも接触する場合が存在する (図 4-5). すなわち, 漂流物が複数の計算メッシュにまたがって接触している場合である. 改良前の STOC-DM における処理では, x 方向, y 方向の計算インデックスに対して順番に探索するため, 必ずしもめり込み量最大となるメッシュが接触点とはならない. そこで, このような場合において計算メッシュへのめり込み量が最大となるメッシュを接触点として判定する処理を追加した. 3における位置補正について, 既存モデルでは地物セルと漂流物の重心位置との距離が $R + \varepsilon$ になるように強制的に平行移動させる処理を行っていた. しかしながら, 重心位置の補正に関する式 (式(4.30)~式(4.31)), 移動速度および角速度の補正に関する式 (式(4.37)~式(4.39)) からも分かるようにそれぞれ独立に修正量を算出しており, 両者に相互依存の関係はない. また, STOC-DM における位置補正について, 回転角に関する補正は存在していない. そこで上述した処理の流れでも示したように,

強制的に漂流物を平行移動させるのではなく、補正した運動量から算出した修正後の速度を用いて漂流物の位置と回転角度を補正する改良を行う。すなわち、式(4.32)~式(4.42)の接触点 (x_e, y_e) と漂流物との相対位置ベクトル (p, q) をそれぞれめり込み量最大位置の点 (x'_e, y'_e) 、めり込み量最大位置の点との相対位置ベクトル (p', q') にして運動量修正後の速度と角速度を得る。これらをすべての接触点で計算すると、次に示すある時間ステップにおける漂流物の速度および角速度の修正量が得られる。

$$\Delta u_{all} = \sum_c^{c_{all}} \Delta u_c = \sum_c^{c_{all}} \frac{p_c}{m} F_{t,c} \quad (4.44)$$

$$\Delta v_{all} = \sum_c^{c_{all}} \Delta v_c = \sum_c^{c_{all}} \frac{q_c}{m} F_{t,c} \quad (4.45)$$

$$\Delta \omega_{all} = \sum_c^{c_{all}} \Delta \omega_c = \sum_c^{c_{all}} \frac{(x'_e - x_G)q_c - (y'_e - y_G)p_c}{I} F_{t,c} \quad (4.46)$$

ここで C_{all} は全接触点数、下添え字 c は各接触点での値であることを示す。得られた速度修正量を用いて、接触処理後の速度、角速度、位置、角度を以下の通り得る。

$$u'_g = u_g + \Delta u_{all} \quad (4.47)$$

$$v'_g = v_g + \Delta v_{all} \quad (4.48)$$

$$\omega'_g = \omega_g + \Delta \omega_{all} \quad (4.49)$$

$$x'_g = x_g + \Delta u_{all} \Delta t \quad (4.50)$$

$$y'_g = y_g + \Delta v_{all} \Delta t \quad (4.51)$$

$$\theta'_g = \theta_g + \Delta \omega_{all} \Delta t \quad (4.52)$$

修正された位置、角度を用いて再度接触判定を行い、接触がある場合は同じステップで接触計算を行う。

4-4. 局所接触モデルの導入

4-4-1. 部分接触に関する処理

STOC-DMにおける漂流物底面と地物メッシュ上面との接触判定は、各地物メッシュ上面の高さと漂流物底面の高さを比較することで行われており、1つでも地物メッシュの上面高さが漂流物底面高さ以上であれば、漂流物底面と地物メッシュ上面は接触していると判定される。しかしながら、実際は式(4.43)にあるように漂流物重心位置における水位と標高

さを使用して摩擦計算を行うため、重力と浮力のつり合いの関係から当該位置における水深が喫水深未満でないと摩擦力は作用しない。局所的な接触であっても漂流物底面全体で接触と判定されるものの、実際の摩擦計算上では摩擦力が作用しないことも多い。

局所的な接触とそれに伴う摩擦力を算定するためには、各地物メッシュ上面と漂流物底面のオーバーラップ領域を算出すること、オーバーラップ領域にて作用する摩擦力と摩擦力の向き、回転に対する摩擦力を算出することが必要になる。したがって、摩擦力に関する評価式（式(4.43)）は式(4.53)~式(4.54)のように書き換えられる。

$$F_{frc} = \sum_{i,j} F_{frc,i,j} \quad (4.53)$$

$$F_{frc,i,j} = \begin{cases} -\frac{S_{i,j}}{LB} \mu (m - \rho_w LB h_{i,j}) g, & h_{i,j} < \text{draft depth} \\ 0, & h_{i,j} \geq \text{draft depth} \end{cases} \quad (4.54)$$

ここで、 $S_{i,j}$ 、 $h_{i,j}$ は各地物セルと漂流物底面のオーバーラップ領域の面積と各地物セルにおける漂流物の水位である。ただし、漂流物重心位置における水位から算出した漂流物底面高さがオーバーラップ領域における地物セルの高さよりも大きいセルにおいては、オーバーラップ領域の面積 $S_{i,j}$ は0となる。すなわち、これまで通り漂流物底面高さで漂流物の基準高さを決定し、その高さと各地物セルの高さを用いて部分的に接触が生じているか判断する。各オーバーラップ領域に作用する摩擦力の向きは以下の通り定義し、モーメントを計算することで回転に対する摩擦力の影響も考慮することが可能になる。

$$F_{frc,x} = F_{frc} \frac{u_e}{\sqrt{u_e^2 + v_e^2}} \quad (4.55)$$

$$F_{frc,y} = F_{frc} \frac{v_e}{\sqrt{u_e^2 + v_e^2}} \quad (4.56)$$

$$M_{frc,x} = -F_{frc,x} DYL + F_{frc,y} DXL \quad (4.57)$$

ここで、 u_e 、 v_e はオーバーラップ領域における漂流物速度、 DXL 、 DYL は漂流物重心位置からオーバーラップ領域重心位置までの長さである。

4-4-2. 局所接触による漂流物拘束に関する処理

4-4-1. によって局所的な接触による摩擦力の算定と回転に対する摩擦の考慮を反映できるようになった。しかしながら、3章で示した漂流物実験において生じた局所的な接触に伴い発生する漂流物挙動の拘束と、拘束位置を通る鉛直軸周りの回転運動については表現することができない。これはSTOC-DMに限らず、漂流物モデルで一般的に採用されている剛体の運動方程式は、物体重心位置を通る軸周りの回転運動のみを対象としているためであ

る。そこで、上記の処理に加えて拘束判定処理と拘束位置で生ずる回転運動の計算処理を追加した。図 4-6 に局所接触モデルの概要を示す。拘束判定については、以下の式(4.58)を条件とした。

$$\omega^n \omega^{n+1} \leq 0 \text{ and } T'_{flow}{}^n T'_{flow}{}^{n+1} \geq 0 \text{ and } |F_{flow}| - |F_{frc}| \leq 0 \quad (4.58)$$

ここで、 T' は摩擦の影響を除外した回転モーメント、上付きの添え字 n は時間ステップを示す。この条件式は、時間ステップ n と $n+1$ において、摩擦を除外した回転モーメントが同じ方向に作用していて（条件式の2項目）、外力 F_{flow} が摩擦力 F_{frc} よりも小さく（条件式の3項目）、局所接触で生じた摩擦の影響で重心を通る鉛直軸周りの回転運動がストップ（条件式の1項目）した場合に、漂流物が局所接触箇所で拘束されることを示している。言い換えると、地物メッシュとの接触で生じた摩擦の影響で回転運動が止まり、かつ並進運動が減速する場合に、拘束箇所を通る鉛直軸周りに回転軸がシフトするという事である。つまり、並

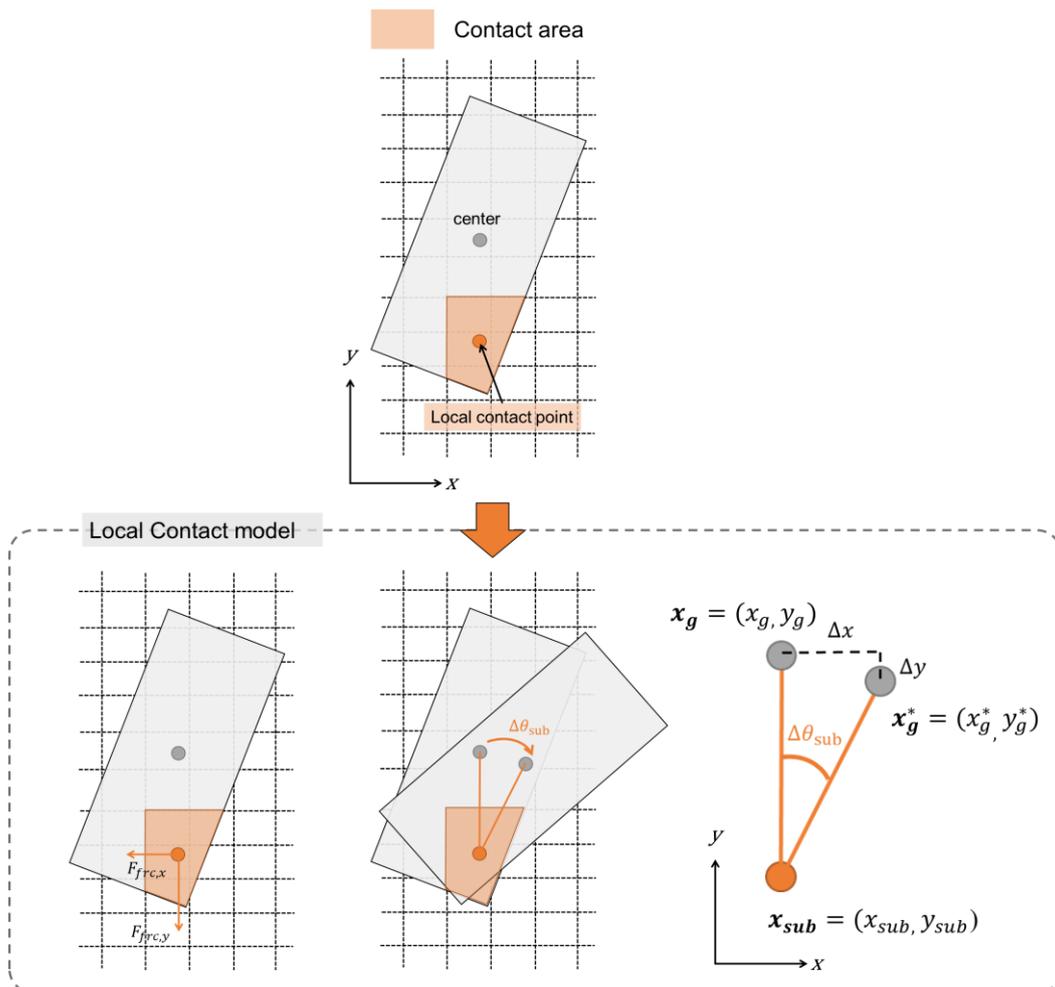


図 4-6 局所接触モデルの概要

進運動が加速しているような状況 ($|F_{flow}| - |F_{frc}| > 0$) であれば、局所接触による回転軸のシフトが発生するほどの拘束状況にないと考えた。

条件式(4.58)が満たされた場合、シフトした新たな回転軸回りで回転モーメントを計算する必要がある。これは回転軸の位置が変わればモーメント発生位置までの距離が変わり、かつ慣性モーメントも変化するためである。これら変更したモーメントと慣性モーメントを用いることで、シフトした回転軸周りでの回転角 $\Delta\theta_{sub}$ を得ることができる。一方、回転軸がどこにあるかと並進運動に寄与する外力 F_{flow} は変化しない。シフトした軸周りの回転運動によって変化する重心位置 $\Delta\mathbf{x}_{sub}$ は以下の式から算出する。

$$\Delta\mathbf{x}_{sub} = \mathbf{x}_g^* - \mathbf{x}_g^n \quad (4.59)$$

$$\mathbf{x}_g^* = \mathbf{x}_{sub} + R(\mathbf{x}_g^n - \mathbf{x}_{sub}) \quad (4.60)$$

ここで、 \mathbf{x}_g^* と \mathbf{x}_{sub} はそれぞれ固定座標系における回転運動によって変化した重心位置ベクトル、シフトした回転軸の位置を示すベクトルである。 R はシフトした軸周りにおける回転行列であり、以下の式で表される。

$$R = \begin{pmatrix} \cos\Delta\theta_{sub} & \sin\Delta\theta_{sub} \\ -\sin\Delta\theta_{sub} & \cos\Delta\theta_{sub} \end{pmatrix} \quad (4.61)$$

最終的に、時間ステップ n と $n+1$ における重心位置の関係は以下の式で表される。

$$\mathbf{x}_g^{n+1} = \mathbf{x}_g^n + \Delta\mathbf{x}_g + \Delta\mathbf{x}_{sub} \quad (4.62)$$

$\Delta\mathbf{x}_g$ は並進運動の運動方程式を解くことによって得られる重心位置の変化量である。

4-5. 理想化条件における計算

4-5-1. 衝突処理に関する理想化条件における計算結果

衝突処理の改良効果を確認するために、水槽内を並進運動する漂流物が壁に衝突する際の挙動に関して簡単なテスト計算を実施した。計算条件の概要を図 4-7 に示す。壁は $x = 49.0$ mから $x = 60.0$ mの範囲に設置した。1.0 m/s の一様流れを生成し、長さ 10 m×幅 4 m×高さ 1 m の漂流物の挙動を追跡した。計算格子解像度は x 方向、 y 方向ともに 1 m とした。漂流物挙動の位置の変化を図 4-8 に示す。両者に大きな違いがあるように見えないが、漂流物の重心位置 (x 方向) の時系列変化 (図 4-9) によると壁との衝突時に漂流物重心位置が不自然に振動していることが分かる。これは式(4.30)の位置補正による壁から離れる方向への強制移動と x 正方向の一様流れによる壁への再衝突の様子を示している。一方、改良後の衝突モデルでは衝突処理後の漂流物位置は一定となっている。これは衝突処理時の運動量の補正量は漂流物のめり込みがちょうど解消される補正量になっており、改良後のモデ

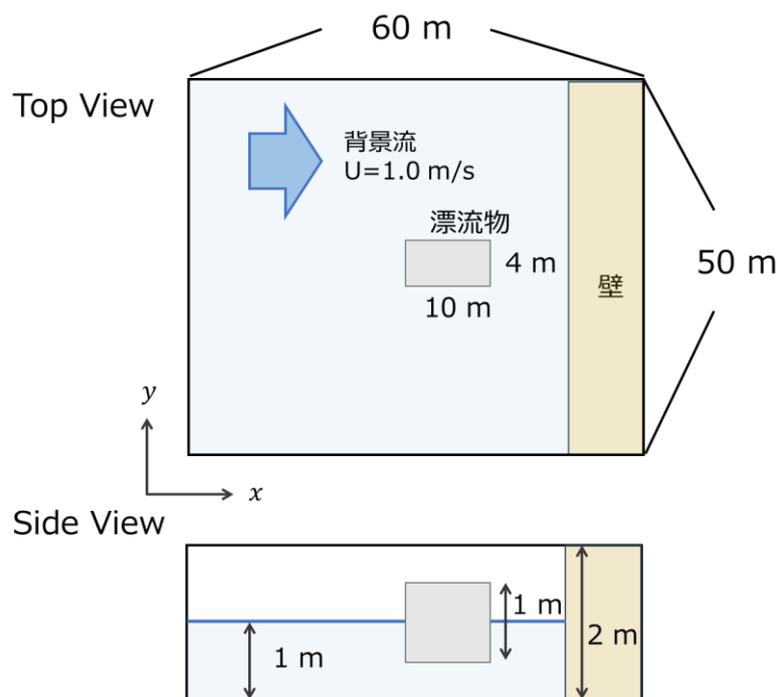


図 4-7 ケース 1 の計算条件概要

ルでは補正された運動量を用いて漂流物の位置補正を行っているため、漂流物側面が壁に対してめり込まない接触状態を維持しているためである。以上のように、モデル改良によって不自然な繰り返り衝突が解消され、壁と漂流物側面がめり込むことなく接触し続ける自然な挙動が確認された。なお、多数構造物との同時衝突については、第6章で実施する実験の再現計算の中で検証を行う。

4-5-2. 局所接触に関する理想化条件における計算結果

局所接触に関するテスト計算を2ケース実施し、モデル改良の効果を確認した。図4-10にテスト計算における漂流物と地形の条件を示す。ケース1では流れ場は考慮せず、漂流物の条件として初期角速度 20.0 deg/s 、回転モーメント $13,000 \text{ N/m}$ を計算期間中付与し続けた。ケース1の結果を図4-11に示す。既存のSTOC-DMにおける結果では、角速度が計算開始直後に0になっている。これは漂流物が地面と接触中、かつ並進速度が一定値以下だと角速度を0とする処理によるものであり、回転に対する摩擦の影響を考慮できないために特例の処理として実装されているものである。一方、局所接触を考慮したモデルでは、摩擦力一定のため角速度が線形で減少し、回転角の時間変化もそれに合わせて少しずつ小さくなり、最終的には一定値に到達する。計算で付与した回転モーメントの大きさは摩擦力よりも小

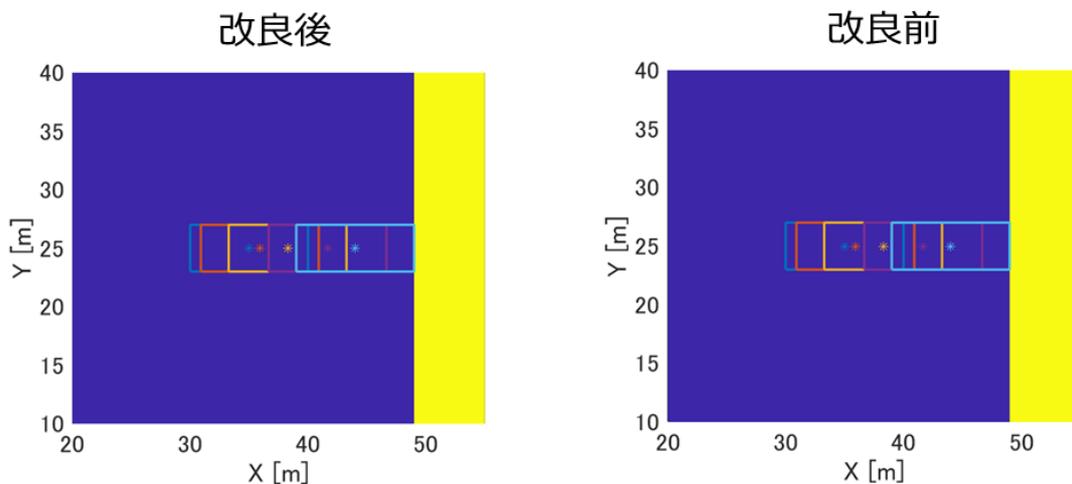


図 4-8 漂流物挙動のスナップショット

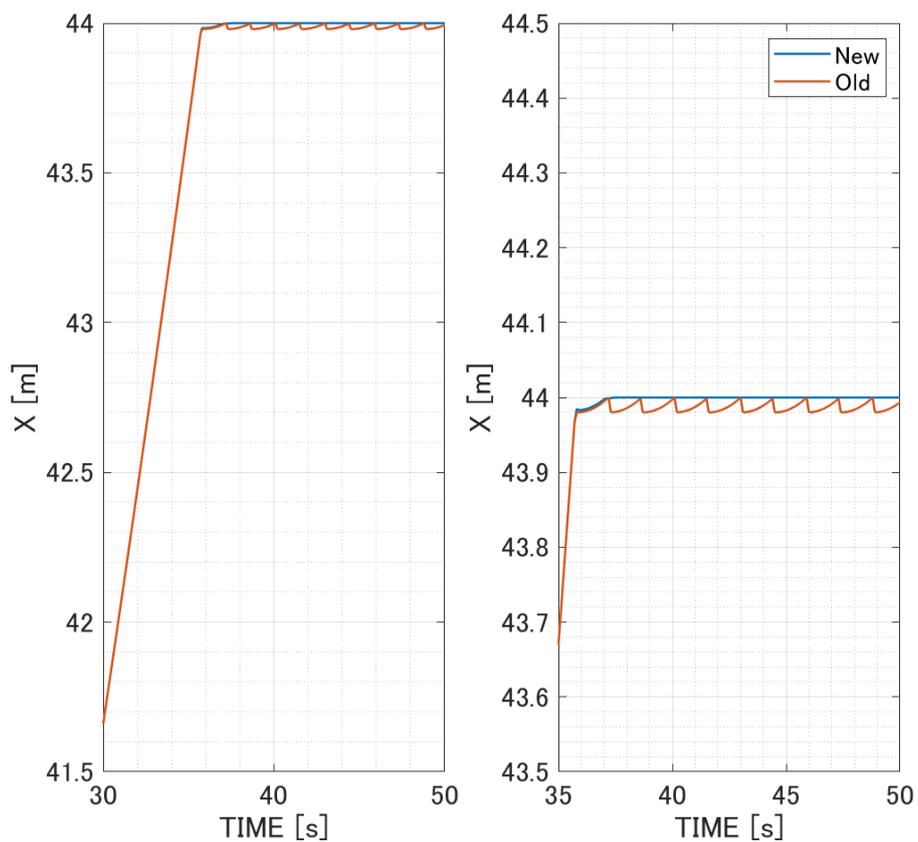


図 4-9 x 方向の漂流物重心位置の時系列変化. 左: 位置の時系列変化, 右: 左図の拡大図

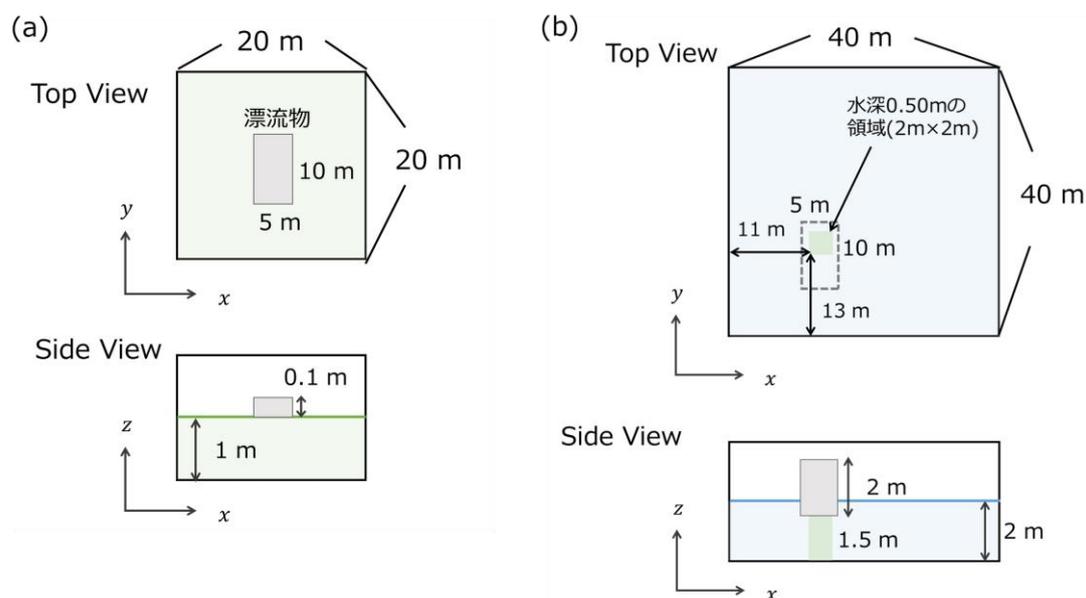


図 4-10 局所接触に関するテスト計算における計算条件. (a):ケース 1, (b):ケース 2

さいため、一度回転が停止すると再度動き出すことはない。

ケース 2 では一様流速 1.0 m/s を x 軸正方向に付与し、図 4-10(b)にあるように計算開始時点で漂流物底面と海底面が局所的に接触している条件で計算を行った。図 4-12 は計算開始時点と終了時点でのスナップショットを示したものである。既存の STOC-DM では、局所接触を考慮せず漂流物重心位置における水位から漂流物の底面高さを算出しているため、局所的に浅い領域の影響が漂流物底面高さの算出に反映されない。これは摩擦計算時において使用される水深も同様であるため、式(4.43)で計算される摩擦力が 0 になってしまい、摩擦力による並進運動の減速が一切生じない。一方、局所接触を考慮したモデルでは、物体底面全体で海底面との局所的な接触を判定するため、局所的な地形変化の影響を考慮することができる。このケースでは動摩擦係数を 1.0 と大きい値を用いることにより強制的に拘束が発生する条件を設定した。これにより、局所接触により物体の並進運動が拘束され、拘束箇所を通る鉛直軸周りの回転運動が生じる様子を確認できた。

4-6. まとめ

4 章では第一に漂流物モデル STOC-DM の流体力評価方法、構造物との衝突モデル、地表面あるいは海底面との接触モデルの処理方法について説明を行った。第二に STOC-DM の現地領域に対するモデル適用性向上のために、構造物との衝突モデル、地表面との接触モデ

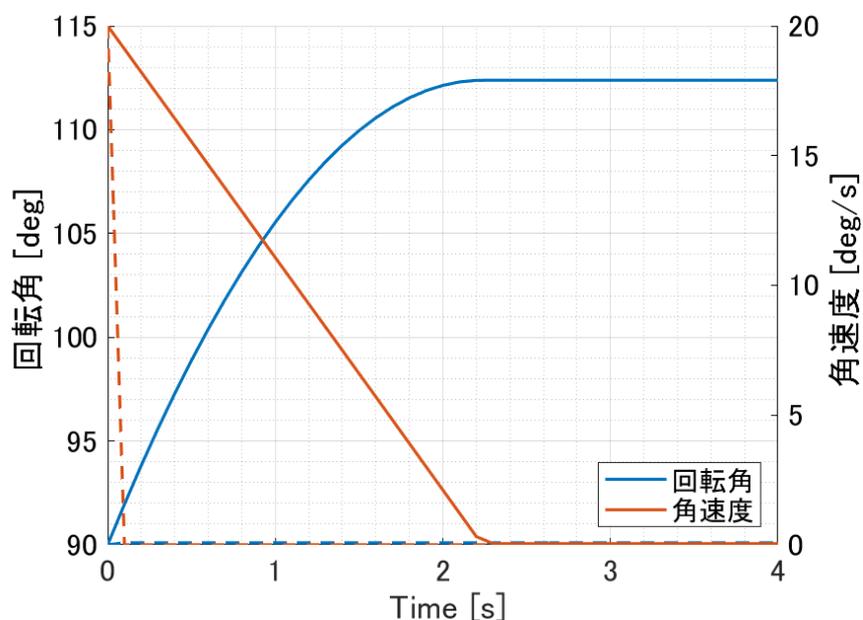


図 4-11 ケース 1 における回転角度と角速度の時間変化. 実線：局所接触を考慮したモデルの結果, 破線：既存の STOC-DM における結果

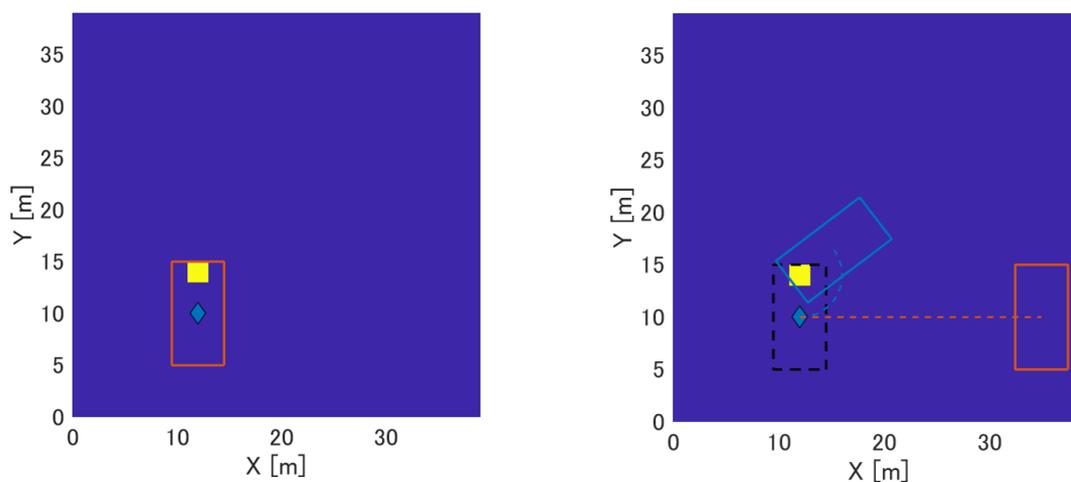


図 4-12 ケース 2 における漂流物位置のスナップショット. 左：計算開始時, 右：計算終了時. 青枠：局所接触を考慮したモデルの結果, 赤枠：既存の STOC-DM における結果.

ルに対してモデル改良を実施し, 簡単なテスト計算を通してモデルの改良効果を検討した.

構造物との衝突モデルについては, 多数の構造物との同時衝突に対して漂流物と構造物の非接触状態が維持されるような改良を行った. これまでの STOC-DM では 1 計算ステップあたりに 1 か所のめり込みを解消するための処理しか実装されていなかったが, 改良し

たモデルでは、漂流物へのめり込みが発生しているすべての箇所を抽出し、すべてのめり込みを解消するような運動量補正を行う。運動量補正によって得られた補正後の漂流物速度と角速度を用いて漂流物の位置と回転角度を補正することにより、漂流物側面と地物セル側面がめり込むことなく接触する状態を維持することができるようになった。テスト計算を通して、これまでの STOC-DM で実施していた強制的に一定量の距離だけ接触面から離すという処理によって、不自然な繰り返し衝突が生じることが確認された。一方、改良した STOC-DM においては、各計算ステップで漂流物が地物セルにめり込まないための補正処理を行うため、常に漂流物と地物セルの側面同士が同じ位置で接触していることが確認できた。

漂流物の回転運動に対する地物セルとの接触の影響や局所的な漂流物底面と地物セルとの接触による拘束運動の影響を考慮するために、新たに局所接触モデルを実装した。これにより、地物セルと接触している漂流物の回転運動が、摩擦の影響によって徐々に角速度が減少し漂流物の回転が停止する現象を計算できるようになった。これまでの STOC-DM には、十分な回転運動エネルギーがあったとしても並進速度が小さい場合は、強制的に回転運動を停止させるような特例処理が実装されているが、改良したモデルによって自然な回転運動の減衰が表現できるようになった。また、局所的に浅い領域で漂流物底面が接触しているような場合、これまでの STOC-DM では漂流物重心位置の直下に当該領域があればその影響を考慮できるが、重心位置ではない漂流物の直下に当該領域があるような場合は、局所的な地形変化の影響を摩擦計算で考慮することができなかった。今回導入した局所接触モデルでは、各計算メッシュの地物セル高さや漂流物底面高さを比べるため、局所的な浅い領域の影響を摩擦計算に反映することができる。さらに、当該領域で漂流物の並進運動が拘束されるような場合において、当該領域の鉛直軸周りの回転運動が加わるという現象を表現するためのモデルを実装した。これらのモデルを用いることによって、第6章にて第3章で示した沿岸市街地模型を用いた水槽実験の再現を試みる。

第5章

理想実験による流体力評価式の相互比較

本章では、漂流物モデルの多くで採用されているモリソン式もしくは修正モリソン式を用いた流体力評価式と圧力勾配の空間積分値を使用した流体力評価式の二手法を概説するとともに、これらの評価式と組み合わせて使用される相互作用モデルについて詳述する。これらの手法を STOC-DM に実装し、いくつかの理想実験を通して両評価式の特徴を把握する。さらに、圧力勾配の空間積分値を使用した流体力評価式において、物体と流体の相互作用を考慮しない場合に生じる流体力の過小評価を改善するモデルを提案し、相互作用を考慮した計算と比較する。

5-1. 本章の概要

漂流物モデルで採用されている流体力評価式は二種類に大別される。一つはモリソン式もしくは修正モリソン式を用いた流体力評価式、もう一つは三次元漂流物モデルで多く採用される圧力勾配を用いた流体力評価式（以下では圧力勾配型と記す）である。なお、以下の記述において、モリソン式もしくは修正モリソン式を区別せずにモリソン式を基にした流体力評価式という意味でモリソン型と記す場合がある。その他にも、米山ら(2008, 2009)は圧力勾配ではなく圧力値を使用するモデル、Xiong et al (2022) は物体前面と背面における圧力積分値の差分を流体力とするモデルを流体力評価式として採用している。

STOC-DM にはモリソン型の流体力評価式が採用されているが、本研究ではモリソン型の流体力評価式と組み合わせて使用されることが多い流体力の反力を運動方程式にフィードバックする方法を新たに実装する。さらに、モリソン型と同じく既往研究の中で採用されることの多い圧力勾配型の流体力評価式と体積力型 IB 法の組み合わせを新たに STOC-DM に実装する。静止物体、移動物体、水中、陸上と様々な理想実験を通して、両モデルの違いや

特徴を整理する。

5-2. モリソン型の流体力評価モデル

5-2-1. モリソン型流体力評価式の概要

モリソン式はMorison et al.(1950) によって提案された一様流中に設置された円柱に作用する流体力の評価式である (式(5.1)) .

$$F_{mor} = \frac{1}{2}\rho_w C_d A u_f |u_f| + \rho_w C_m V \frac{\partial u_f}{\partial t} \quad (5.1)$$

ここで、 ρ_w , C_d , C_m , u_f , A , V はそれぞれ流体の密度, 抗力係数, 慣性力係数, 流体速度, 没水面積, 没水体積である. モリソン式は抗力と慣性力の和といった非常にシンプルな形で流体力を表現することができるため, 円柱以外の様々な形状に対して数多くの実験が実施され, 抗力係数, 慣性力係数が提案されている. 抗力と慣性力は式(5.1)にあるように, それぞれ抗力係数と慣性力係数を用いて表現され, これらの係数は形状や物体周辺の流体場 (例えば, レイノルズ数やフルード数) に依存することはよく知られている (土屋・山口(1972); 後藤ら(1982)). また, 数値流体力学の分野では, 乱流モデルを考慮した数値計算モデルの検証としてこれらの係数を流体計算結果から算出し, 実験結果と比較する研究が行われることが多い (例えば, 平野ら(2002)).

静止構造物を扱うモリソン式を移動構造物に対して拡張したのが修正モリソン式であり, 式(5.2)中の流速を相対速度に置き換える.

$$F_{mor,mod} = \frac{1}{2}\rho_w C_d A (u_f - u_d) |u_f - u_d| + \rho_w C_a V \frac{\partial (u_f - u_d)}{\partial t} + \rho_w V \frac{\partial u_f}{\partial t} \quad (5.2)$$

ここで, u_d は移動物体の移動速度, C_a は付加質量係数で慣性力係数 C_m とは以下の関係がある.

$$C_m = 1 + C_a \quad (5.3)$$

式(5.2)の第三項はFroude-Krylov力といい, 攪乱されていない入射波の変動圧力に基づく力を表す. モリソン式や修正モリソン式では, 構造物の影響を受けない遠方の点での流速値から物体に採用する流体力を評価することができるため, 特に漂流物と流体の相互作用を考慮しない漂流物計算においては相性が良い.

一方でモリソン型の流体力評価式にはいくつかの問題があると考えられる. 一つは抗力係数や慣性力係数のばらつきである. モデルパラメータである抗力係数, 慣性力係数は物体の形状, さらに流向に対する物体の向きや周辺の流体場に依存する. 実際に既往実験で算定さ

れた抗力係数は、同形状についての評価も実験によって大きくばらついている（水谷ら (2005)）。STOC-DM のように流向に対する漂流物の向きの影響を考慮した流体力評価式になっているモデルも存在しているが、多くのモデルでは上記の影響を無視し一定値の係数を用いる。また、実験の再現計算を実施する過程で、実験データに対して再現精度の高い係数を見つけるまでパラメータスタディを行う事例もあるが、本来の物理過程を鑑みると少々疑問の残る、汎用性の欠けるアプローチ方法であると考ええる。二つ目は流体モデルの精度に対する感度が高いことである。抗力は流体速度もしくは動いている場合は相対速度の二乗に比例、慣性力は相対速度の時間微分に比例するため、流体モデルの精度の影響を非常に強く受ける。Fukui et al. (2022) にあるように、流動モデル間の流速値のばらつきは水位のばらつきに比べて大きく、それにより流体力のばらつきも大きくなることが予想される。なお、STOC-DM におけるモリソン式をベースとした流体力評価式の実装については第4章を参照されたい。

5-2-2. 流体力の抗力を反力とした相互作用モデル

モリソン型の流体力評価式を実装しているいくつかの漂流物モデルでは、物体と流体の相互作用を考慮するために、流体力の反力を流動モデルにフィードバックする手法を導入している（Kihara and Kaida. (2020); 野島ら(2017)）。具体的には式(5.4)、式(5.5)に示すように、漂流物モデルで得られた各軸方向の流体力の反力を $f_{c,x}$ 、 $f_{c,y}$ として、流体の運動方程式の右辺に抵抗力という形で流体力の反力をフィードバックする。なお、式(5.4)、式(5.5)は STOC-ML および STOC-IC に採用されている流体の運動方程式であり、これらのモデルではポーラスモデルを採用している。

$$\begin{aligned} \gamma_v \frac{\partial u_f}{\partial t} + \frac{\partial(\gamma_x u_f u_f)}{\partial x} + \frac{\partial(\gamma_y u_f v_f)}{\partial y} - \gamma_v f_0 v_f \\ = -\gamma_v \frac{1}{\rho_w} \frac{\partial p}{\partial x} + \frac{\partial}{\partial x} \left(\gamma_v v_H^2 \frac{\partial u_f}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\gamma_v v_H \left(\frac{\partial u_f}{\partial y} + \frac{\partial v_f}{\partial x} \right) \right) + \gamma_x \frac{1}{\rho_w} f_{c,x} \end{aligned} \quad (5.4)$$

$$\begin{aligned} \gamma_v \frac{\partial v_f}{\partial t} + \frac{\partial(\gamma_x u_f v_f)}{\partial x} + \frac{\partial(\gamma_y v_f v_f)}{\partial y} - \gamma_v f_0 u_f \\ = -\gamma_v \frac{1}{\rho_w} \frac{\partial p}{\partial y} + \frac{\partial}{\partial x} \left(\gamma_v v_H \left(\frac{\partial u_f}{\partial y} + \frac{\partial v_f}{\partial x} \right) \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\gamma_v v_H^2 \frac{\partial v_f}{\partial x} \right) + \gamma_y \frac{1}{\rho_w} f_{c,y} \end{aligned} \quad (5.5)$$

ここで、 t は時間、 u_f 、 v_f は各軸方向の流速、 γ_x 、 γ_y は各軸方向の面積透過率、 γ_v は空隙率、 f_0 はコリオリパラメータ、 ρ_w は流体密度、 p は圧力、 v_H は水平方向の動粘性係数である。STOC-DM で計算された流体力を $F_{d,x}$ 、 $F_{d,y}$ とすると、

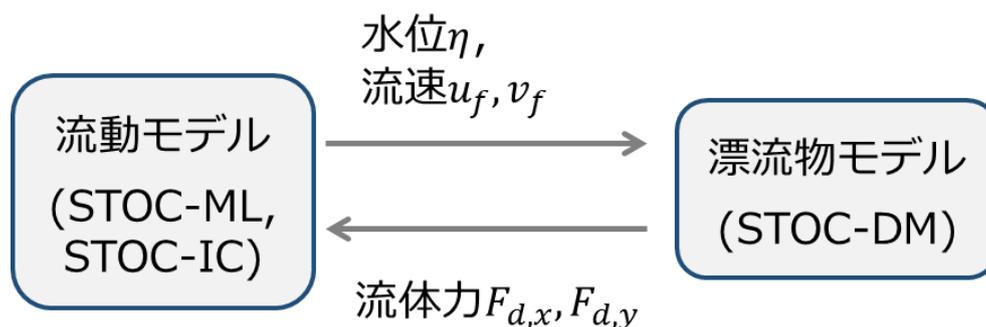


図 5-1 モリソン型の流体力評価式と反力のフィードバックを反映したモデルにおける変数交換

$$f_{c,x} = -\frac{F_{d,x}}{\Delta V} \quad (5.6)$$

$$f_{c,y} = -\frac{F_{d,y}}{\Delta V} \quad (5.7)$$

となる．ここで ΔV は没水体積である．なお，反力は付加項として運動方程式に加わるため，通常の STOC-ML における Leap-frog 法による時間発展の枠組みを変更することなく，相互作用を考慮することができる．

モリソン型の流体力評価式と流体力の反力を相互作用力として考慮するモデルにおいては，STOC-DM と流動モデル STOC-ML あるいは STOC-IC の連成を図 5-1 の通り行う．流動モデルからは水位，各方向流速の空間値を STOC-DM へ送信し，STOC-DM からは STOC-DM 内で計算した流体力を流動モデルに送信する．なお，STOC-DM は第 4 章に記したように，物体側面の分割数を自由に設定することができる．水位や流速といった値は流動モデルにおける格子定義点での値なので，分割面中心位置での流速や水位を補間することにより各分割位置における流体力を定義する．一方，流体力を流動モデルにフィードバックする場合は，各格子定義点間の流体力を抽出し総和を取ることによって格子定義点での反力を計算することとした．なお，STOC-DM では反力に慣性力を含めると慣性力の大きな時間変動により計算が不安定化したため，抗力のみをフィードバックするものとした．

5-3. 圧力勾配型の流体力評価モデル

5-3-1. 圧力勾配型の流体力評価式の概説

圧力勾配型の流体力評価式は、牛島ら(2006)や中村ら(2010)、菊ら(2014)の三次元モデルに適用されている。米山ら(2008; 2009)は圧力勾配ではなく圧力値を使用するモデル、Xiong et al. (2022)は物体前面と背面における圧力積分値の差分を流体力とするモデルを採用しているが、後述する相互作用スキームも含め、中村ら(2010)や菊ら(2014)の研究で採用された手法を導入するため圧力勾配型の評価式を選択した。複雑な物体形状や自由水面の考慮、衝突を含んだ物体の挙動を考慮するためには、物体を含む流れ場を多層流場として捉える解法が有効である(牛島ら(2008b))。そこで中村ら(2010)や菊ら(2014)は多層流場として体積力型の Immersed Boundary 法(以下 IB 法と記す)(Kajishima et al., 2001)を採用し、菊ら(2014)は物体の強制移動による造波問題に適用し、実験結果と比較して妥当な計算結果を得ている。中村ら(2013)は風作用で漂流するコンテナに体積力型 IB 法を実装した漂流物モデルを適用し、風速の増加やコンテナの質量減少によりコンテナの漂流距離が大きくなる結果を示した。この手法は物体が格子内に占める体積率 F_{ob} を計算することさえできれば、単純なスキームで物体に作用する流体力を計算することができる。 x 軸まわり、 y 軸まわりの回転を考慮しない STOC-DM においては、 $x-z$ 平面もしくは $x-z$ 平面内で物体が傾くことがないため、体積率の計算は非常に単純になる。この実装の容易さも STOC-DM に体積力型 IB 法の導入を決めた理由である。体積力型 IB 法の詳細は次項に記すが、体積力型 IB 法を導入した際の流体力評価式は、各計算格子点で計算される圧力 p 、格子間隔 Δx 、 Δy 、 Δz と体積率 F_{ob} を用いて、以下の通りとなる。

$$F_{x,p} = \sum f_{x,p,i,j} = \sum F_{ob} \left(\frac{\partial p}{\partial x} \right) \Delta x \Delta y \Delta z \quad (5.8)$$

$$F_{y,p} = \sum f_{y,p,i,j} = \sum F_{ob} \left(\frac{\partial p}{\partial y} \right) \Delta x \Delta y \Delta z \quad (5.9)$$

なお、Xiao et al. (1997)と同様に物体表面に作用するせん断力の影響は十分に小さいものと仮定している。各格子での値を体積率が0より大きい領域で積分することにより物体全体で作用する流体力として定義する。物体の運動方程式は以下の通りである。

$$m \frac{du_{x,d}}{dt} = F_{x,p} \quad (5.10)$$

$$m \frac{du_{y,d}}{dt} = F_{y,p} \quad (5.11)$$

$$I \frac{d\omega_{z,d}}{dt} = N_{z,p} = \sum (r_{x,d,i,j} f_{y,p,i,j} - r_{y,d,i,j} f_{x,p,i,j}) \quad (5.12)$$

ここで、 m は物体の質量、 I は鉛直軸まわりの慣性モーメント、 $N_{z,p}$ は鉛直軸まわりのモーメント、 $u_{x,d}$ 、 $v_{x,d}$ は各軸方向の物体の並進移動速度、 $\omega_{z,d}$ は鉛直軸周りの物体の角速度、 $r_{x,d,i,j}$ 、 $r_{y,d,i,j}$ は物体重心位置からの相対位置である。

5-3-2. 体積力型 IB 法における相互作用モデル

上述したように、体積力型 IB 法では物体を計算格子における体積率 F_{ob} で表現する。VOF 法における VOF 関数と同様で、 $F_{ob} = 1$ のときは物体内部、 $F_{ob} = 0$ のときは物体外部、 $0 < F_{ob} < 1$ のときは物体表面であることを示す。ここで、 x 軸、 y 軸方向の流速を式(5.13)、式(5.14)にあるように F_{ob} を用いて修正することにより流体の中に物体を埋め込む。

$$u'_f = (1 - F_{ob})u_f + F_{ob}v_{x,d} \quad (5.13)$$

$$v'_f = (1 - F_{ob})v_f + F_{ob}v_{y,d} \quad (5.14)$$

ここで、 $v_{x,d}$ 、 $v_{y,d}$ は固定座標系における物体の速度成分であり、以下の通りである。

$$v_{x,d} = u_{x,d} - \omega_{z,d}r_{y,d} \quad (5.15)$$

$$v_{y,d} = u_{y,d} + \omega_{z,d}r_{x,d} \quad (5.16)$$

ここで $u_{x,d}$ 、 $v_{x,d}$ は各軸方向の物体の並進移動速度、 $\omega_{z,d}$ は鉛直軸周りの物体の角速度、 $r_{x,d}$ 、 $r_{y,d}$ は物体重心位置からの相対位置である。以上のような形で体積率 F_{ob} を考慮することにより、物体と流体の相互作用を考慮する。運動方程式は式(5.4)、式(5.5)と同じように、各軸方向の相互作用力を $f_{ob,x}$ 、 $f_{ob,y}$ と定義すると、式(5.17)、式(5.18)となる。

$$\begin{aligned} \gamma_v \frac{\partial u_f}{\partial t} + \frac{\partial(\gamma_x u_f u_f)}{\partial x} + \frac{\partial(\gamma_y u_f v_f)}{\partial y} - \gamma_v f_0 v_f \\ = -\gamma_v \frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x} + \frac{\partial}{\partial x} \left(\gamma_v \nu_H^2 \frac{\partial u_f}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\gamma_v \nu_H \left(\frac{\partial u_f}{\partial y} + \frac{\partial v_f}{\partial x} \right) \right) + \gamma_x \frac{1}{\rho} f_{ob,x} \end{aligned} \quad (5.17)$$

$$\begin{aligned} \gamma_v \frac{\partial v_f}{\partial t} + \frac{\partial(\gamma_x u_f v_f)}{\partial x} + \frac{\partial(\gamma_y v_f v_f)}{\partial y} - \gamma_v f_0 u_f \\ = -\gamma_v \frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial y} + \frac{\partial}{\partial x} \left(\gamma_v \nu_H \left(\frac{\partial u_f}{\partial y} + \frac{\partial v_f}{\partial x} \right) \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\gamma_v \nu_H^2 \frac{\partial v_f}{\partial x} \right) + \gamma_y \frac{1}{\rho} f_{ob,y} \end{aligned} \quad (5.18)$$

式(5.17)、式(5.18)の運動方程式から相互作用項（右辺最終項）を除いた式から得られる仮流速を \tilde{u} 、 \tilde{v} とすると、式(5.17)、式(5.18)は以下のように表現できる。

$$u'_f = \tilde{u} + \frac{\gamma_x \Delta t}{\gamma_v \rho} f_{ob,x} \quad (5.19)$$

$$v'_f = \tilde{v} + \frac{\gamma_y \Delta t}{\gamma_v \rho} f_{ob,y} \quad (5.20)$$

式(5.4), 式(5.5)のときは, 運動方程式をそのまま解くことで相互作用を考慮していたが, 体積力型 IB 法では式(5.13), 式(5.14)にあるように体積率 F_{ob} によって流体速度の強制を行う。すなわち, 式(5.13)と式(5.19), 式(5.14)と式(5.20)にて $\tilde{u} = u_f$, $\tilde{v} = v_f$ とすることで以下の関係が成り立つ。

$$f_{ob,x} = \frac{\gamma_v \rho}{\gamma_x \Delta t} (v_{x,d} - \tilde{u}) F_{ob} \quad (5.21)$$

$$f_{ob,y} = \frac{\gamma_v \rho}{\gamma_y \Delta t} (v_{y,d} - \tilde{v}) F_{ob} \quad (5.22)$$

以上より, 式(5.4), 式(5.5)のときと同じように相互作用力を考慮した運動方程式を解いても良いが, 仮流速 \tilde{u} , \tilde{v} を求め, 式(5.13), 式(5.14)で体積率 F_{ob} を用いて修正速度を求めても良い。本研究では, 先行研究と同様に, 式(5.13), 式(5.14)を用いて修正速度を求める方法を採用した。

圧力勾配型の流体力評価式と体積力型 IB 法を組み合わせたモデルにおいて, 漂流物モデル STOC-DM と流動モデル STOC-ML, STOC-IC の連成は図 5-2 の通りである。流動モデルからは水位, 流速, 圧力を漂流物モデルに送信し, 体積率, 物体速度を流動モデルへと送信する。なお, 漂流物モデルから送信する体積率, 物体速度は流動モデルで用いる格子位置で定義された値である。

5-3-3. 体積力型 IB 法の単層モデルへの適用

上述したように, 先行研究では多層の流動モデルに体積力型 IB 法を適用している。一方,

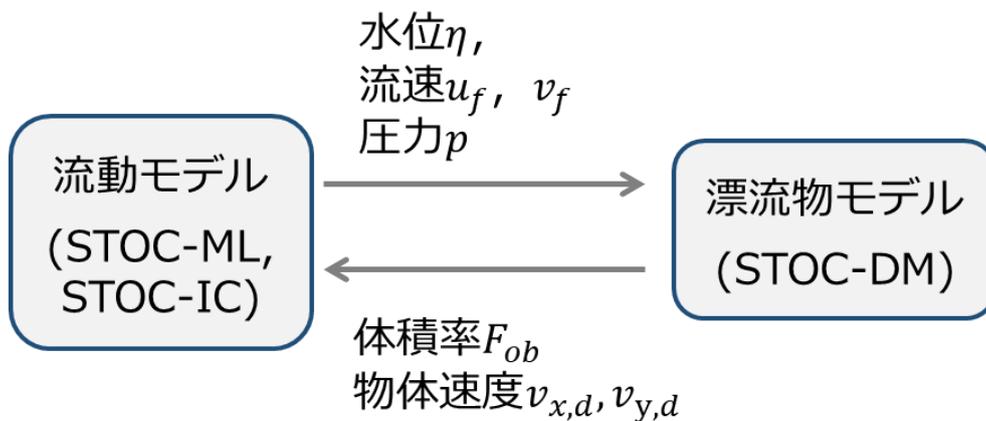


図 5-2 体積力型 IB 法における変数交換

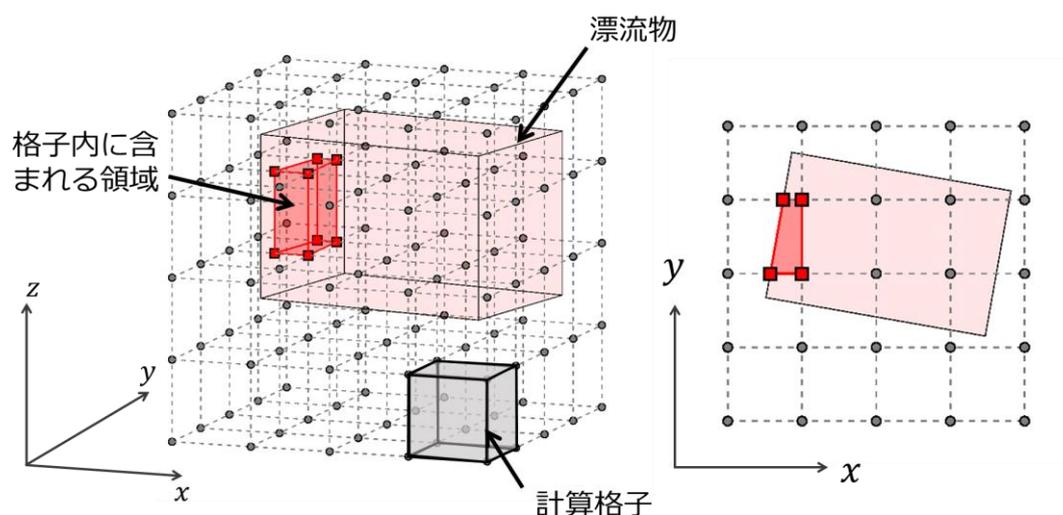


図 5-3 多層モデルと連成した STOC-DM における体積率 F_{ob} 評価のイメージ

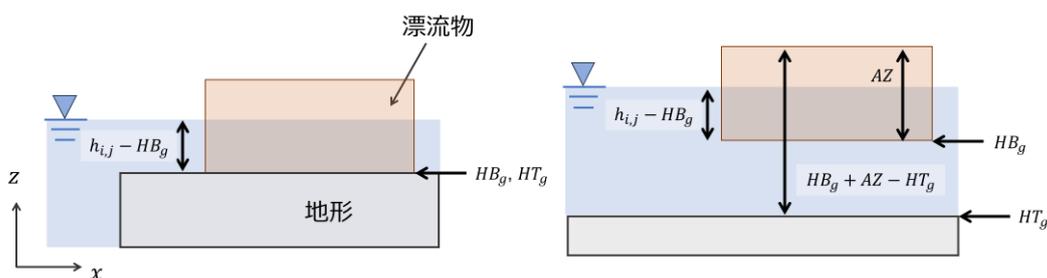


図 5-4 単層モデルと連成した STOC-DM における物体の占有高さ評価のイメージ

本研究の目的である実領域における漂流物の拡散評価を実施する場合、計算負荷の点で多層の流体モデルよりも鉛直方向の層数を 1 とした単層の流動モデル（いわゆる平面二次元モデル）を用いる方が望ましい。したがって、後述する実装方法により平面二次元モデルに対して体積力型 IB 法を適用した。

体積力型 IB 法で用いる体積率 F_{ob} は空間格子内の物体占有率である。つまり、三次元の計算格子内に漂流物体がどのくらい含まれるか定義する必要があるが、漂流物体が 6 自由度で動くような場合、その計算は煩雑になる。一方、STOC-DM においては、漂流物の平面軸周りの回転が生じないため、格子内に含まれる漂流物体の形状は必ず四角柱となる。図 5-3 左は三次元の計算格子内に漂流物が存在する場合のイメージである。図中黒丸が計算格子の端点、薄い赤い直方体が STOC-DM で用いられる漂流物、赤い領域（四角柱）がある格子内に含まれる漂流物の領域である。図 5-3 右は図 5-3 左の俯瞰図であり、格子内に含まれる領域を上からの視点で見ると台形となる。つまり、この格子内に含まれる物体の体積は、

台形の面積×鉛直軸方向の物体の占有高さで定義することができる。したがって、平面二次元の漂流物モデル STOC-DM と多層モデルを連成させる場合は、平面的に計算格子と漂流物がオーバーラップしている領域を算出し、その領域に鉛直軸方向の物体の占有高さがかかることで三次元の計算格子内に含まれる物体の体積を算出することができる。鉛直軸方向の物体の占有高さは、漂流物底面高さと上面高さの関係から容易に算出することが可能である。

一方、単層モデルを用いる場合は、多層モデルとは異なり鉛直方向の格子情報が無いため、鉛直軸方向の占有高さの定義に工夫が必要である。本研究では以下の通り定義した。また、図 5-4 に単層計算時の占有高さの設定のイメージを示す。

$$R_H = \begin{cases} (h_{i,j} - HB_g)/(h_{i,j} - HT_g), & HB_g = HT_g \text{ and } V_d = 0 \\ (h_{i,j} - HB_g)/(HB_g + AZ - HT_g), & \text{それ以外} \end{cases} \quad (5.23)$$

ここで、 $h_{i,j}$ は計算格子中心位置における水位、 HB_g 、 HT_g はそれぞれ漂流物重心位置における底面高さ、地表面あるいは海底面の高さ、 V_d 、 AZ は漂流物の移動速度、漂流物の高さ（底面と上面の長さ）を示す。漂流物底面の高さが地表面あるいは海底面の高さに一致していて、漂流物の移動速度が 0 の場合、すなわち漂流物が着底して完全に移動を停止している場合は、 R_H は 1.0 となる。その他の場合、漂流物の上面高さを上端、地表面あるいは海底面高さを下端とし、その層厚に対する漂流物に作用する流体厚さ（式(5.23)の分子）の割合を占有高さとした。

5-4. 静止物体を対象とした理想実験

5-4-1. 概要

相互作用モデルの基礎的な違いを理解するため、静止物体を対象とした理想実験を行った。なお、以下では相互作用を考慮した計算を 2way 計算、相互作用を考慮していない計算を 1way 計算、モリソン型の流体力評価式と反力のフィードバックを反映したモデルを Morison モデル、圧力勾配型の流体力評価式と体積力型 IB 法のモデルを PG モデルと記す。なお、以降の理想実験で用いた流動モデルは、STOC-ML の鉛直層数を 1 とした単層モデルである。

5-4-2. 計算条件

長さ 200 m、幅 50 m、高さ 4 m の模擬水槽内の陸域に合計 235 個の静止漂流物を設置した。陸域は 100 m×50 m の領域を x 方向（流下方向に一致）後半の領域に設置した。陸域の

表 5-1 静止物体を対象とした理想実験で使用した造波ケース

造波ケース	1	2
波高 [m]	0.30	0.20
周期 [s]	20.0	20.0

沖側には水深 2 m の海底地形を設置した。波高を変えた 2 ケースの正弦波（表 5-1）を用意し、沖側境界から入射した。流下方向の境界は放射境界とし、その他の境界はスリップ条件を付した壁境界とした。底面はマンニングの粗度係数（一定値 0.025）を用いた底面境界条件を採用した。

陸域に設置した静止漂流物は 1 辺 1 m の立方体とし、静止物体による流体への相互作用を確認するために、漂流物はどのような条件にもよらず動かないものとして取り扱った。沿岸方向（y 方向）には 2 m 間隔、岸沖方向（x 方向）には 5 m 間隔で漂流物を合計 10 列配置した。奇数列では 24 個、偶数列では 23 個の漂流物を設置し、前後列の隙間に漂流物を配置する千鳥配置とした。空間格子解像度は相互作用モデルの格子依存性を確認するため、1 m, 0.5 m, 0.25 m, 0.125 m, 0.10 m を用いた。なお、x 方向、y 方向の格子解像度は同じである。また参照用に流体モデル STOC-ML で静止物体を直接地形として取り扱った計算(w/ Build と表記)と静止物体がない Bare-earth 計算（w/o Build と表記）も実施した。

5-4-3. 計算結果

相互作用モデルの効果を検証するために、計算終了時点での遡上先端位置を比較する（図 5-5）。図より、Morison モデルにおける相互作用モデルにおいて、水路中央(y=25 m)の遡上が遅く、上下境界付近では遡上が速くなっており、相互作用による遡上速度の低下が生じていることが分かる。PG モデルにおける相互作用モデルでは、よりその傾向が強く出現している。この両者の違いは、流体に対する物体の影響をフィードバックする方法が異なるためである。Morison モデルでは反力をフィードバックするだけのモデルであるため、物体内部への完全非透過を実現することができない。一方、PG モデルでは、式(5.23)によって静止物体の場合の条件($R_H = 1.0$)が適用されるため、式(5.14)、式(5.15)で物体速度を埋め込む際に物体内部への非透過条件が適用される。実際に、造波ケース 2 において、STOC-ML で静止物体を直接地形として取り扱った w/ Build 計算結果と比較すると（図 5-5 右）、PG モデルの結果が w/ Build 計算の遡上先端位置と重なることが分かる。

静止物体の流体への阻害効果の両者の比較について、図 5-6 により考察を加える。図 5-6

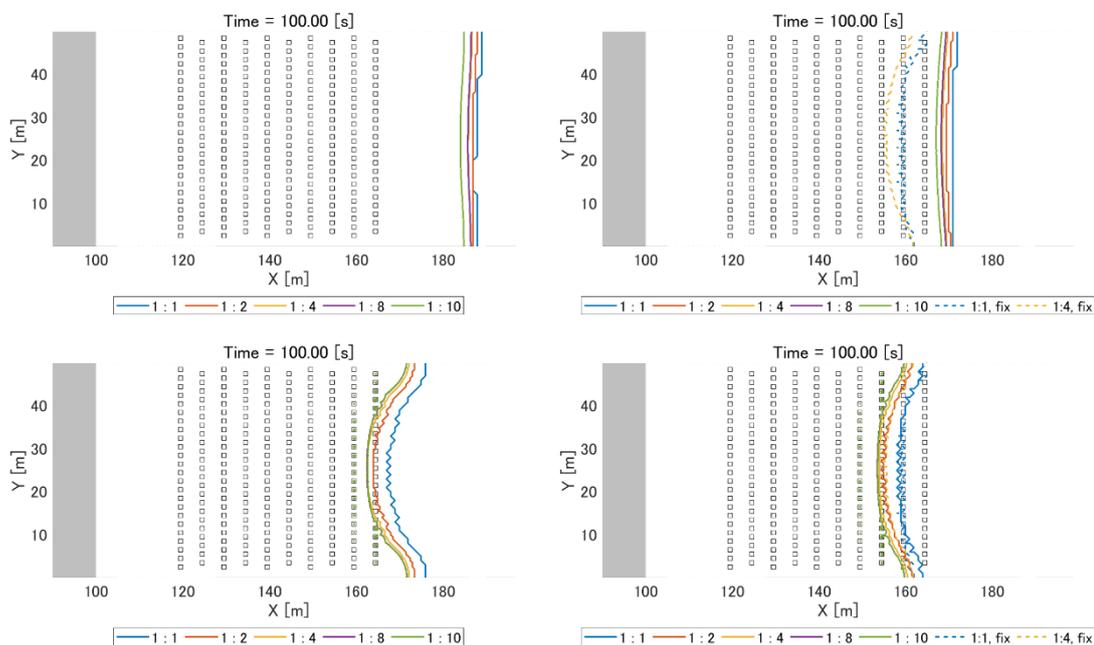


図 5-5 計算終了時点 (時刻 100 秒) における遡上先端位置. 上 : Morison モデルの結果, 下 : PG モデルの結果, 左 : 造波ケース 1 の結果, 右 : 造波ケース 2 の結果, 青線 : 格子解像度と格子解像度の比が 1:1, 赤線 : 1:2, 黄線 : 1:4, 紫線 : 1:8, 緑線 : 1:10. 点線 : 静止物体を地形として反映した流体計算(w/ Build)の結果

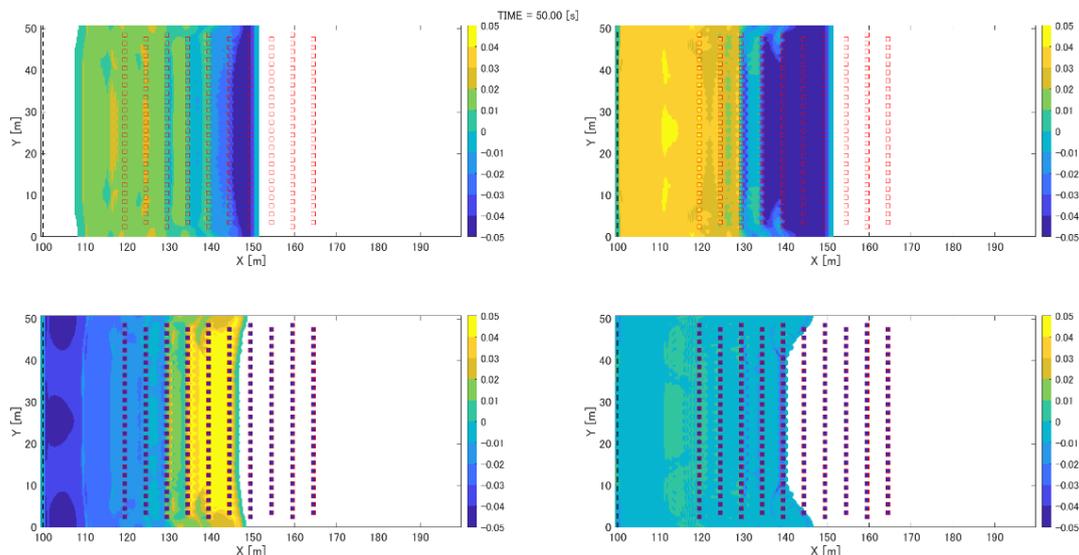


図 5-6 時刻 50 秒における水位差のスナップショット. 上 : w/o Build ケースとの比較, 下 : w/ Build ケースとの比較, 左 : Morison モデルの結果, 右 : PG モデルの結果

は、各モデルと w/o Build ケース、w/ Build ケースとの水位差のスナップショットである。w/o Build と比べると両モデルとも静止物体前面で水位が上昇しており、静止物体による阻害効果を反映することができている。ただし、上述したように Morison モデルではその効果が限定的であるため、w/Build ケースに比べると静止物体による阻害効果を過小評価している（図 5-6 左下）。一方で、PG モデルと w/Build ケースとの差は小さく、両者で相互作用による効果に違いがあることが分かる。

図 5-7 は水路中央における計算期間終了時点での遡上先端位置の比較である。入射波の波長で無次元化している。これによると、物体サイズと格子解像度の比が 2 倍、すなわち物

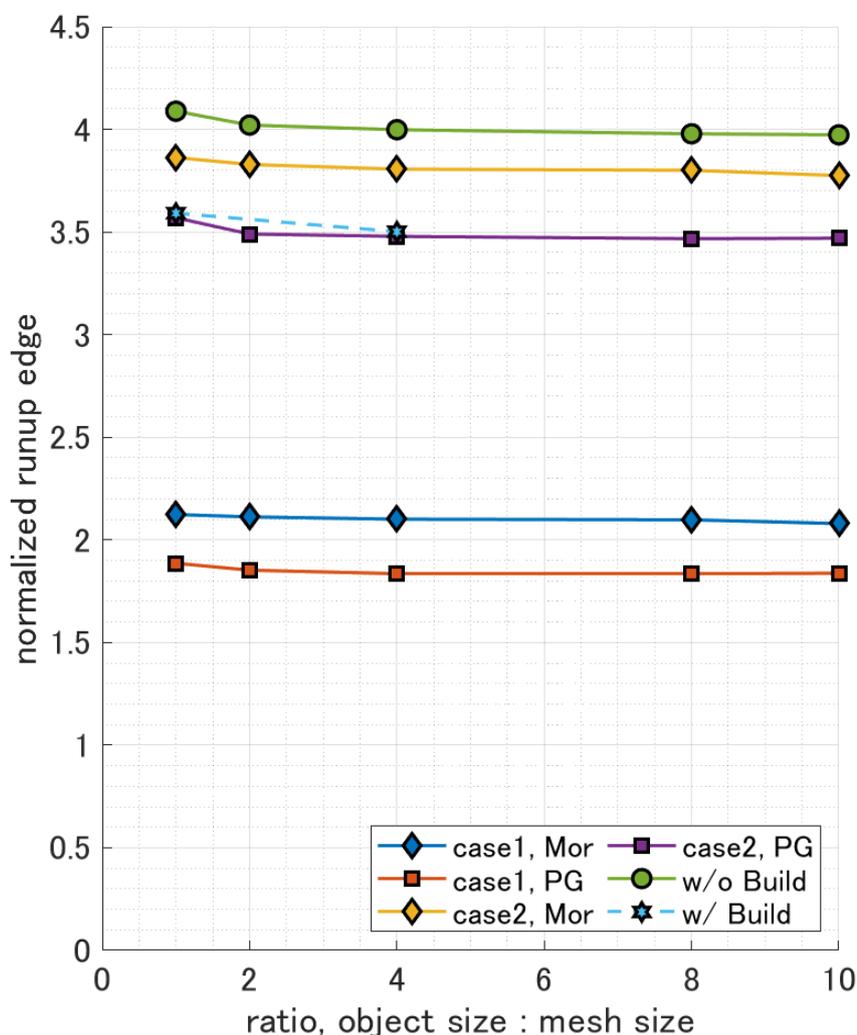


図 5-7 計算終了時点における遡上先端の比較（水路中央地点）。青：造波ケース 1，Morison モデル，赤：造波ケース 1，PG モデル，黄：造波ケース 2，Morison モデル，紫：造波ケース 2，PG モデル，緑：造波ケース 2，w/o Build ケース，薄青：w/ Build ケース

体の辺を2分割程度できていれば遡上先端位置は概ね収束することが分かる。造波ケース2については、w/o Build ケースの結果（緑）も合わせて示しているが、Morison モデル、PG モデル両方ともに遡上先端位置が w/o Build の結果よりも下回り、物体の流体に対する阻害効果が反映されていることが分かる。ただし、w/Build ケースの結果（青点線）との比較からも分かるように、PG モデルの方がその影響を適切に反映していることが分かる。

5-5. 移動物体を対象とした理想実験

相互作用モデルも含めた流体力評価モデルの違いによる漂流挙動の違いを把握するための理想条件下における数値実験を実施した。

5-5-1. 計算条件

図 5-8 に数値実験で使用した模擬水槽の概要を示す。長さ 200 m、幅 100 m、高さ 12m の模擬水槽内に漂流物体を一つ設置し、漂流物挙動の追跡を行った。鉛直方向の層数は 1 層、 x 方向（流下方向）、 y 方向の格子解像度は 0.50 m とした。水面上に浮かべた漂流物を対象とした浮遊設置ケースでは水深を 10 m とし、陸上に漂流物を設置した陸上ケースでは 100 m×100 m の陸上地形を作成し、それよりも沖側の領域には一様水深 10 m の海底地形を作成した。沖側の境界条件は造波境界、岸側の流出境界には放射境界、その他の境界はスリップ条件を付した壁境界とした。振幅と周期を変えた 3 ケースの正弦波（図 5-9、表 5-2）を用意し、沖側境界からの造波を行った。また、底面はマンシングの粗度係数を用いた底面境界条件を採用し、マンシングの粗度係数は海底、陸上にかかわらず一定値 0.025 を用いた。

漂流物の重心位置を $x=119.5$ m、 $y=50.0$ m で固定し、漂流物の大きさを x 方向、 y 方向に

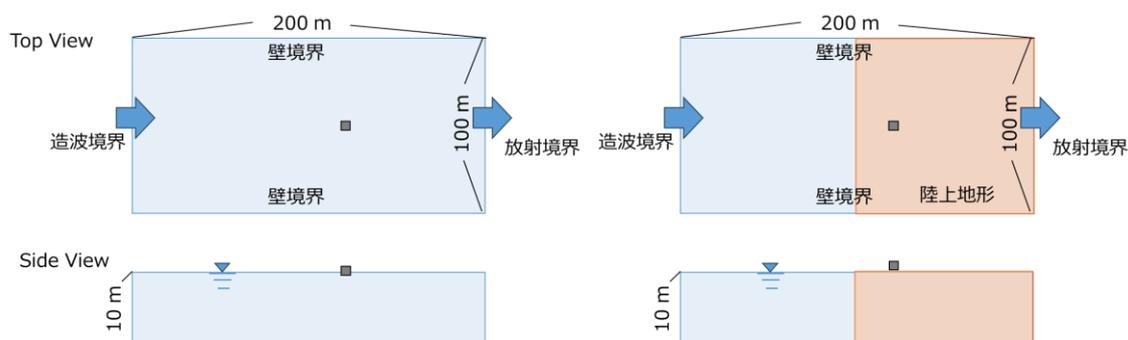


図 5-8 移動物体を対象とした理想実験で使用した模擬水槽の概要。左：浮遊設置ケース，右：陸上設置ケース

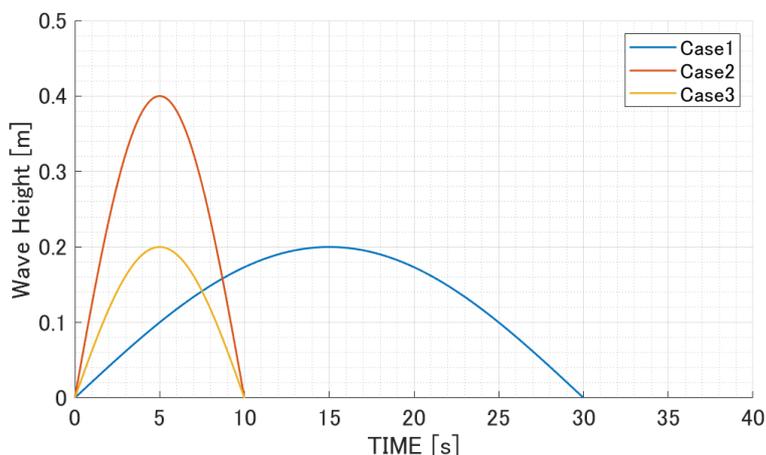


図 5-9 各造波ケースにおける入射波形

表 5-2 造波に用いた正弦波の諸元

造波ケース	1	2	3
波高 [m]	0.20	0.40	0.20
周期 [s]	30.0	10.0	10.0
波長 [m]	300	100	100



図 5-10 漂流物の配置ケース. 左: ケース 1, 右: ケース 2

それぞれ変化させた。これは漂流挙動に対する漂流物サイズの依存性を確認するためである。また、漂流物の初期向きを変えた計算を 2 ケース行っており、ケース 1 は流下方向に直交する物体の作用面の幅が変化し、流下方向に平行な面の長さは同じであるケース (図 5-10 左)、ケース 2 は流下方向に直交する物体の作用面の幅は変化せず、流下方向に対して平行な面の長さが変化するケースである (図 5-10 右)。なお、モリソン式をベースとした流体力評価モデルにおける抗力係数と慣性力係数の値は第 4 章で記したように、第一抗力の抗力係数 C_{DX1} および C_{DY1} は漂流物側面から離れる向きに流体が流れている場合は 0.4、漂流物側

面に向かう向きに流体が流れている場合は0.8, 慣性力係数 C_M は2.0である. この係数値は既往研究で設定された値であり, STOC-DMにおける既定値となっている.

計算で使用した時間ステップは0.01秒を採用し, この時間ステップは流体モデル, 漂流物モデルの両方で同じ値を採用している.

5-5-2. 浮遊設置ケース

1) 相互作用なし計算

モリソン型と圧力勾配型の流体力評価式の比較を行うため, 流体と漂流物間の相互作用を無視した数値実験を実施した. 図5-11は造波した波が漂流物を通過し終えた時刻における移動距離を示したものである. 図の左から, 造波ケース1, 造波ケース2, 造波ケース3の結果を示しており, 上段が移動距離, 下段が移動距離の差と比を示したものである. なお, この結果は漂流物設置ケース1によるものである. また以下では, モリソン型の流体力評価式による結果をMorison, 圧力勾配型の評価式による結果をPGと示す. この結果によると, 造波ケースに関係なく, 移動距離はMorison < PGとなっており, その比はMorisonに対して概ね1.3倍程度であった. ただし, 両者の差や比は一般的な事実ではなく, モリソン型の抗力係数や慣性力係数を変化させることにより, これらは変化することに注意する必要がある. 図からも分かるように, 相互作用を考慮しない場合, 漂流物の大きさによって移動距離は変化しない. これは運動方程式の左辺と右辺に物体幅 AB が含まれており両者で打ち消す

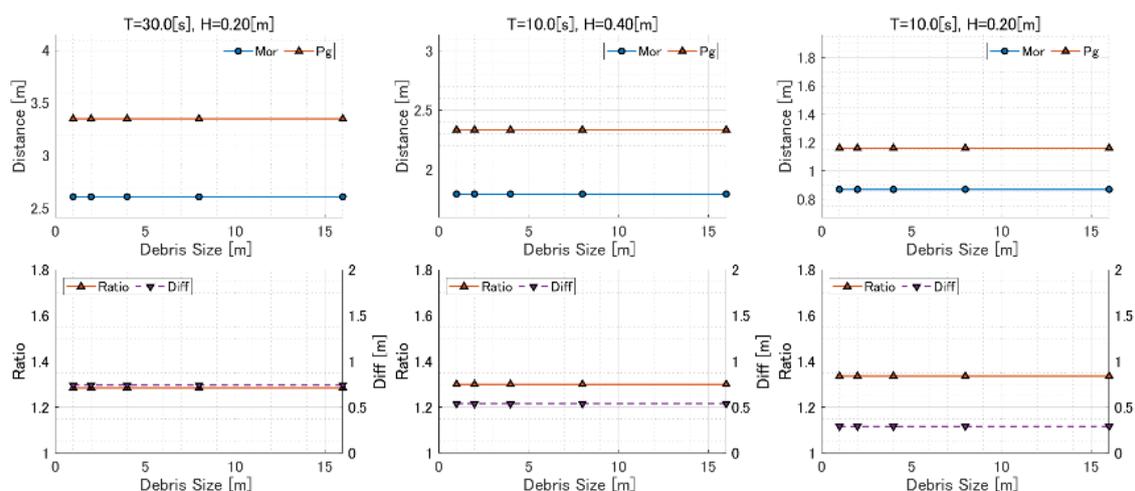


図 5-11 相互作用なし, 浮遊設置ケースの移動距離の結果. 左: 造波ケース1, 中: 造波ケース2, 右: 造波ケース3, 上段: 初期位置からの移動距離, 下段: PGモデルとMorisonモデルの移動距離の差と比

ためである．質量 M は物体の密度を ρ_d とすると

$$M = \rho_d * AB * AL * AH \quad (5.24)$$

と示される．ここで物体の長さ，幅，高さをそれぞれ AB ， AL ， AH とした．Morisonモデルの場合は， y 軸方向に流速場が変化せず，かつ物体の回転がない場合，以下の式(5.25) (式4.15の再掲) は式(5.26)に変換される．

$$F_{DX1} = \frac{\rho}{2} dh \int_{sm} C_{DX1,sm} U_{r,sm} |U_{r,sm}| dY + \frac{\rho}{2} dh \int_{sn} C_{DX1,sn} U_{r,sn} |U_{r,sn}| dY \quad (5.25)$$

$$F_{DX1} = \frac{\rho}{2} dh C_{DX1,sm} U_{r,sm,c} |U_{r,sm,c}| AB + \frac{\rho}{2} dh C_{DX1,sn} U_{r,sn,c} |U_{r,sn,c}| AB \quad (5.26)$$

ここで， $U_{r,sm,c}$ は物体幅中心位置における代表相対速度である．同じくPGモデルにも同じ条件，かつ体積率 F_{ob} が y 軸方向に変化しない場合，式(5.8)内の $\sum \Delta y$ は物体幅 AB となる．したがって，運動方程式の両辺で物体幅 AB が出現し，打ち消しあう．一方，相互作用を考慮する場合は，物体幅 AB が流速や圧力の変動に影響するため，物体幅を変えると移動距離も変化することが想定される．

2) 相互作用あり計算

図 5-12 は図 5-11 の結果と同様に，漂流物設置パターン 1，すなわち物体幅を変えたパターンの結果である．相互作用を考慮した結果は 2way，相互作用を考慮していない結果は 1way と示している．なお，1way の結果は図 5-11 と同じものである．これによると，相互作用を考慮していない結果と同様に，物体幅を変えても移動距離に変化がないように見えるが，実際は幅 1 m の結果に対して PG モデルでは最大 4 cm 程度，Morison モデルで最大 1 cm 程度変化している．この変化は波長比にすると，PG モデルで 0.04 %程度，Morison モデルで 0.004 %程度であり，物体幅による影響は極めて小さいと言える．

各モデルにおける同じ物体幅同士の 2way 計算と 1way 計算の移動距離の比(図中段)は，PG モデルで 5~8 %程度の増加，Morison モデルで 1 %以下の移動量減少となっており，相互作用モデルによる移動距離の変動の傾向が異なっていることが分かる．PG モデルにおける移動量の増加は，物体が流体を阻害することによる圧力増加によるものであり，幅が大きくなると移動量の増加も大きくなる．図 5-13 は物体幅 1 m と物体幅 16 m のケースに対して，水路中央における水位と水位勾配の断面を，漂流物の前面と背面位置を合わせて描画したものである．本モデルは静水圧近似を適用した流動モデルであるため，水位勾配はそのまま圧力勾配に等しい．一見違いが無いように見えるが，図 5-13 右より，相互作用の影響によ

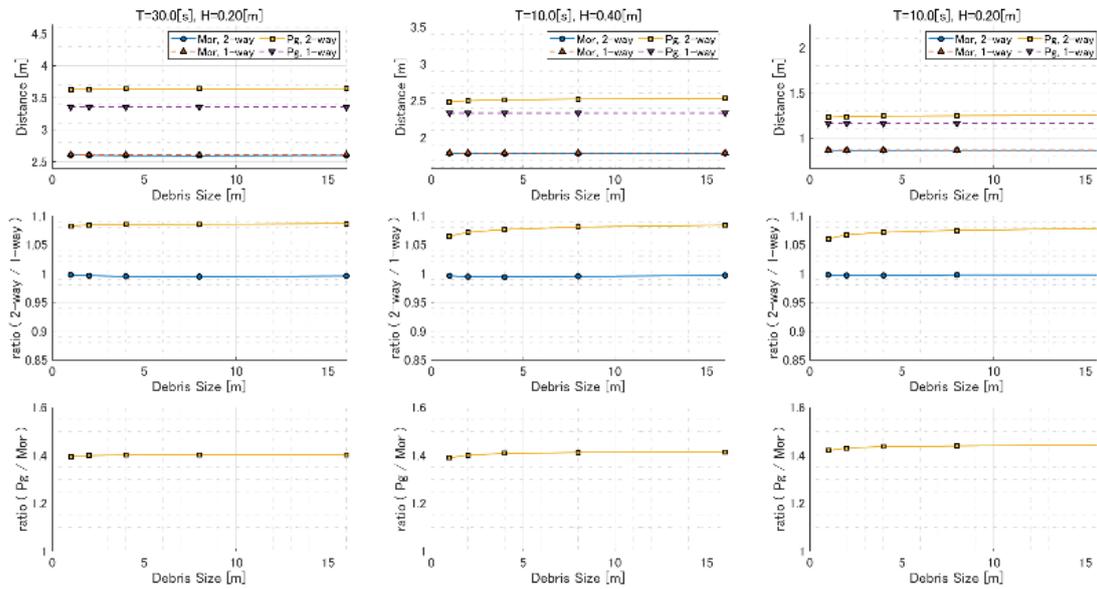


図 5-12 相互作用あり，浮遊設置ケース，漂流物配置ケース 1 の移動距離の結果. 左：造波ケース 1，中：造波ケース 2，右：造波ケース 3，上段：初期位置からの移動距離（青：Morison モデル，2way 計算，赤：Morison モデル，1way 計算，黄：PG モデル，2way 計算，紫：PG モデル，1way 計算），中段：2way 計算と 1way 計算の移動距離の比（青：Morison モデルでの比，黄：PG モデルでの比），下段：PG モデルと Morison モデルの移動距離の 2way 計算同士の比.

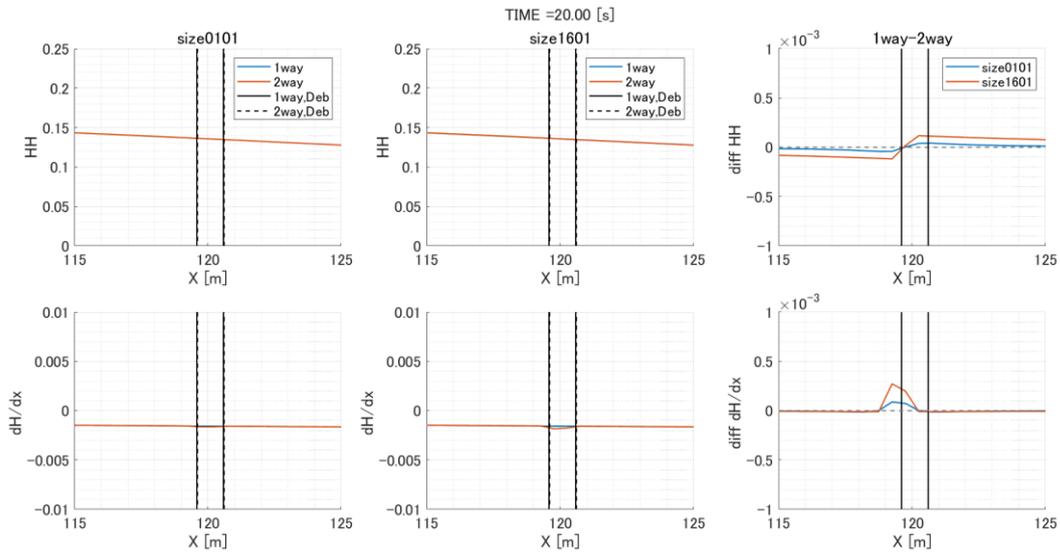


図 5-13 水路中央断面(y=25 m)における水位（上段）と水位勾配（下段）. 左：幅 1 m，中：幅 16 m，右：1way と 2way の差. 青：1way 計算，赤：2way 計算，黒実線：1way 計算の漂流物前面位置と背面位置，黒破線：2way 計算の漂流物前面位置と背面位置.

って物体前面から背面にかけて 1way と 2way で水位差が生じており、物体前面にて水位が上昇、物体内部にて水位が低下していることが分かる。この相互作用による水位の変化は当該領域における水位勾配の変化を生じさせ、その結果として 1way よりも大きな流体力が漂流物に作用する。さらに物体幅を大きくすると水位差や水位勾配の差が大きくなり、物体幅を大きくした際の 2way 計算の移動量の増加を説明することができる。一方、Morison モデルでは、相互作用の影響により物体周辺での流体速度が減少することで、物体に作用する抗力が小さくなったことが移動量の減少につながったと考えられる。また、PG モデルと Morison モデルの 2way 計算同士の移動距離の比（図 5-12 下段）は、1way 計算の結果よりも大きく 1.4~1.6 倍程度であった。

図 5-14 は漂流物配置ケース 2、すなわち物体長さを変えた場合の移動距離の結果である。漂流物配置ケース 1 の場合と同様に、PG モデルの 2way 計算が 1way 計算よりも移動量が大きく、Morison モデルの 2way 計算よりも 1.4 倍程度の移動距離となっている。Morison モデルにて 1way 計算と 2way 計算でほとんど移動距離に差がないことも同様である。PG モデルの 1way 計算の結果も漂流物配置ケース 1 と同様に物体長さに依存せず一定に見えるが、幅 1 m の結果に対して最大で 0.1 %程度移動距離が変化していた。Morison モデルにおいても物体長さに対する移動距離の依存性を確認できるが、これは物体長さが異なることで流体

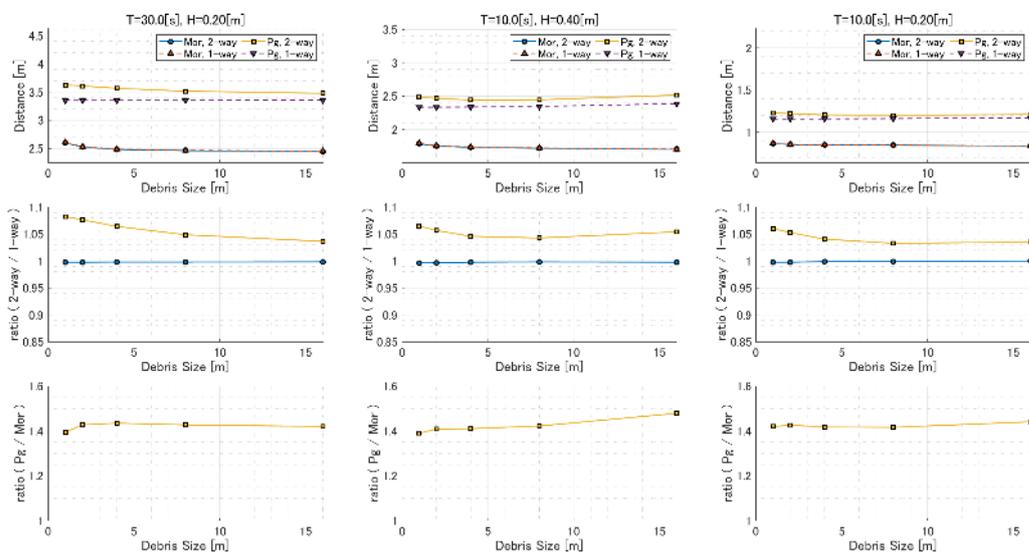


図 5-14 相互作用あり、浮遊設置ケース、漂流物配置ケース 2 の移動距離の結果。左：造波ケース 1，中：造波ケース 2，右：造波ケース 3，上段：初期位置からの移動距離，中段：2way 計算と 1way 計算の移動距離の比，下段：PG モデルと Morison モデルの移動距離の 2way 計算同士の比。各図の凡例は図 5-12 に同じ。

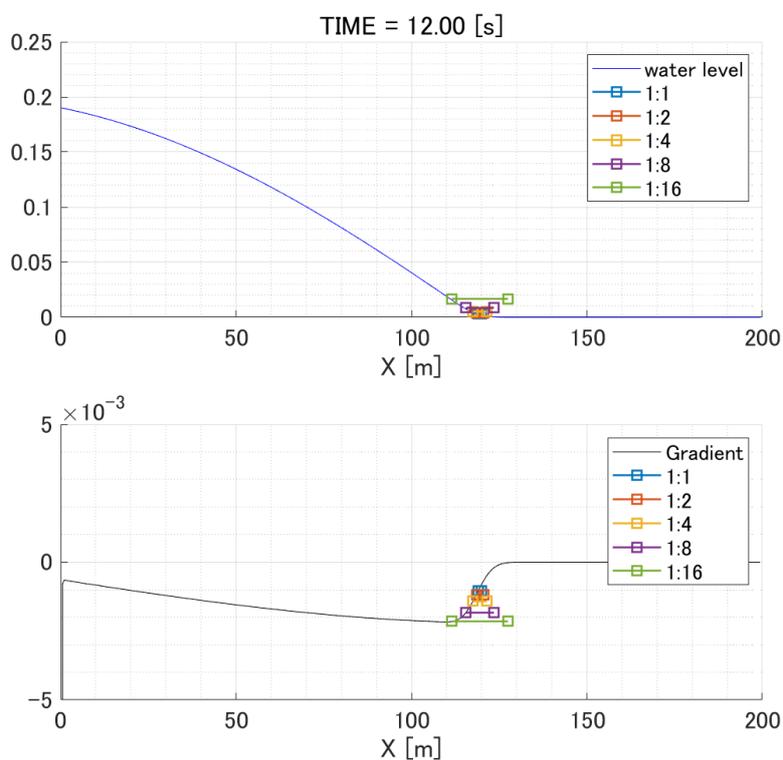


図 5-15 1way 計算における水位（上），水位勾配（下）の断面と各漂流物位置（□が物体長軸の端点位置）．青：長さ 1 m，赤：長さ 2 m，黄：長さ 4 m，紫：長さ 8 m，緑：長さ 16 m

から受ける流体力が一定でないことが要因として考えられる．1way 計算，漂流物配置ケース 1 の結果では，物体幅の影響を運動方程式の両辺で打ち消しあうために，物体幅に依存しない移動量の結果が得られていた．しかしながら，本ケースでは流下方向に一定でない流速あるいは水位勾配が物体に作用するため，物体長さを変えた場合に流体力の空間的な変動の影響を受けてしまう．したがって，両辺で物体長さを打ち消すことができなくなる．例えば，時刻 12 秒における造波ケース 1 の水位と水位勾配の断面に漂流物位置を重ねた図 5-15 によると，物体が受ける水位勾配の値が各物体で異なることが分かる．

PG モデルの 2way 計算では物体長さが大きくなるにつれて移動量が減少する傾向にある．図 5-16(a)は物体長さ 4 m と 16 m のケースにおける時刻 17 秒での水位，水位勾配，それらの差について 1way 計算と 2way 計算で比較したものである．時刻 17 秒では水位が上昇し始めており，物体との相互作用によって物体周辺での水位変化が生じている（図右上）．以降，物体の前面周辺の領域を前面領域，背面周辺の領域を背面領域，それらの中間の領域を中間領域と記す．長さ 4 m，長さ 16 m のいずれにおいても，前面領域では 2way 計算にて水位が

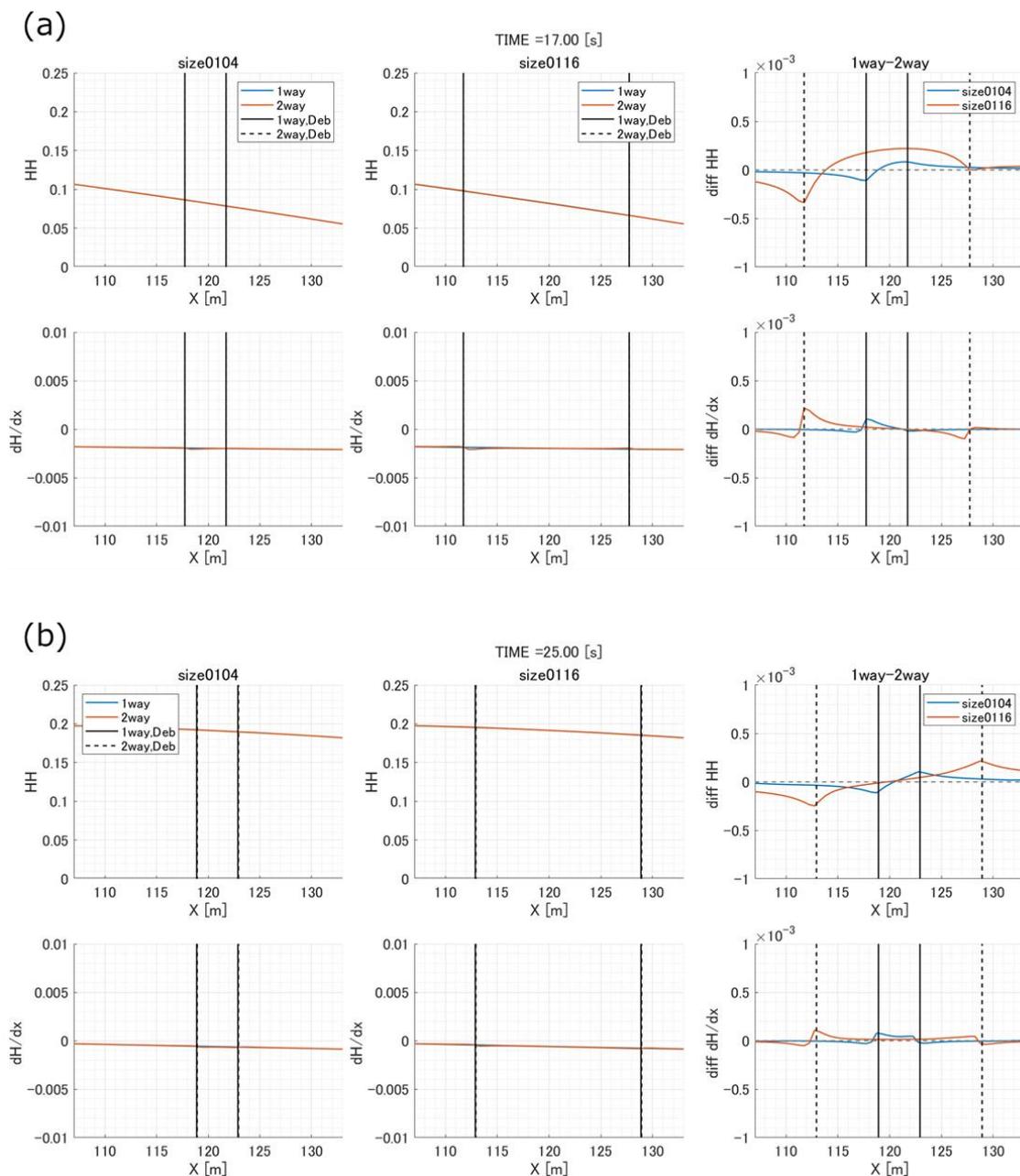


図 5-16 水路中央断面($y=25$ m)における水位 (上段) と水位勾配 (下段). (a): 時刻 17 秒, (b): 時刻 25 秒, 左 : 長さ 4 m, 中 : 長さ 16 m, 右 : 1way と 2way の差 (時刻 25 秒). 凡例は図 5-13 に同じ.

高くなっており, これは相互作用における水位のせり上がりの効果を示す. IB 法における流体速度の修正 (式(5.13), 式(5.14)) によって, 物体速度が流体速度よりも小さい場合, 物体前面では元の流体速度よりも修正速度の方が小さくなる. したがって, 流れが物体前面でせき止められることになり, 水位のせり上がりが生じる. 反対に中間領域ではどちらの物体

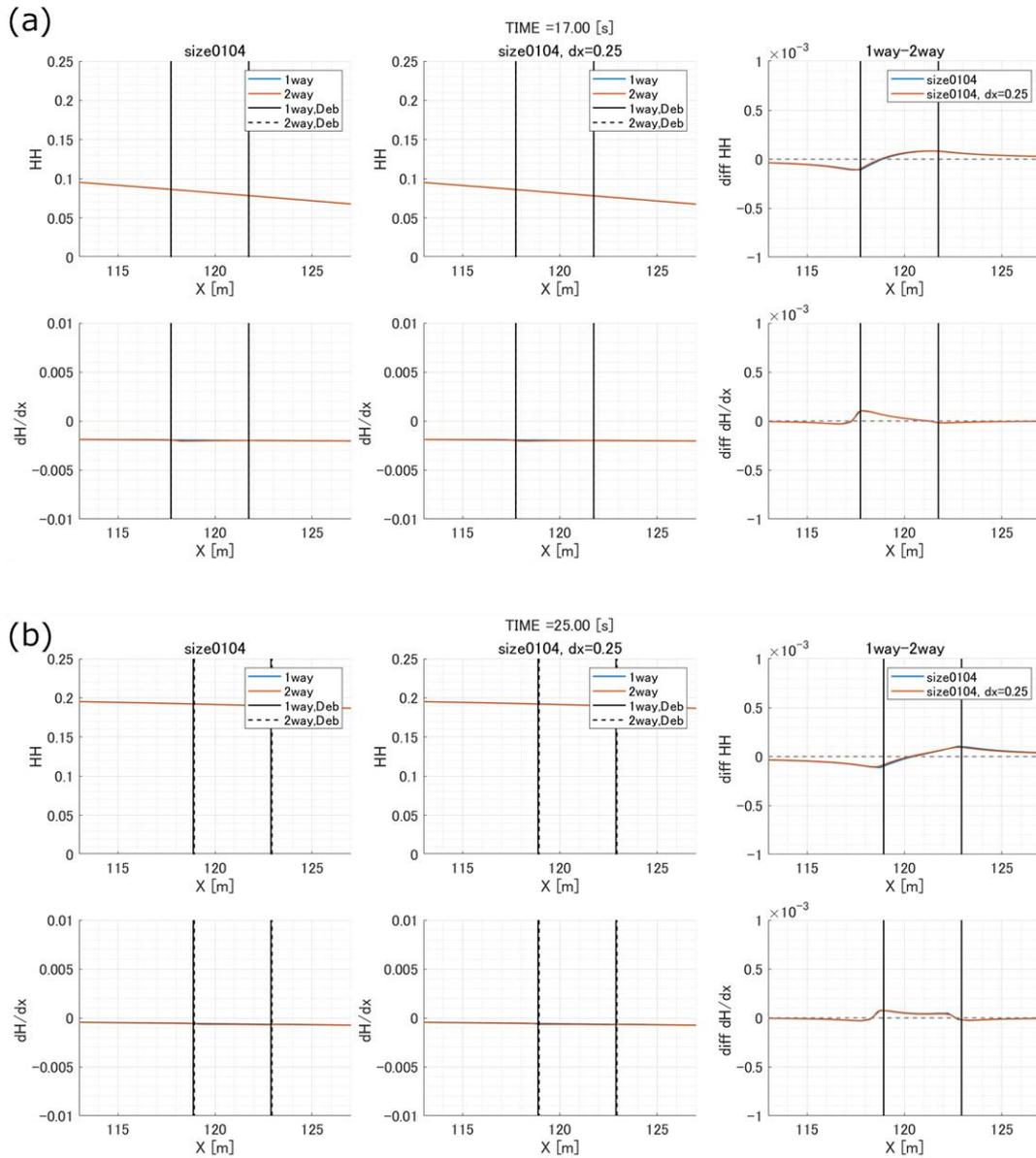


図 5-17 水路中央断面($y=25$ m)における水位 (上段) と水位勾配 (下段). (a): 時刻 17 秒, (b): 時刻 25 秒, 左: 長さ 4 m, 格子解像度 0.50 m, 中: 長さ 4 m, 格子解像度 0.25 m, 右: 1way と 2way の差 (時刻 17 秒). 凡例は図 5-13 に同じ

長さにおいても, 水位が 1way 計算よりも小さくなっている. これは流体速度が物体の存在により小さくなるため, 質量流入がなくなったためと考えられる. 背後領域では, 長さ 4 m のケースでは中間領域と同じく水位が 1way 計算よりも小さくなっており, 長さ 16 m のケースでは 1way 計算よりも小さいもしくは同じ程度となっている. この水位の変動によって, 水位勾配の空間的な分布も変動し, 前面で水位勾配が大きくなる傾向は両ケースで共通し

ているものの、長さ 4 m のケースは水位勾配の上昇が中間領域から背後領域にかけて続いている。一方、長さ 16 m のケースでは水位勾配の上昇が中間領域では減少し、ほとんど 1way 計算と同程度の水位勾配、背後領域で 1way 計算の水位勾配が大きくなっている。時刻 25 秒 (図 5-16 (b)) においても、長さ 4 m のケースで水位勾配の上昇が前面から背面領域にかけて生じている傾向が維持される。この水位勾配の上昇傾向が中間領域の計算メッシュ数によるものか、物体長さによるものか判断するため、長さ 4 m のケースに対して格子解像度を半分にした 0.25 m の計算を追加で実施した。その結果 (図 5-17)、格子解像度による影響は認められなかったため、物体長さによる傾向の違いということが分かった。

以上より、PG モデルの 2way 計算で物体長さが大きくなるにつれて移動量が減少する傾向にあるのは、長さが相対的に小さいと物体前面における水位勾配の上昇傾向が物体全体に影響を及ぼす一方、長さが相対的に大きいと物体の中間領域にて水位勾配の変動が緩やかになる領域が存在するため、物体に作用する流体力が相対的に小さくなり、結果として移動量が減少する。さらに、造波ケースにおける水位勾配は造波ケース 1, 3, 2 の順で大きくなっており、長さ 1 m に対する移動量の減少はその順で小さくなる。これは緩やかな水位勾配の場合、相互作用による水位勾配の変化が流体力の変動に及ぼす影響が相対的に大きくなるためであると考えられる。ただし、これらの傾向は静水圧を仮定した単層の流動モデルを用いた場合の結果であることに留意する必要がある。

5-5-3. 陸上設置ケース

陸上設置ケースは漂流物配置ケース 1 のみの実施である。陸上においては、物体と地表面の干渉が大きな影響を及ぼす。本計算では漂流物重心位置における浸水深が物体の喫水深を上回らないと浮遊しないという条件を適用した。漂流物の初期位置における浸水深の時間系列変化を図 5-18 に示す。造波ケース 3 においてはほとんどの時間帯で浸水深が喫水深を下回っており、より強く地表面と干渉することが想定される。

前節までの浮遊設置ケースと同様に、各造波ケースに対して移動距離を整理した結果を図 5-19 に示す。移動距離の算定は、第一波による物体移動が停止した時刻における初期位置からの距離を移動距離とした。Morison モデルにおいて、これまで浮遊設置ケースでは相互作用の影響はほとんど生じていなかったが、陸上設置ケースでは物体底面と地表面までの距離、すなわち喫水深と水深の比 (以下、相対水深とする) が浮遊設置ケースに比べて大きくなるため、Morison モデルでも相互作用の影響が出現する。例えば、浮遊設置ケース、造波ケース 1 においては入射波ピーク値での水位を使うと相対水深約 0.01 であるのに対し、

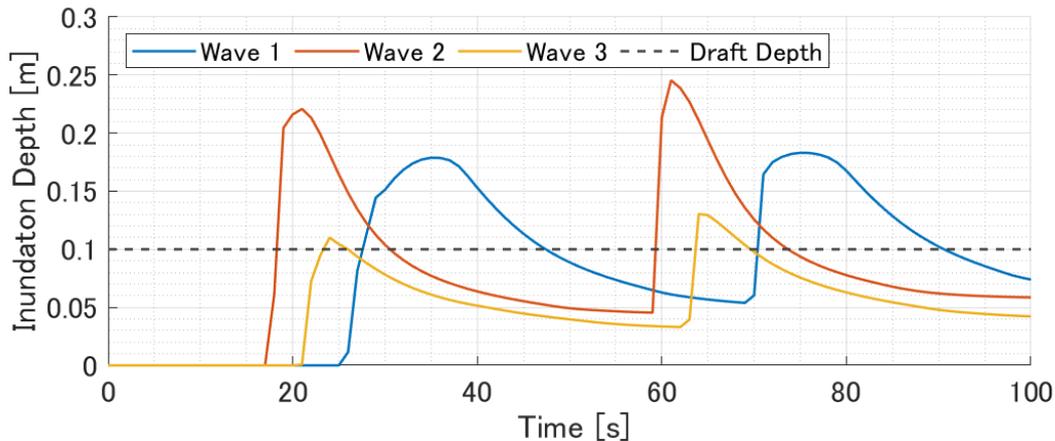


図 5-18 陸上ケースにおける漂流物初期位置における浸水深の時系列変化

同じ造波ケース，陸上設置ケースでは最大浸水深の値を使うと相対水深 0.56 となる．式(5.6)にあるように，Morison モデルの相互作用モデルでは物体に作用する流体力の反力を流体モデルにフィードバックするが，その際分母に全水深（陸上では浸水深に等しい）が含まれる．したがって，相対水深が大きくなると相互作用による影響が相対的に大きくなる．具体的には，相互作用の考慮によって移動距離が最大で 1.1 程度増加する．一方で幅が大きくなると，幅 1 m の移動距離に対して 0.9 倍程度減少する．

Morison モデルで幅が大きくなることによる移動量の減少について以下で説明を加える．図 5-20 によると，1way 計算と 2way 計算で単位質量あたりの流体力に差が生じているのは，時刻 25~27 秒付近の動き出し時と 30 秒~40 秒の浮遊時である．動き出し時の流体力の増加は 2way 計算よりも 1way 計算の方が大きくなっており，第二抗力（図 5-20 左下）が支配的である．この項は相対水深が 1 に近い，すなわち着底時に支配的になる抗力で，重心位置における相対速度の 2 乗に比例する．物体との相互作用により重心位置における流体速度は 1way 計算時の流体速度よりも小さくなるため，相対速度も小さくなる．これにより 2way 計算時の第二抗力が小さくなる．したがって，移動開始時の移動距離は 1way 計算の方が 2way 計算よりも大きくなる．幅 16 m のケースはその移動距離の関係を着底時まで維持し続けるが，幅 1 m のケースは 40 秒以降に 1way の移動距離を上回る．流体力の内訳をみると，時刻 30 秒から 40 秒付近で 2way，幅 1 m の慣性力（図 5-20 右下）だけが大きくなっている．当該時刻は浮遊しているため，第二抗力はほとんど 0 であるし，第一抗力も 1way，2way 間の移動距離を逆転するほどの差は生じていない．図 5-21 は慣性力の内，物体前面で計算された物体中心の要素（青線），上部側面近く（y 軸の正方向）の要素（赤線），下部側面近く（y 軸の負方向）の要素（黄線）で計算された慣性力である．前述した通り，Morison

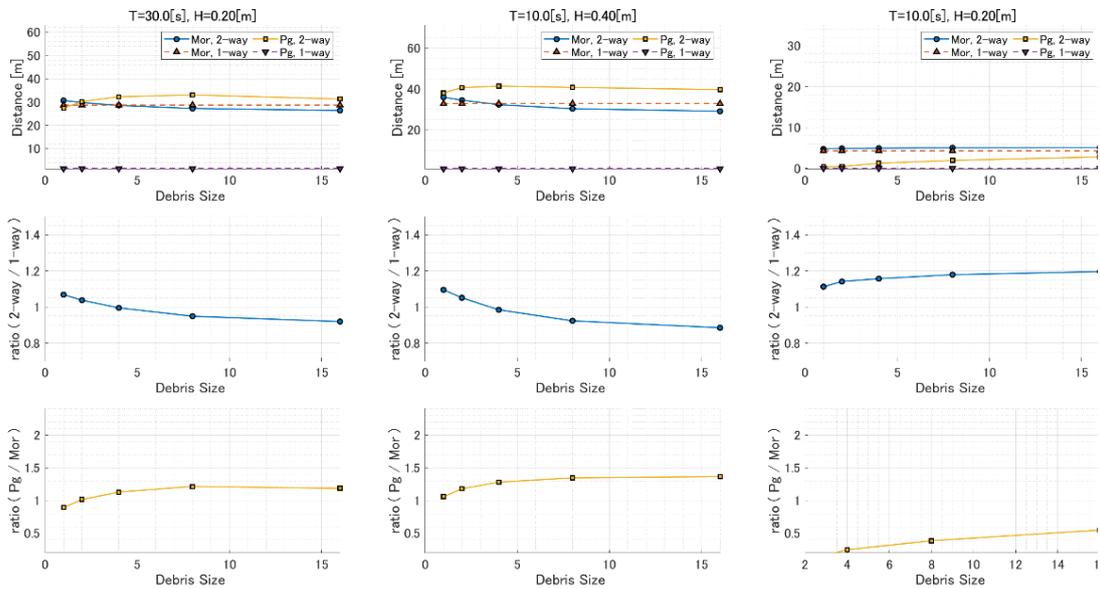


図 5-19 相互作用あり，陸上設置ケース，漂流物配置ケース 1 の移動距離の結果。左：造波ケース 1，中：造波ケース 2，右：造波ケース 3，上段：初期位置からの移動距離，中段：2way 計算と 1way 計算の移動距離の比，下段：PG モデルと Morison モデルの移動距離の 2way 計算同士の比。各図の凡例は図 5-12 に同じ。

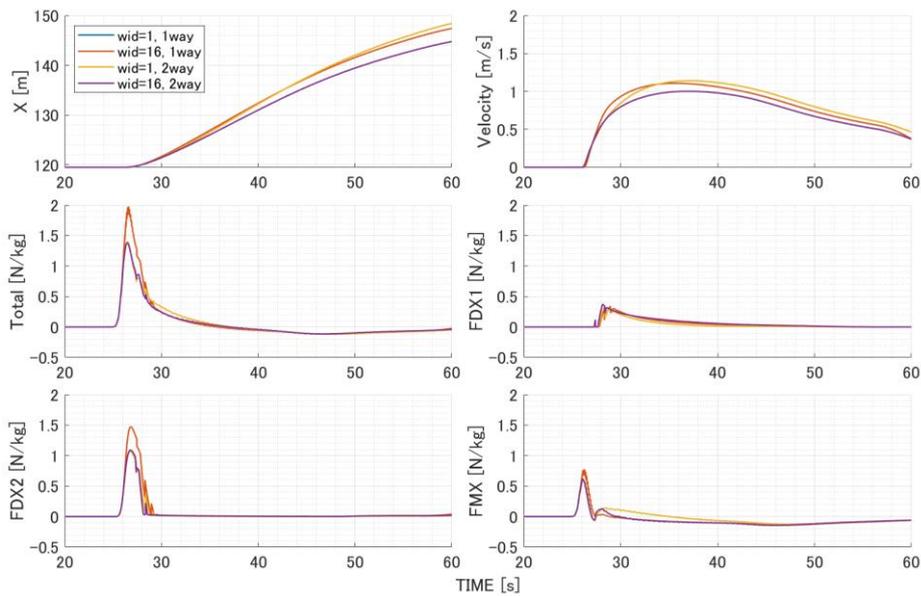


図 5-20 Morison モデルにおける移動距離，移動速度，単位質量あたりの流体力の比較。左上：移動距離，右上：移動速度，左中：流体力，右中：第一抗力，左下：第二抗力，右下：慣性力。流体力はすべて単位質量あたりの値。青：1way，幅 1 m，赤：1way，幅 16 m，黄：2way，幅 1 m，紫：2way，幅 16 m。

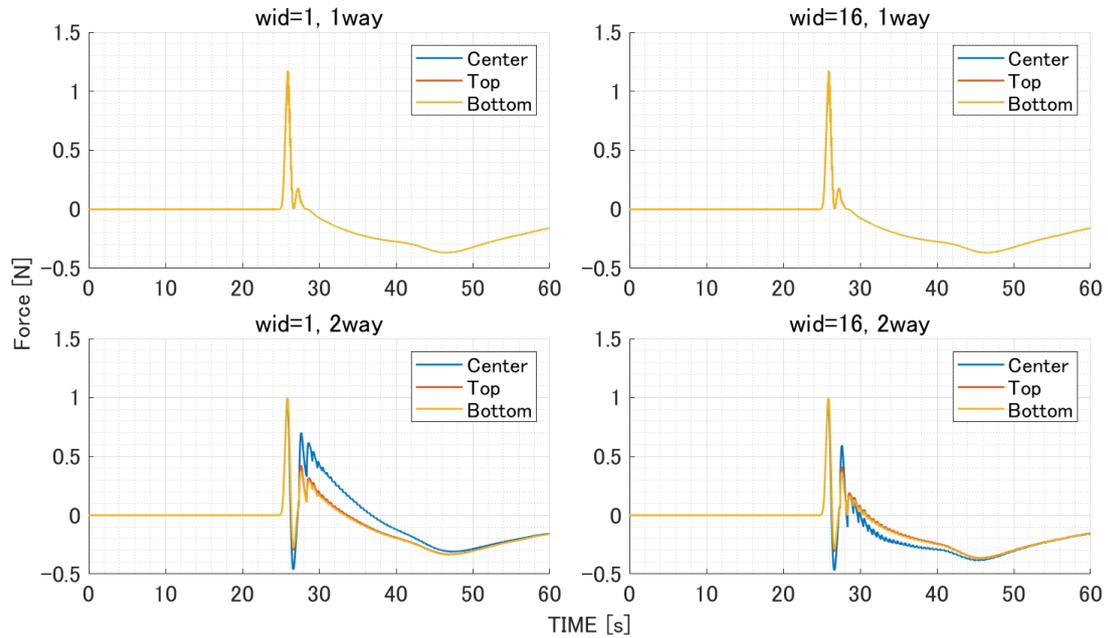


図 5-21 慣性力の内訳. 左上 : 1way, 幅 1 m, 右上 : 1way, 幅 16 m, 左下 : 2way, 幅 1 m, 右下 : 2way, 幅 16 m, 青 : 物体前面の中心における慣性力, 赤 : 物体前面の上部における慣性力, 黄 : 物体前面の下部における慣性力

モデルでは物体側面を格子解像度とは別に細分化し、各要素で作用する流体力を算出する。これによると 1way 計算ではy軸方向（物体下部側面から上部側面方向）に流速変動がないため、どの要素であっても慣性力は同じである一方、相互作用を考慮した 2way 計算では、y軸方向に分布を有することが分かる。上部側面近くでの要素と下部側面近くでの要素はそれぞれ側面から同じ距離にある要素における慣性力であるため、これらは同じ値である。一方、中央の要素（青線）では、物体の幅を変えることによって傾向が変わることが分かる。時刻 30 秒から 40 秒にかけて、物体幅 1 m のケースでは慣性力が大きくなっているが、物体幅 16 m のケースでは慣性力が小さく（0 以下）となっている。慣性力は相対速度の時間変化、すなわち加速度に比例する。つまり、幅 16 m のような大きな物体からは大きなフィードバックが生じ、物体前面における流体速度は減少する。流体速度の減少により、速度の時間変化は負になるため、図 5-21 の幅 16 m, 2way 計算における中央の要素で慣性力が負になる。幅 1 m だと相互作用の影響は相対的に小さくなり、流体場に対するフィードバックによる流体速度の減少よりも後続波の流体速度の上昇の方が大きくなるため、加速度が正、したがって慣性力が正になる。以上より、Morison モデル、2way 計算における物体幅の変化による移動量の変動を説明することができる。

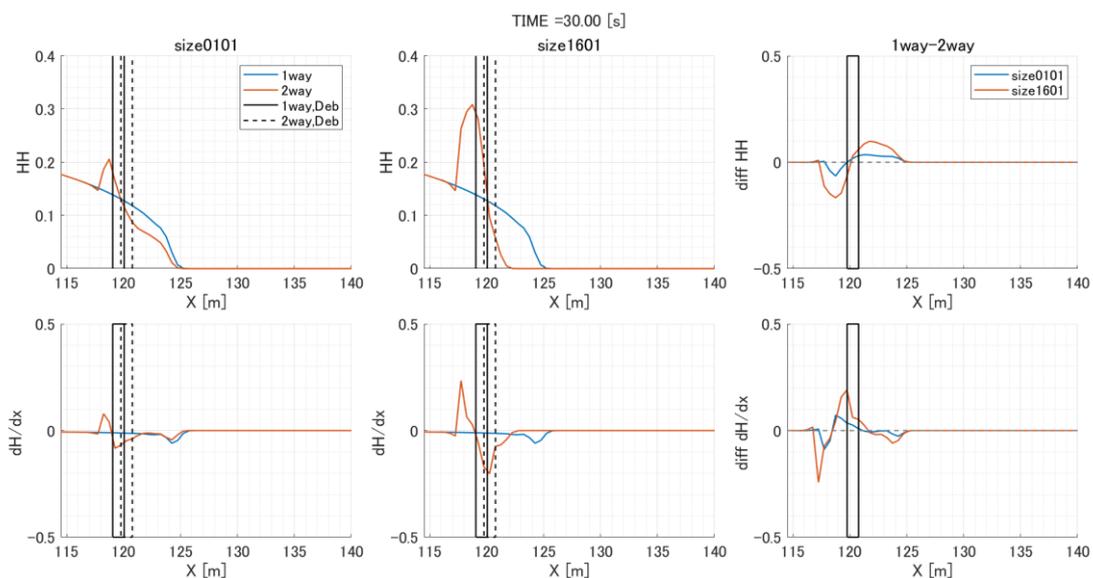


図 5-22 水路中央断面($y=25\text{ m}$)における水位 (上段) と水位勾配 (下段). 左 : 幅 1 m , 中 : 幅 16 m , 右 : 1way と 2way の差 (時刻 30 秒), 陸上設置ケース. 凡例は図 5-13 に同じ.

PG モデルでは 1way 計算でほとんど移動距離が生じていない. これは物体との相互作用を考慮しない 1way 計算では十分な水位勾配が得られず, 流体力が 2way 計算よりも小さかったことが理由として考えられる. 図 5-22 において時刻 30 秒の結果を確認すると, 1way 計算の水位勾配が 2way 計算よりも非常に小さい. この差は 2way 計算では物体前面で生じる水位のせり上がりによる流体力の増加を考慮することができるためである. さらに, PG モデルの 2way 計算では物体幅が大きくなるにつれ移動距離が大きくなる傾向にあるが, 図 5-22 からも幅 1 m よりも幅 16 m における水位勾配の方が大きくなっており, 物体全体に作用する流体力が大きくなったと考えられる. 造波ケース 3 では浸水深が小さすぎて, 他の造波ケースに比べて地表面との接触の影響が相対的に強く, PG モデルで考慮している IB 法による相互作用モデルでは静止状態の物体内部を流体は透過しないため, 透過を許す Morison モデルの方が浮遊しやすい条件となり, 結果的に Morison モデルの方が PG モデルよりも大きな移動距離を示した.

5-5-4. 理想実験のまとめ

本節では, Morison モデルと PG モデルを用いて, 物体の大きさや相互作用の有無による移動距離の違いについて解析を行った. 表 5-3~表 5-5 に理想実験のまとめを簡潔に示す.

表 5-3 相互作用なし，浮遊設置ケースにおける Morison モデルと PG モデルの結果まとめ

	Morison モデル	PG モデル
物体幅変化	<ul style="list-style-type: none"> ・移動距離が物体幅に依存しない. 	<ul style="list-style-type: none"> ・Morison モデルに同じ. ・Morison モデルに対して 1.3 倍程度の移動距離増.
物体長さ変化	<ul style="list-style-type: none"> ・物体長さ 1 m の結果に対して，最大で 5%程度移動距離減. 	<ul style="list-style-type: none"> ・物体長さ 1 m の結果に対して，最大で 0.1%程度の移動距離増. ・Morison モデルに対して，1.3~1.4 倍程度の移動距離増.

表 5-4 相互作用あり，浮遊設置ケースにおける Morison モデルと PG モデルの結果まとめ

	Morison モデル	PG モデル
物体幅変化	<ul style="list-style-type: none"> ・相互作用によって 1%以下の移動量減. ・波長に対して最大 0.004%程度，物体幅によって移動距離が変化する 	<ul style="list-style-type: none"> ・相互作用によって 5~8%程度の移動距離増. ・波長に対して最大 0.04%程度，物体幅によって移動距離が変化する. ・Morison モデルに対して，1.4~1.6 倍程度の移動距離増.
物体長さ変化	<ul style="list-style-type: none"> ・相互作用によって 0.2~0.4%程度の移動距離減. ・物体長さが大きくなると移動距離減 	<ul style="list-style-type: none"> ・相互作用によって 4~8%程度の移動距離増. ・物体長さが大きくなると移動距離減. ・Morison モデルに対して，1.4 倍程度の移動距離増.

表 5-5 陸上設置ケースにおける Morison モデルと PG モデルの結果まとめ

Morison モデル	PG モデル
<ul style="list-style-type: none"> ・相互作用によって移動距離が最大 1.1 倍程度増. ・幅が大きくなると移動距離が 0.9 倍程度減. 	<ul style="list-style-type: none"> ・相互作用なし 1way 計算ではほとんど移動距離が生じない. ・幅が大きくなると最大で 1.1 倍程度移動距離増. ただし, 浸水深が小さい造波ケース 3 を除く ・Morison モデルに対して, 1.2~1.3 倍程度の移動距離増. ただし, 造波ケース 3 を除く.

いずれの実験条件においても, 浸水深が小さかった陸上設置ケースの造波ケース 3 を除けば, Morison モデルよりも PG モデルの移動距離が 1.2~1.6 倍程度大きくなる. 特に物体幅を変えたケースでは, PG モデルが幅の増大により移動距離も増大するのに対し, Morison モデルでは反対の傾向にあったため, 両者の比は大きくなる. ただし, これらの比は Morison モデルにおける抗力係数, 慣性力係数に STOC-DM のデフォルト値を用いているためであり, 異なる値では移動距離の大小関係は逆転する可能性があることに注意する必要がある.

一方, 相互作用による移動距離の増減の関係は, これらの係数値の大小に関係しないと考えられる. 全ケースを通して, PG モデルでは相互作用によって移動距離が増大する傾向にあるが, Morison モデルでは浮遊設置ケースで極めて微小ではあるが移動距離が減少する傾向, 陸上設置ケースで移動距離が増大する傾向にあり, 相対水深が大きくなることで相互作用が移動距離に与える影響が異なることに注意する必要がある.

陸上設置ケース, 相互作用なしの PG モデルの結果においては, 1way 計算では物体の阻害効果による圧力増大を見込まず, 流体力が小さくなってしまうため, ほとんど移動距離が生じない. PG モデルを適用するには 2way 計算の相互作用あり計算が前提になる. 確率論的な漂流物評価を実施することを想定に入れると, 計算ケース数確保と計算コスト削減の観点から 1way 計算で漂流物評価できる方が実務上好ましい場合もある. Morison ケースでは相互作用の有無によって移動距離は最大 10%程度しか変化しないため, 1way 計算の結果から 2way 計算の結果を概ね推定することが可能である. PG モデルの浮遊設置ケースでは, 10%程度の移動距離の変化が相互作用の有無によって生じていた. しかしながら, 陸上設置

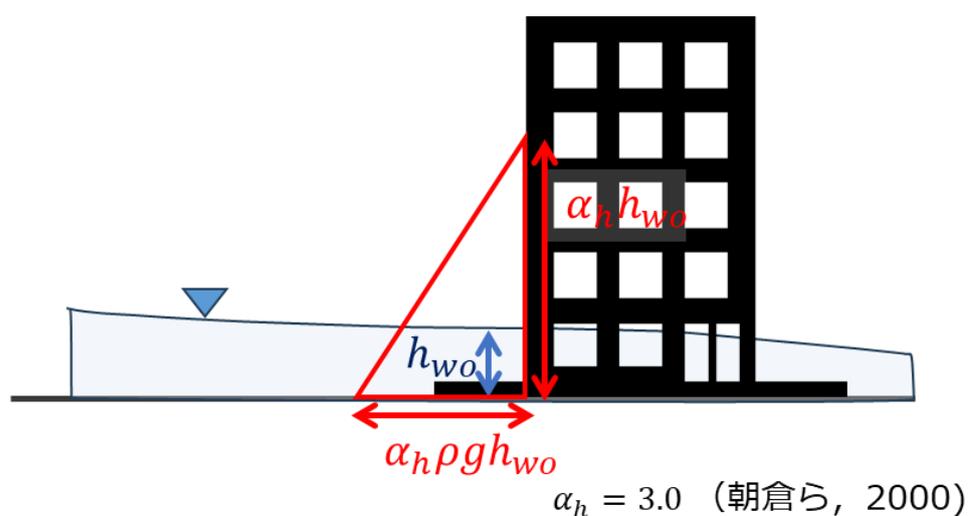


図 5-23 通過波による浸水深を用いた波力推定. α_h が水深係数

ケースの 1way 計算ではほとんど移動しないため、そもそも 2way 計算との移動距離の差を評価することが難しい。

5-6. 物体前面の水位のせり上がりを考慮した流体力評価式の開発

前節の結果より、特に相対水深の大きくなる陸上において PG モデルの 1way 計算と 2way 計算の移動距離の差が大きかった。2way 計算の結果を解析すると、物体前面における水位のせり上がりが PG モデルにおける流体力を増加させる要因 (図 5-22) となっており、1way 計算でも仮想的に物体前面における水位上昇を考慮することができれば 2way 計算と同等の移動量を再現することができるのではと考え、相互作用を考慮しない PG モデルを対象に以下に示すモデル改良を行った。

5-6-1. モデルの概要

遡上した津波による構造物へ作用する津波波力は、通過波の浸水深、すなわち構造物がないと想定して得られた津波浸水深を用いた評価式が用いられることが多い。例えば、朝倉ら (2000) では、通過波の浸水深 h_{wo} に対して構造物がある場合を想定した際の評価水深として、水深係数 3.0 を用いて構造物へ作用する津波波力を算定する (図 5-23)。一方、榊山 (2012) は波圧算定には Asakura (2002) にあるように流速の効果を取り込むべきと指摘し、

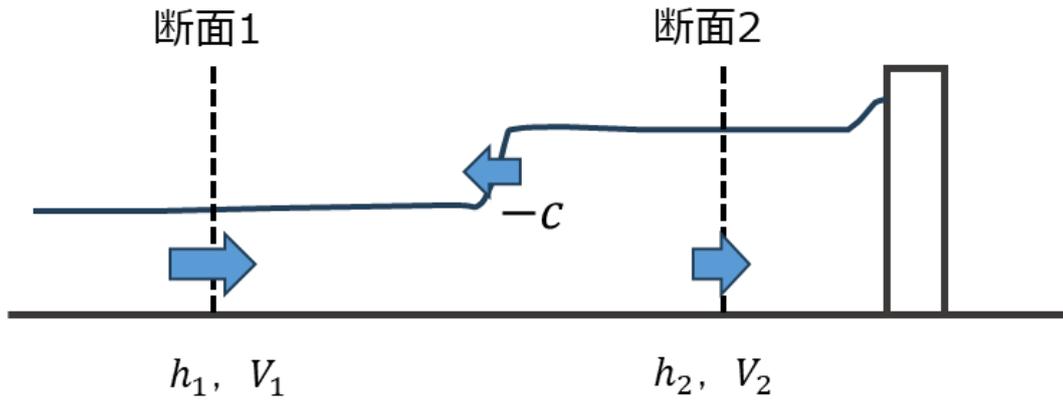


図 5-24 波力評価のモデル概要

Asakura(2002)と同様にフルード数の関数として評価する手法を提案している。これらの手法は構造物がない条件における遡上計算で得られた最大浸水深と同時刻の流速を入力とし津波波力を算定するが、織田ら(2014)が指摘するように、津波の遡上計算の結果から最大波力の生じる通過波の最大浸水深を設定することは通常困難である。そこで池谷ら(2013)や松富ら(1999)、織田ら(2014)のように、構造物に段波が作用するとした理論的なアプローチによって水深係数 α_h を求める研究も行われている。織田ら(2014)は理論解析で得られた水深係数 α_h を用いて水槽実験で取得した津波波力の時系列と比較したところ、適切な水深係数を用いることで波力を通過波の浸水深で評価することができることを示した。

以下に、織田ら(2014)の理論的アプローチの概要を示す。図 5-24 は各変数の定義を示しており、添え字の 1 と 2 はそれぞれ構造物がない通過波の場合と構造物がある場合の成分であることを示している。ここで、連続式と運動方程式は、

$$V_1 h_1 - V_2 h_2 = -c(h_2 - h_1) \quad (5.27)$$

$$\frac{g(h_2^2 - h_1^2)}{2} + h_2(V_2 - c)(V_2 - V_1) = 0 \quad (5.28)$$

となり、 V_2 を消去すると以下の式が導かれる。

$$\frac{h_2}{h_1} = -\frac{1}{2} + \frac{1}{2} \sqrt{1 + 8 \left(\frac{c}{\sqrt{gh_1}} - Fr_1 \right)^2} \quad (5.29)$$

ここで、 c は構造物から反射する段波成分の波速、 Fr_1 は断面 1 におけるフルード数である。池谷ら(2013)は水深係数 α_h を h_2/h_1 としているが、遡上波の時間変動を考慮すると α_h を次式で定義できる。

$$\alpha_h = \sqrt{\frac{\frac{1}{2}\rho_w g h_2^2 + \rho_w h_2 V_2^2}{\frac{1}{2}\rho_w g h_1^2}} \quad (5.30)$$

$c = 0$ の場合を考えると、式(5.27)より $V_1 h_1 = V_2 h_2$ となるので式(5.30)は

$$\alpha_h = \sqrt{1 + 2Fr_1^2} \quad (5.31)$$

となる。一方、 $c = -\sqrt{gh_1}$ とすると、

$$\alpha_h = \sqrt{2Fr_1^2 + \sqrt{1 + 8(1 + Fr_1)^2} - 2} \quad (5.32)$$

が得られる。ここで、 $c = 0$ の条件は段波が沖側に進行できず、構造物前面における水位上昇としてエネルギーが留まっていることを示す。織田ら(2014)によれば、式(5.31)は波力の下限值、式(5.32)は波力の上限值とよく一致する (図 5-25)。

織田ら(2014)の研究を参考に、相互作用を考慮しない 1way 計算で用いる圧力値を、仮想的に水位のせり上がりを考慮した場合の圧力値に補正することができないか検討した。水深係数 α_h は図 5-23 にあるように、構造物前面における圧力を計算するために用いる仮想的

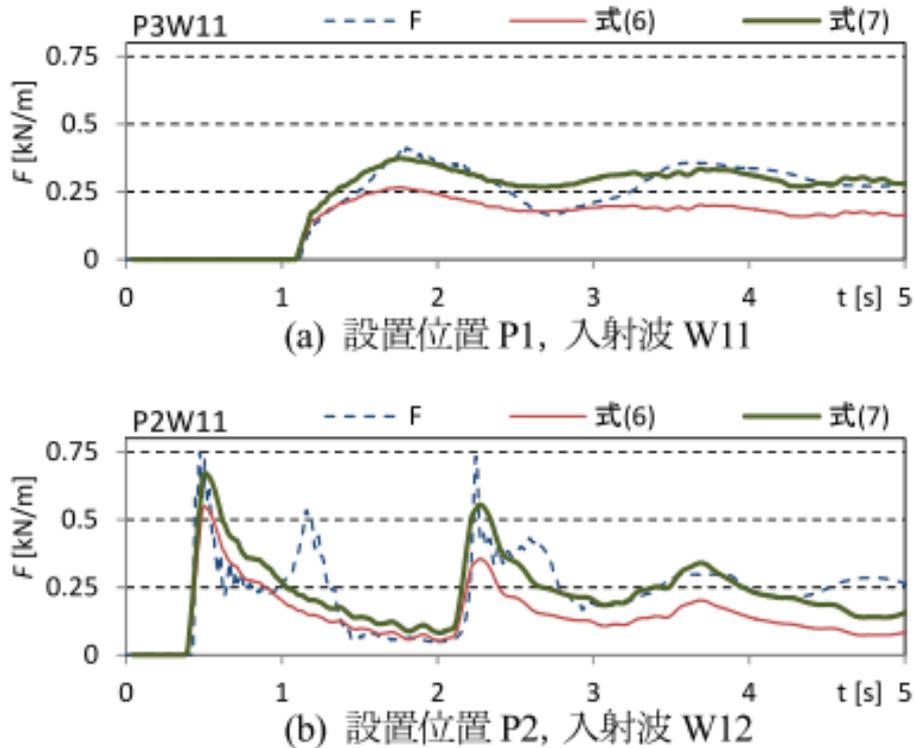


図 5-25 織田ら(2014)の波力評価結果。青: 実験, 赤: 式(5.31)による波力の推定結果, 緑: 式(5.32)による波力の推定結果。

な水位上昇係数と考えることができる。STOC-MLは静水圧近似を用いているため、水位の上昇は圧力の上昇と見積もることができる。したがって、着底時には物体前面における水位の上昇量として、式(5.31)の水深係数 α_h から次式を採用した。

$$h_{f,d} = \alpha_h h_f = \sqrt{1 + 2Fr_{1,r}^2} h_f \quad (5.33)$$

ここで h_f は1way計算時の浸水深、 $h_{f,d}$ は物体が着底しているときの補正された浸水深、 $Fr_{1,r}$ は断面1における物体と流体の相対速度から算出したフルード数である。 $c = 0$ の条件を適用した式(5.31)を用いたのは、漂流物となる物体は有限幅であり、構造物前面から反射した段波が沖側に伝播することはないと仮定したためである。物体が浮遊している場合は、漂流物重心位置の水位 HFD から標高高さ HTD を引いた浸水深と喫水深 AD の比がそのまま水位上昇の減少率につながると仮定し、

$$h_{f,f} = \lambda h_{f,d} = \lambda \sqrt{1 + 2Fr_{1,r}^2} h_f \quad (5.34)$$

$$\lambda = \frac{AD}{HFD - HTD} \quad (5.35)$$

とした。 $\lambda = 1$ 、すなわち重心位置における浸水深と喫水深が同じ高さにある場合は式(5.33)に一致し、浸水深が大きくなり λ の値が小さくなると水位上昇量が小さくなっていくモデル化を行った。

物体が流体速度よりも速い速度で動いている場合は、物体の挙動に伴い物体背後でも水位が上昇する。これはモリソン式では付加質量効果として慣性力の中で反映され、2way計算では相互作用によって自然と反映される。1way計算では当然その影響は反映されないが、物体の運動においては加速を抑制する効果は必要であると考え、式(5.34)を背後領域にも適用するものとした。ただし、流体速度に対して物体速度が上回った場合にだけ適用する。また、水位上昇への影響は前面の押し波によるものと背面における物体から流体への寄与は異なると考え、式(5.34)の水位変化に対して係数 α 、 β を導入した。すなわち、

$$h_{f,f,front} = \alpha \lambda \sqrt{1 + 2Fr_{1,r}^2} h_f \quad (5.36)$$

$$h_{f,f,back} = \beta \lambda \sqrt{1 + 2Fr_{1,r}^2} h_f \quad (5.37)$$

を最終的な物体前面および背面におけるせり上がりを考慮した水位とした。

5-6-2. 感度分析

5-5-3. の造波ケース 1, 2 を対象に, 式(5.36), 式(5.37)の水位上昇率を決定するための感度分析を実施した. 感度分析に使用した係数 α , β は表 5-6 の通りである. 事前検討の中で α の感度が造波ケースによって異なることが分かったため, 感度分析に用いた α の値は両ケースで異なることに注意する必要がある. 計算条件は 5-5-3. と同じである.

図 5-26 は x 方向の移動に関する時系列変化, 図 5-27 は図 5-19 と同様に物体が停止した時刻における初期位置からの移動距離で整理した結果である. これらの図に示す灰色のハッチ部は, 2way 計算で得られた幅 1 m から 16 m の計算結果である. 第一にパラメータを変えることによる全体的な傾向として, α が増加すると移動量が大きくなり, β が大きくなると移動量が小さくなることが挙げられる. この理由は, α は前面の水位上昇に対する補正係数になるため, α が大きくなるにつれて当然仮想的な水位上昇は大きくなる. 一方, β は背面における水位上昇であるため, β が大きくなると移動量が抑制される. これらの結果を比較すると, 造波ケース 1 に対しては $\alpha = 0.50 \sim 0.55$, $\beta = 1.0$, 造波ケース 2 に対しては $\alpha = 0.65$, $\beta = 1.0$ の結果が 2way 計算における移動量上限 (幅 16 m) と下限 (幅 1 m) の時系列変化の間にある. 現モデルでは物体幅の変化を考慮した補正式になっていないため, α に対して幅のあるパラメータ値となっている. また, 造波ケース毎に α の値が変わっているが, これは式(5.36)に入射波の波形勾配の影響を考慮する必要があるためと考えられる. α は物体前面における仮想的な水位変化であるため, α による水位変化点より物体寄りの水位は変化させていない. 圧力勾配型の流体力評価式を適用したモデルでは, 式(5.8), 式(5.9)にあるように圧力勾配の空間積分値を流体力としているため, 物体前面での水位変化だけでは適切な圧力勾配を算出できないと考えられる. この影響や補正式 (式(5.36)) に対する物体幅の導入, 背後における水位増加式 (式(5.37)) の妥当性検証については今後の課題とする.

表 5-6 感度分析に使用した係数一覧

	α	β
造波ケース 1	0.40, 0.45, 0.50, 0.55, 0.60	1.0, 1.1, 1.2
造波ケース 2	0.50, 0.60, 0.65, 0.70, 0.80	1.0, 1.1, 1.2

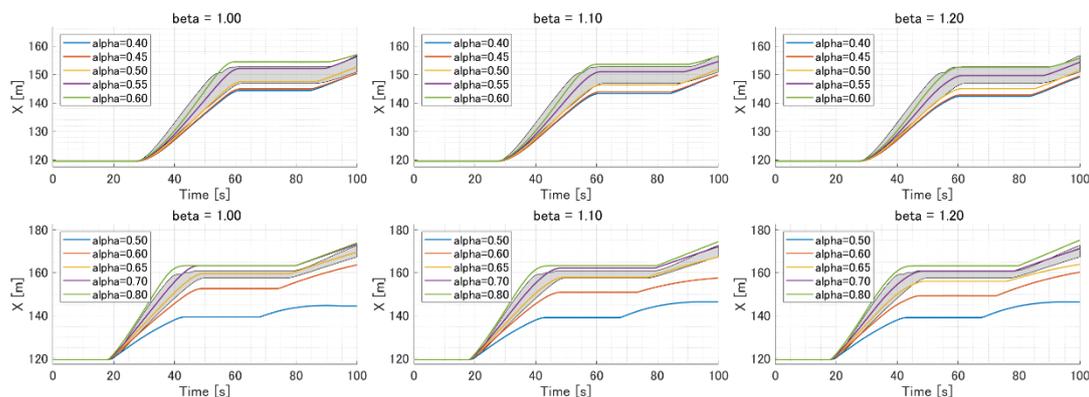


図 5-26 水位のせり上がりを考慮した 1way モデルにおける漂流物位置の時系列変化. 上: 造波ケース 1, 下: 造波ケース 2, 左: $\beta = 1.0$, 中: $\beta = 1.1$, 右: $\beta = 1.2$

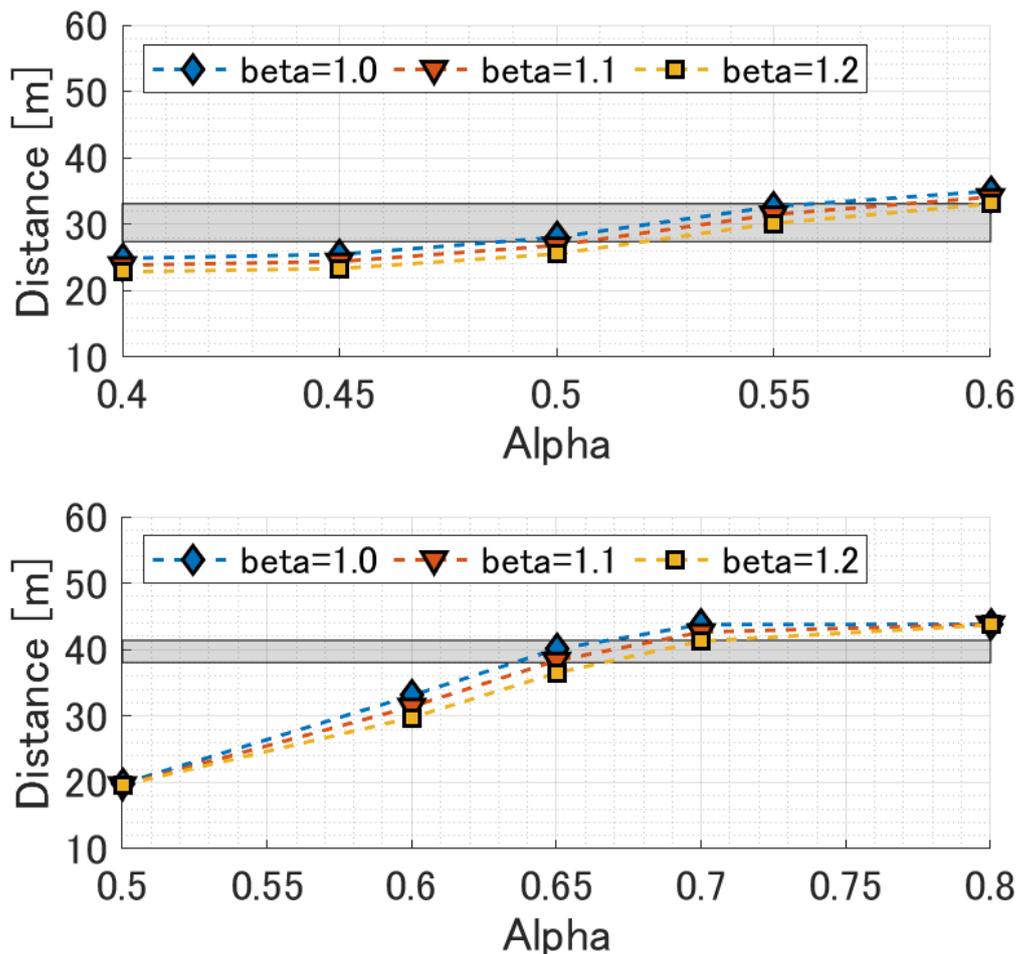


図 5-27 水位のせり上がりを考慮した 1way モデルにおける漂流停止位置の比較. 上: 造波ケース 1, 下: 造波ケース 2

5-7. 5章のまとめ

本章では、漂流物モデルの多くで採用されているモリソン型の流体力評価式と圧力勾配の空間積分値を使用した流体力評価式を用いていくつかの理想実験を行い、両評価式の特徴を把握した。以下に本章のまとめを記す。

- STOC-DM に実装されていなかったモリソン型の流体力評価式の反力を流動モデルにフィードバックする相互作用モデルを実装した。また、体積力型 IB 法の枠組みで圧力勾配型の流体力評価式を適用したモデルも新たに実装した。
- 体積力型 IB 法を先行研究とは異なり単層の流体モデルに適用したため、格子内の物体体積率を評価する際の鉛直軸方向の層厚の算出方法について、上端を漂流物高さ、下端を地表面高さあるいは海底面高さとする事とした。
- 第一に漂流物を静止物体として扱った理想実験を実施し、陸上を浸水する津波流動場に対する相互作用の影響を比較した。その結果、反力をフィードバックする方法では、静止物体による阻害効果を過小評価すること、体積力型 IB 法では静止物体に対して非透過条件が適用されるため、静止物体を陸上地形で反映した流動シミュレーションの結果とほとんど同じ位置に遡上先端があり、体積力型 IB 法の適用性の高さを確認した。
- 水中と陸上に設置した移動物体を対象に、漂流物の大きさや相互作用の有無による移動距離の変化を確認した。どちらのモデルにおいても、漂流物の大きさによる移動距離の依存性は、浮遊設置ケースでは非常に小さく、陸上設置ケースでは参照サイズの物体（幅 1 m もしくは長さ 1 m）に対して 10 %程度変化した。また、相互作用の有無によっても 10 %程度変化した。モリソン型の流体力評価式を適用したモデルと圧力勾配型の流体力評価式を適用したモデルでは、後者の方が移動距離は大きくなり、その比は 1.2~1.6 倍程度であった。詳細なまとめは 5-5-4. を参照願いたい。

第6章

水槽実験との比較によるモデル検証

本章では、第4章、第5章でモデル改良した STOC-DM を用いて、単純な実験条件の漂流物実験および第3章で述べた沿岸市街地模型を用いた漂流物実験との比較とモデルの精度検証を行う。第5章と同じように相互作用なし計算を 1way 計算、相互作用あり計算を 2way 計算、モリソン型の流体力評価式を適用したモデルを Morison モデル、圧力勾配型の流体力評価式を適用したモデルを PG モデルと記す。流動モデルには、特に断りがない限りは、単層の STOC-ML を用いる。また、改良前の STOC-DM を既存 STOC-DM、第4章における構造物との衝突処理、海底面との接触処理を改良した STOC-DM を改良 STOC-DM と記す。

6-1. 引き波下のコンテナ漂流を対象とした水槽実験との比較

6-1-1. 実験概要

本実験は、倉原ら(2019, 2020)が行った引き波下のコンテナ漂流を対象とした水槽実験である。本実験を検証に用いた理由は、浮遊状態の漂流物を対象にしており、かつ単純な流れ場であるため、実験間の漂流挙動のばらつきが小さかったからである。既往研究における漂流物実験は陸域を対象としたものが多く、水平床であるにもかかわらず陸上模型の不均一性によって漂流挙動に大きなばらつきが生じることが多くある（例えば、Morita ら(2022)、富田ら(2016)、富田ら(2020)）。本実験では流れ場におけるばらつき、地形模型起因によるばらつきが小さく、漂流物モデルの、特に流体力評価式の検証には適していると考えられる。

以下、倉原ら(2020)の論文を参考に実験概要を記す。実験は東亜建設工業株式会社の技術研究開発センターの水槽により行われた。図 6-1 に実験水槽の側面図を示す。実験水槽の長さは 30.0 m、幅は 0.30 m、高さは 0.60 m であり、1:50 勾配の斜面に水平床が接続されている。水平床上に長さ 4.0 m、高さ 0.15 m の岸壁模型を設置した。水槽内の水位や流速の時

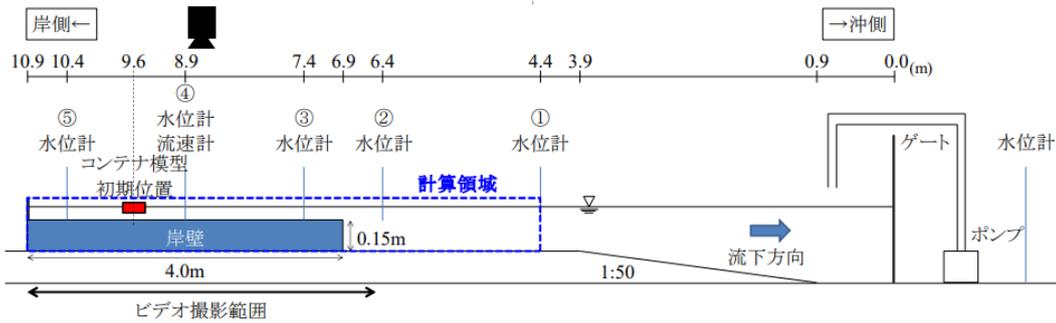


図 6-1 実験水槽の側面図. (倉原ら(2020)から引用).

間変化は5つの水位計, 1つの流速計で計測した. 本実験施設は, ポンプ型造波とゲート急開式によるダムブレイク型造波による造波が可能だが, 本実験では引き波を生成するために一般的な押し波造波とは異なり, ゲートより沖側の水位を岸側(岸壁模型側)の水位よりも低くすることで岸壁上での引き波造波を実現した. ゲートより沖側の初期水位は 0.04 m とした.

コンテナ模型は, 長さ 0.10 m, 幅 0.04 m, 高さ 0.03 m の木片を用い, 比重が 0.4 程度になるように鉛の錘で調整した. また, コンテナ模型は設定した水位以下で漂流を開始するように治具で固定した. 漂流実験はコンテナの角度を 0 度(模型の長軸方向が岸沖方向に一致)と 90 度の 2 ケース実施し, 再現性確認のため各ケースを 5 回繰り返した. また, 水槽実験の開始前に摩擦係数の推定を行っており, 乾燥状態, 湿潤状態の静止摩擦係数 μ_{dry} , μ_{wet} はそれぞれ 0.34, 0.21, 乾燥状態 μ'_{dry} , 湿潤状態の動摩擦係数 μ'_{wet} , はそれぞれ 0.31, 0.18 であった. 岸壁全体を撮影できる範囲にカメラを設置し, 撮影した動画を画像解析することで漂流物の位置と姿勢を推定した.

6-1-2. 計算条件

6-1-1. の実験を用いて, MorisonモデルとPGモデルの精度検証を実施する. 計算対象領域は図 6-1の青枠と同じ領域とし, 空間解像度0.01 mの格子を用いて計算領域を作成した. 沖側の側方境界は水位計1で得られた水位の時系列を入力条件とした造波境界, その他の境界についてはスリップ条件を付した壁境界とした(図 6-2). なお, 実験と同様に岸側をx軸正方向として定義した. マニングの粗度係数は領域全体で0.009, 鉛直方向の層数は1とした. ただしMorisonモデルにおいては, 鉛直方向の層数を12とした多層計算も実施した. その際の鉛直方向の格子解像度は水面付近で1 cm, その他で2 cm~2.5 cmである. 多層計算では,

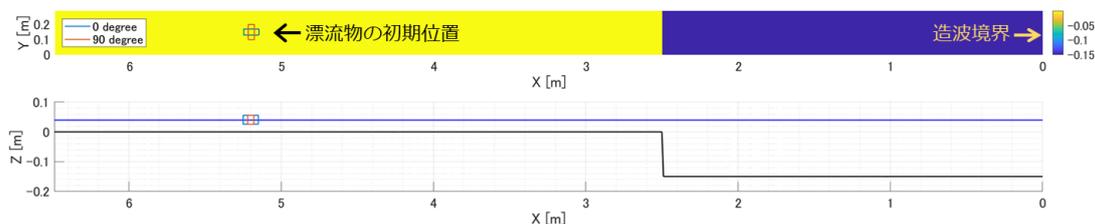


図 6-2 計算条件の概要. 上：正面図，下：側面図

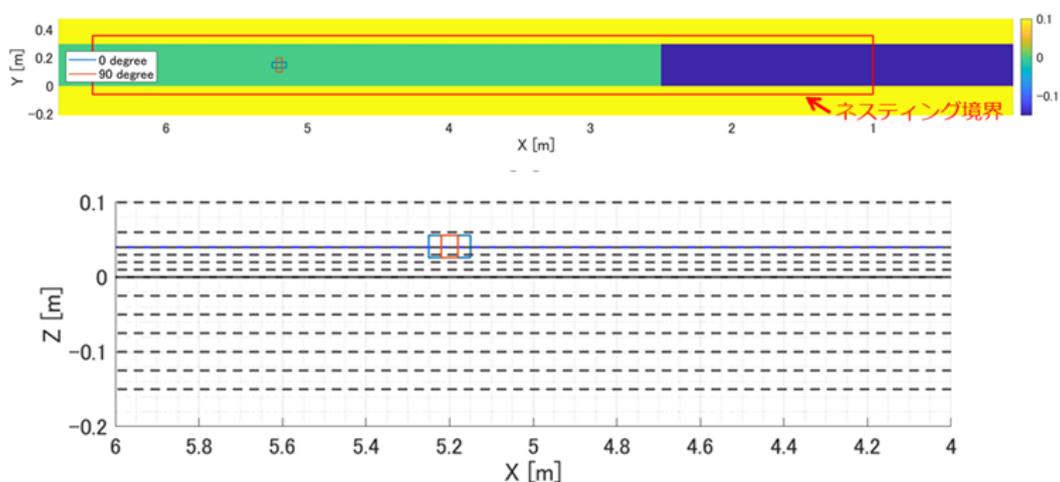


図 6-3 多層計算時の計算領域の概要. 上：正面図. 赤枠がネスティング境界を示す. 黄色の領域は高さ 0.1 m の地形である. 赤枠の内側が多層計算領域. 下：漂流物付近での側面図. 黒破線が鉛直方向の格子境界位置を示す.

表 6-1 Morison モデルで用いた抗力係数, 慣性力係数の組み合わせ一覧. 抗力係数 $C_{d,1}$ は漂流物側面から離れる向きに流体が流れている場合の抗力係数, 抗力係数 $C_{d,2}$ は漂流物側面に向かう向きに流体が流れている場合の抗力係数

抗力係数 $C_{d,1}$	抗力係数 $C_{d,2}$	慣性力係数 C_m	多層計算	備考
0.4	0.8	2.0	○	STOC-DM のデフォルト値
1.0	2.0	2.0	○	倉原ら(2020)を参考に設定
1.0	2.0	0.0	×	倉原ら(2020)を参考に設定

造波領域近くを単層領域, 岸壁付近を多層領域としたネスティング境界を作成した(図 6-3). これは造波境界を含んだ条件で多層計算を実施した時に, 水槽内の流動場を適切に表現することができなかつたためである.

漂流物の移動開始条件は時刻 9 秒を超えた時点とした. 漂流物の実験データを解析すると, 上述の模型固定化の影響により概ね 9 秒で漂流物が移動を開始していたためである. 摩

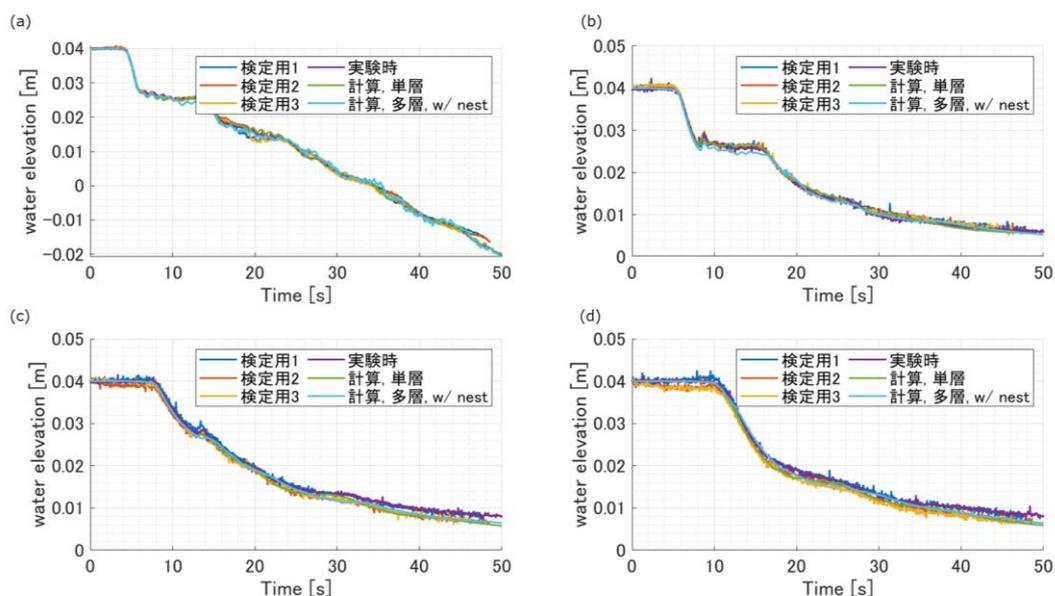


図 6-4 水位の計測値との比較. (a): 水位計 2, (b): 水位計 3, (c): 水位計 4, (d): 水位計 5, 青, 赤, 黄線は実験前の水位検定時に計測した水位, 紫線は漂流物実験時に計測した水位, 緑線は単層計算の結果, 淡青線は多層計算の結果.

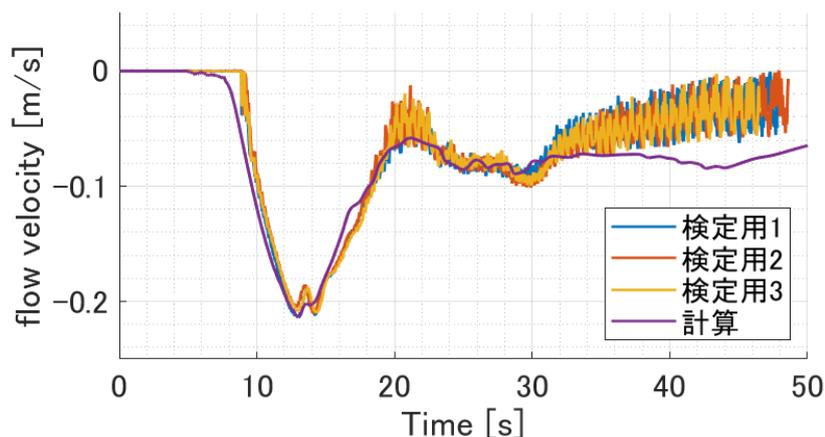


図 6-5 流速値（設置位置は水位計 4 と同じ）との比較. 紫線が計算, その他は図 6-4 の凡例と同じ.

擦係数は湿潤状態の動摩擦係数 $\mu'_{wet} = 0.18$ を採用した. Morison モデルで用いた抗力係数と慣性力係数は, STOC-DM でのデフォルト値や倉原ら(2020)が計測した抗力係数 $C_d = 3.0$ を参考に設定した値などいくつかパラメータを変えた (表 6-1). 一方, PG モデルでは, 2way 計算と 1way 計算, 水位のせり上がりを考慮した 1way 計算の 3 パターンのみの実施である. 水位のせり上がりを考慮した 1way 計算では, 5-6-2. の結果から, $\alpha = 0.55$, $\beta = 1.0$ を採用した.

6-1-3. 流体計算結果の比較

図 6-4 に水位計 2 から水位計 5 で計測された水位データとの比較を示す。造波境界から遠い水位計で計測値のばらつきが大きくなるものの、計算結果は単層、多層問わず計測値の幅の間に含まれている。特に岸壁模型付近の水位計 2 と水位計 3 においては、計算結果と計測値は非常に良く一致している。図 6-5 は水位計 4 の位置で計測された流速値と単層計算の結果を比較したものである。30 秒以降の計測値は、流速計が干出していたため参考値である。計算値は断面平均流速、計測値はある深さにおける流速値という違いはあるものの、時系列変化、ピーク値を捉えられており、両者はよく一致している。

6-1-4. 漂流物計算の結果

図 6-6 に漂流物の重心位置の時系列変化の比較、表 6-2 に各モデルにおける移動距離と

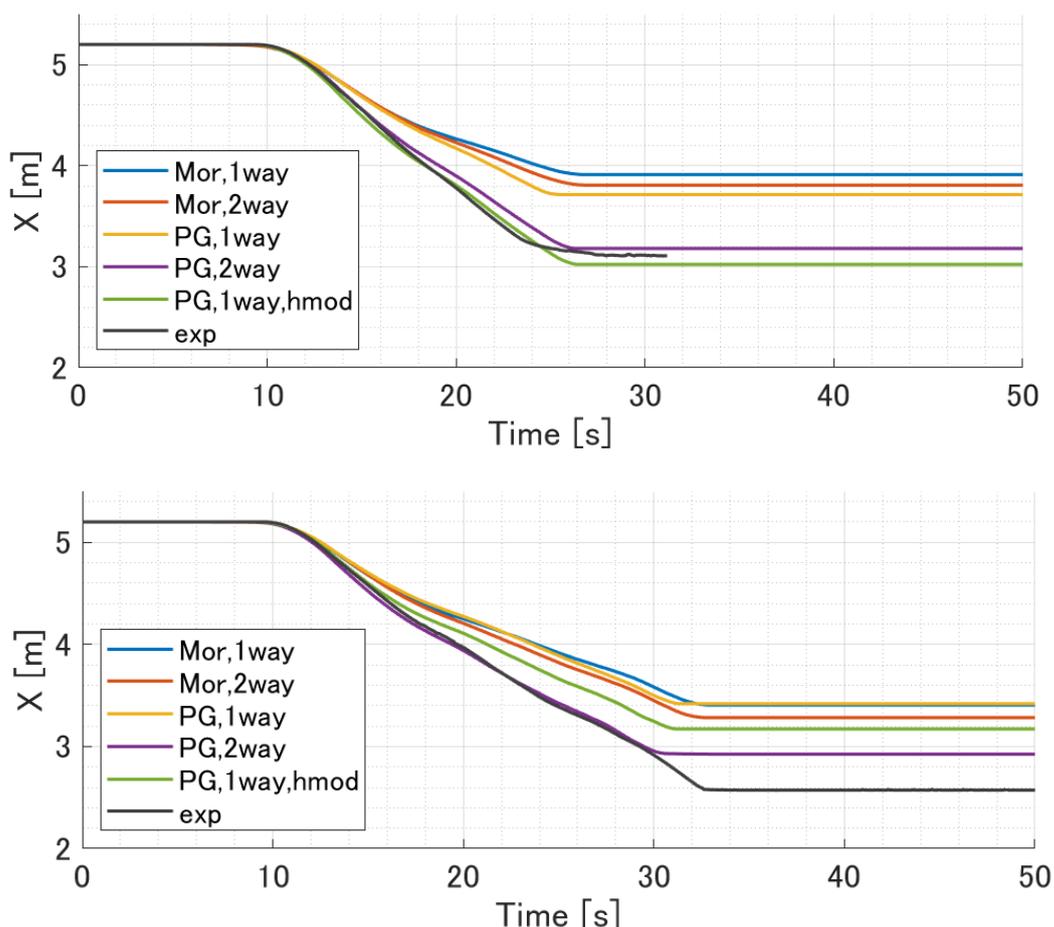


図 6-6 漂流物重心位置の時系列変化. 上：初期角度 0 ケース，下：初期角度 90 度ケース，青：Mor, 1way 計算，赤：Mor, 2way 計算，黄：PG, 1way 計算，紫：PG, 2way 計算，緑：水位のせり上がりを考慮した 1way 計算，黒：実験

表 6-2 各ケース、各モデルにおける移動距離の一覧

	Mor [m]	PG [m]	PG と Mor の比
0 度, 2way	1.39	2.02	1.45
0 度, 1way	1.29	1.49	1.15
90 度, 2way	1.92	2.28	1.19
90 度, 1way	1.79	1.78	1.00

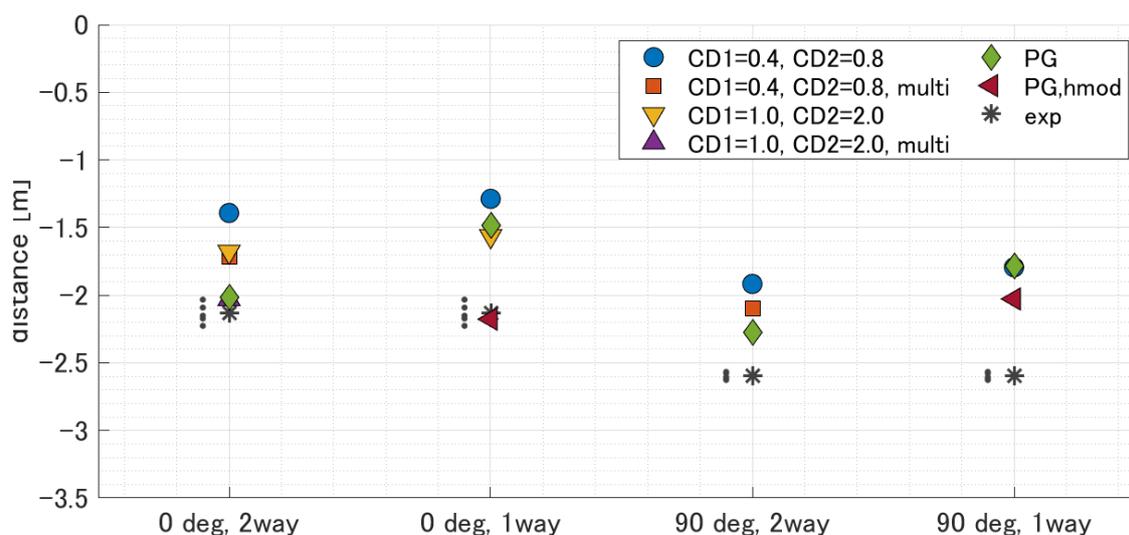


図 6-7 各ケースにおける移動距離の結果. アスタリスク : 実験, アスタリスク横の黒点は 5 回の繰り返し実験の結果. その他 : 計算値

その比を整理した結果, 図 6-7 に移動距離の比較を示す. 初期角度 0 度のケースと初期角度 90 度のケースにて共通した結果は, Morison モデル, PG モデルどちらも 2way 計算の方が 1way 計算よりも移動距離が大きい点である. また, Morison モデルと比較して, PG モデルの方が 1way と 2way の結果の差が大きい. 今回の実験における相対水深 (喫水深と水深の比) は概ね 0.35 であり, 第 5 章で実施した浮遊設置ケース (約 0.01) よりも陸上設置ケースでの値 0.56 に近い. つまり, Morison モデルにおいても, 相互作用の影響で移動距離が大きくなると考えられる. PG モデルにおいては, 相対水深に関係なく相互作用によって移動距離が大きくなることが第 5 章で示されており, 本節の結果と矛盾しない. また Morison モデルにおける抗力係数, 慣性力係数に対して STOC-DM のデフォルト値を採用した場合, PG モデルの方が Morison モデルよりも移動距離が大きくなることも第 5 章の結果と矛盾しない. 表 6-2 によると第 5 章の理想実験における両者の移動距離の比が概ね 1.2~1.6 倍程度

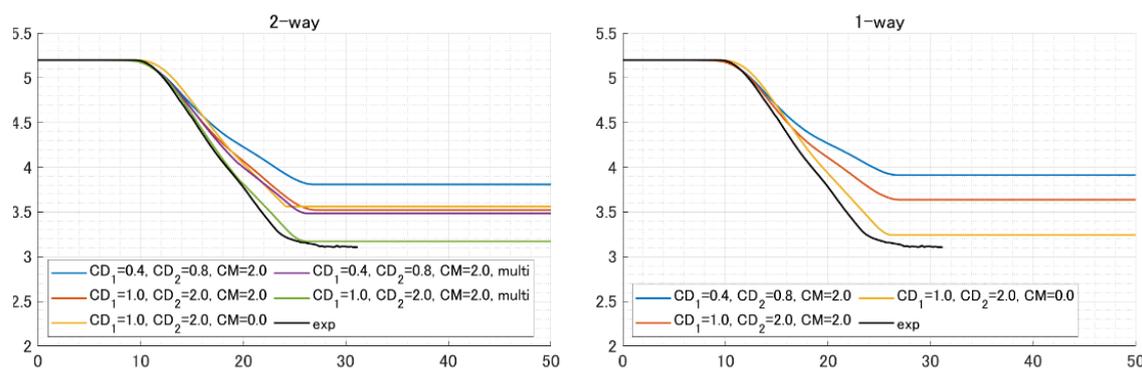


図 6-8 初期角度 0 度, Morison モデルにおけるパラメータスタディの結果. 左: 2way 計算, 右: 1way 計算

であったのに対して, 本実験では若干両者の差が小さくなっているものの概ね同程度と言える.

図 6-6 にあるように, Morison モデルでは移動距離をかなり過小評価している. そこで, 初期角度 0 度ケースにおいて Morison モデルのパラメータスタディ (表 6-1) を実施し, 移動距離やその時系列の変化を確認した. また, 一部の係数に対しては多層計算も実施した. その結果 (図 6-8) によると, 2way 計算, 1way 計算ともに抗力係数を大きく (例えば, 青線から赤線) すると移動量が大きくなり, 実験の時系列変化に近づく傾向にある. さらに, 1way 計算では, 慣性力係数を小さくする (赤線から黄線) と同じく実験の時系列変化に近づく. また, 同じ係数を用いた場合であっても, 多層計算の方が単層計算よりも移動距離が大きくなることも分かった. 2way 計算の結果, 最も実験結果に近かったのは倉原ら(2020)で計測された抗力係数を採用した多層計算であり, 1way 計算では倉原ら(2020)で計測された値の抗力係数と慣性力係数 $C_m = 0.0$ を用いることで, 2way の多層計算結果や実験結果に近付いた. ただし, 式 5-3 で示したように, 一般的に慣性力係数 C_m は付加質量係数 C_a と $C_m = C_a + 1.0$ の関係にある. すなわち, 慣性力係数 $C_m = 0.0$ とは付加質量係数 $C_a = -1.0$ ということになり, 物体周囲に流体があることによる付加質量効果とは反対の効果を生じさせることを意味する. 今回のケースでは, 実験で測定した適切な抗力係数を採用することができれば, 時系列変化を含め実験結果に近い精度で計算を行うことが可能であることが示された. しかしながら, 抗力係数は物体の向きや形状, 物体周辺の流況で変化するため, 常に適切な抗力係数を採用できるとは限らない. また, 上記の慣性力係数の例のように物理的な解釈に矛盾が生じる場合もあり, 注意する必要がある.

PG モデルの 2way 計算において, 図 6-6, 図 6-7 から分かるように初期角度 0 度, 90 度

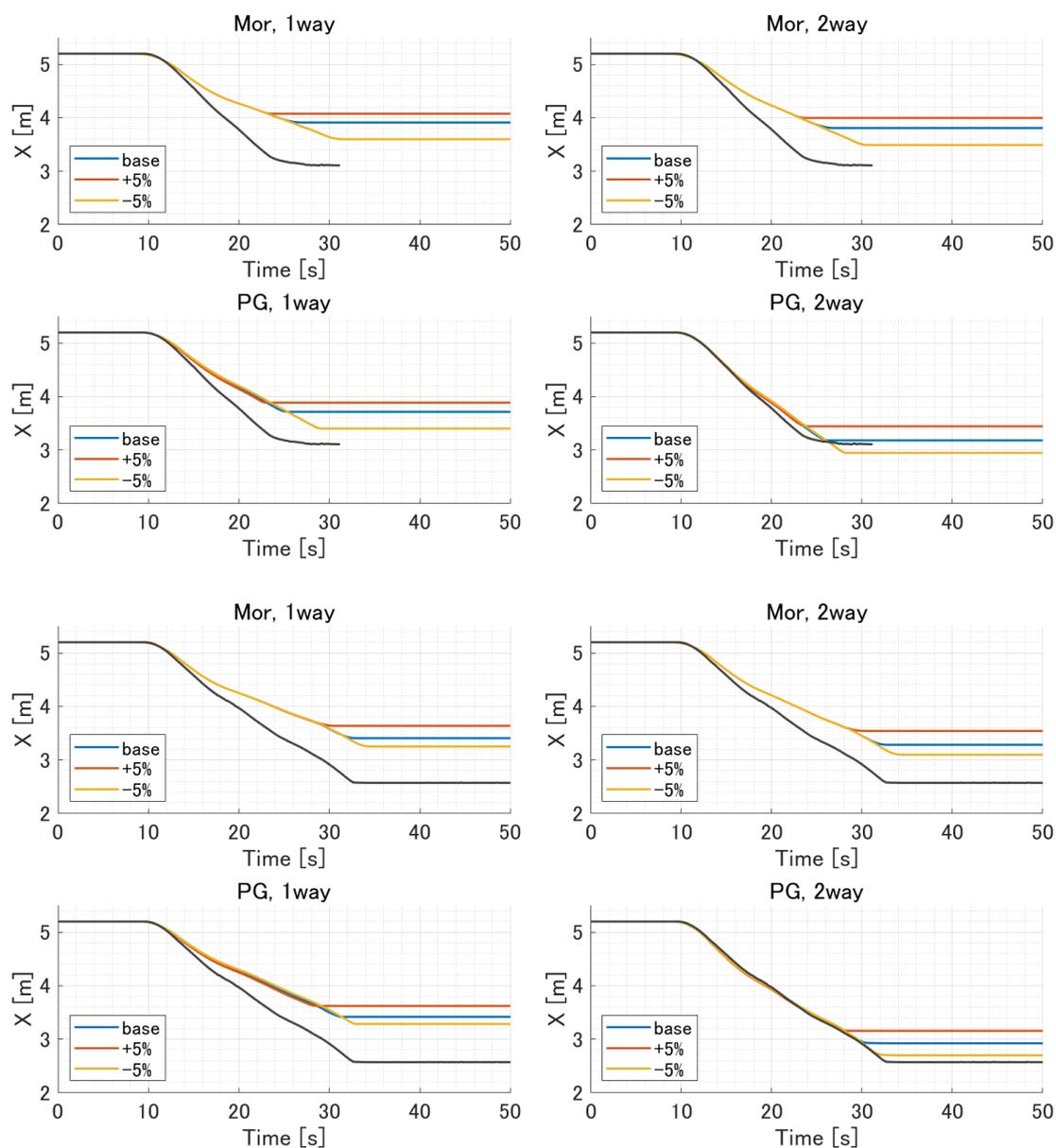


図 6-9 喫水深を変化させた感度分析の結果. 上: 初期角度 0 度ケース, 下: 初期角度 90 度ケース. 青: 基準とした喫水深を用いたケース, 赤: 基準ケースに対して喫水深を+5 %変化させたケース, 黄: 基準ケースに対して喫水深を-5 %変化させたケース.

のどちらのケースも実験結果を精度良く再現している. 5-3-3. で説明した単層モデルにおける体積率 F_{ob} の評価方法が妥当であることが分かった. PG モデルはパラメータフリーな流体力評価式であり, Morison モデルのようなパラメータスタディを実施する必要がない. せり上がりを考慮した PG モデルでは, せり上がりを考慮していない結果に比べ移動距離が大

表 6-3 喫水深を変化させた感度分析による移動距離の比較. 初期角度 0 度ケース. 括弧内の数字は base に対する変動率

	base	+5 %	-5 %
2way, Morison	1.39	1.20 (0.86)	1.71 (1.23)
1way, Morison	1.29	1.12 (0.87)	1.60 (1.24)
2way, PG	2.02	1.76 (0.87)	2.25 (1.12)
1way, PG	1.49	1.31 (0.88)	1.80 (1.21)

表 6-4 喫水深を変化させた感度分析による移動距離の比較. 初期角度 90 度ケース. 括弧内の数字は base に対する変動率

	base	+5 %	-5 %
2way, Morison	1.92	1.66 (0.86)	2.10 (1.10)
1way, Morison	1.79	1.56 (0.87)	1.95 (1.09)
2way, PG	2.28	2.04 (0.90)	2.50 (1.10)
1way, PG	1.78	1.58 (0.89)	1.92 (1.08)

きくなっており、引き波条件下でも本モデルの有効性が示された (図 6-6, 図 6-7 の黄から緑の変化). ただし、初期角度 0 度のケースでは実験結果をよく再現しているものの、初期角度 90 度ケースでは 2way 計算に対して移動距離を過小評価している. 初期角度の変化による再現精度の違いは、第 5 章の理想実験における課題で示した通り、水深係数に物体幅の影響が考慮されていないことによるものと考えられる. すなわち、初期角度 0 度の実験結果を再現できる水深係数は初期角度 90 度の実験結果を再現できるとは限らない. 改めて物体幅を考慮した水深係数の評価式構築が今後の課題であることを強調する.

最後に、漂流物の喫水深を変化させた感度分析を実施した. 図 6-6 の PG モデル 2way 計算の初期角度 90 度のケースにて、浮遊時の時系列変化は実験結果に一致していたものの、漂流物着底による移動速度の減少が実験よりも早い影響で最終的な移動量を実験に対して過小評価していた. そのため、喫水深の大きさと着底時の挙動の関係を調査することを目的として感度分析を実施した. 具体的には、元々の喫水深に対して漂流物高さの $\pm 5\%$ 、すなわち ± 0.15 cm 変化させた感度分析を実施した. 喫水深を 5%大きくすることは漂流物の質量がその分大きくなったこと、喫水深を 5%小さくすることは漂流物の質量がその分小さくなったことを示す. 漂流物の質量が概ね 56 g なので、質量の変動分は 2.8 g である. 喫水深を変化させた感度分析の結果を図 6-9 に示す. なお、初期角度 90 度の

ケースだけでなく、初期角度0度のケースでも同じ感度分析を実施した。喫水深の変化による影響は流体力評価式における没水面積の変化に出現するものの、図6-9からも分かるようにどの結果を見ても浮遊中の移動距離にはほとんど影響していない。着底時には喫水深が大きい順に地表面との接触が出現するため、喫水深が大きいとより早い時刻に着底が生じ、移動を停止し、喫水深が小さいとより遅い時刻で移動停止するため移動距離は大きくなる。初期角度90度のケースにおけるPGモデルの2way計算では、移動距離を実験値に対して過小評価していたが、-5%の喫水深を用いた計算で実験値を再現できることを確認できた。表6-3、表6-4に喫水深を変化させた感度分析の移動距離のとりまとめ結果を示す。喫水深を+5%変化させた場合は初期角度によらずbaseケースに対して86~90%程度の移動量、喫水深を-5%変化させた場合は初期角度0度のケースでbaseケースに対して110~120%程度の移動量、初期角度90度のケースで110%前後の移動量となっており、喫水深の変動率よりも大きな移動量の変動率となっていた。

6-1-5. 本節のまとめ

引き波条件下でのコンテナ漂流実験に対して、MorisonモデルとPGモデルの精度検証を実施した。本実験は単純な流れ場であり、主に浮遊中の漂流をターゲットとしているため、漂流物モデルの流体力評価モデルの検証には最適だと考えた。PGモデルの2way計算の結果は、パラメータフリーな流体力評価式を適用したモデルでありながら、どちらの初期角度のケースにおいても、移動距離の時系列変化を精度よく再現することができた。また、単層モデルにおける体積率 F_{ob} の設定方法の妥当性を確認することができた。一方、Morisonモデルでは抗力係数や慣性力係数を変えることで、最終的な移動距離を再現できるが、そのための試行錯誤が必要である。Morisonモデルにおいて、多層計算の結果を除くと、係数の変化によって最終的な移動距離は再現できるが、浮遊中の時系列変化を精度よく再現することができなかった。特に1way, 2way問わず移動速度を過小評価しているため、Morisonモデルにおける流体力の評価モデルは実際に比べ流体力を過小評価していることが示唆される。

PGモデル、初期角度90度のケースにて、浮遊中の時系列変化を精度よく再現しているにもかかわらず、着底後の移動距離を過小評価していたため、喫水深を変化させた感度分析を実施した。感度分析では±5%の質量変化(2.8gに相当、喫水深で0.15cm)であっても最終的な移動距離が10%~20%の幅で変化していた。実験時で使用した漂流物模型の質量は不明であるが、元論文には比重0.4程度と記載があり、実際に模型質量に幅があったものと推察される。実際に着底後の移動距離を過小評価していたPGモデルの結果は、5%軽くした漂流物を用いることによって、移動開始から着底し停止するまでの過程を精度よく再

現することができた. 以上より, まずは単純な実験に対して単層モデルに適用した体積力型 IB 法に基づく PG モデルの流体力評価モデルの有効性を示すことができた.

6-2. 陸上の漂流物実験を対象とした比較計算

6-2-1. 実験概要

本実験は, Oregon State University の O. H. Hinsdale Wave Research Laboratory で行われた陸上を漂流する漂流物を対象とした漂流実験である. 以下では, Rueben et al. (2015) に掲載された実験の概要や条件について簡単に記述する. 図 6-10 に実験水槽の概要を示す. 実験水槽は長さ 48.8 m, 幅 26.5 m, 高さ 2.1 m で構成されており, 造波装置から岸方向に 10 m の範囲に一様水深部, 10 m から 17.5 m の範囲に 1:15 勾配のスロープ, 17.5 m から 32.5 m の

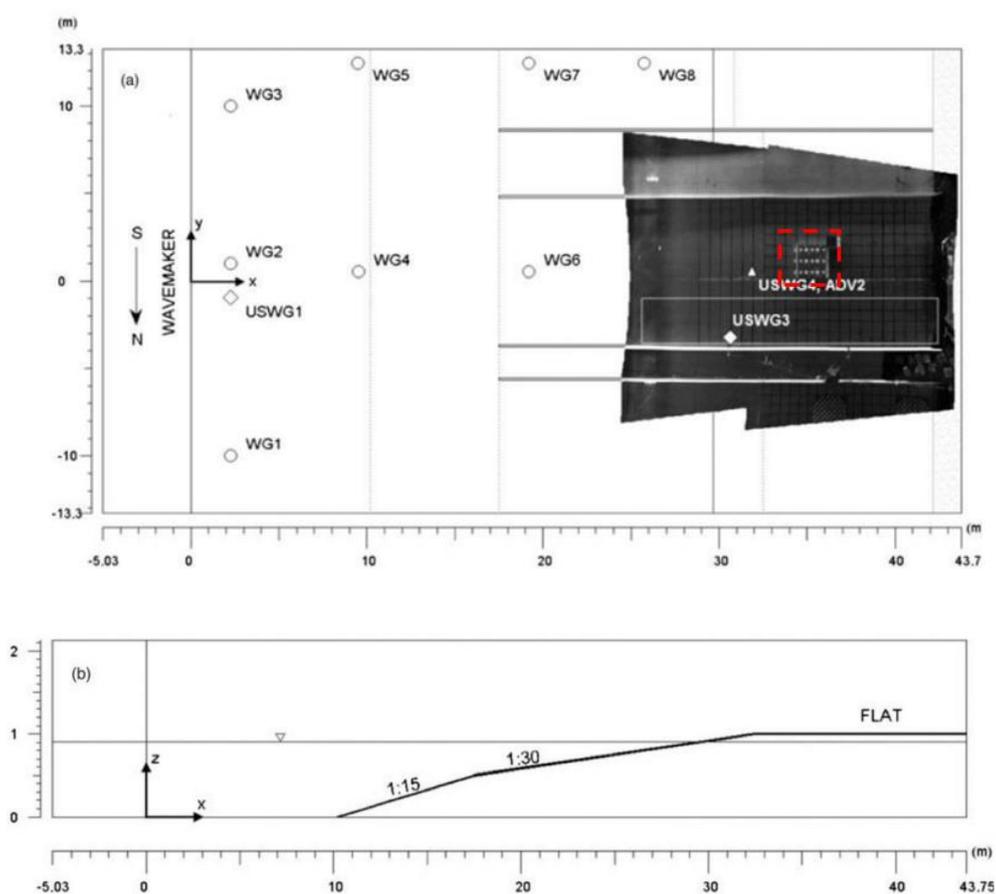


図 6-10 実験水槽の概要. 上: 俯瞰図, 下: 側面図. 俯瞰図内の WG は容量式波高計, USWG は超音波式波高計, ADV はドップラー式流速計, 赤枠が漂流物の配置位置を示す. (Rueben ら(2015)より引用, 加筆).

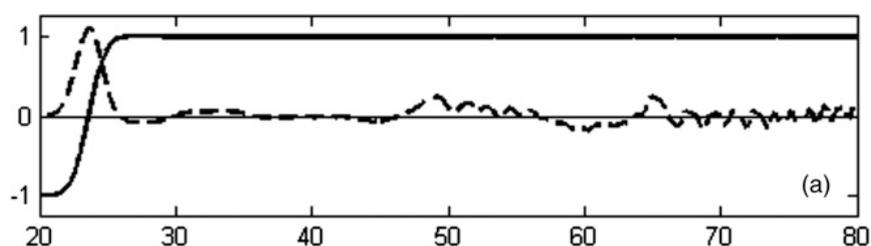


図 6-11 造波機の変位（実線）と造波装置近傍の水位変化（破線，縦軸の数値の 1/10 倍が水位）。（Rueben ら(2015)より引用）。

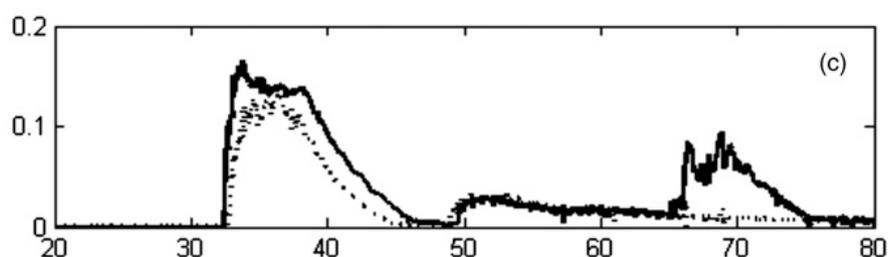


図 6-12 USWG3（実線）と USWG4（破線）における水位の時系列変化. Rueben ら(2015)より引用。

範囲に 1:30 勾配のスロープが設置されている。32.5 m より岸方向は同じ高さを有する陸上地形が設置されているが，水槽は沿岸方向（図の y 軸方向）-4.0 m 付近と 4 m 付近に仕切り壁が設置されており，実際の陸上地形の幅は 8 m 程度である。静水面は一様水深部から 0.91 m の高さにある。造波は最大ストローク幅 2.1 m を有するピストン型の造波装置によって行われた。図 6-11 に造波機の変位と水位の時系列変化を示す。

漂流物は長さ 0.6 m，幅 0.6 m，高さ 0.4 m の箱型模型を使用した。模型は薄い合板で作成されており，質量は 14.5 kg (± 1 kg) である。陸域の漂流挙動を対象とした実験はこれまでも多くあるが，例えば富田ら(2016)や Morita et al. (2022) の実験は物体の大きさが小さく，かつ陸上の浸水深も小さいため，陸上模型の精度も含めた地表面との干渉の影響が強く出現する。一方，本実験では図 6-12 にあるように漂流物設置前面の領域で水位が 0.1 m~0.15 m 程度あり，喫水深が 4 cm 程度と浸水深に比べて小さい。したがって，上述した先行研究よりは地表面との干渉の影響が相対的に小さく，本研究における漂流物モデルの流体力評価に主眼を置いた検証をするには適切であると言える。漂流物実験は図 6-10 の赤枠で示した位置に図 6-13 で示した配置条件で実施された。各配置ケースの繰り返し数は少なく，基本的に 1 回，Config 4 のみが 6 回であった。

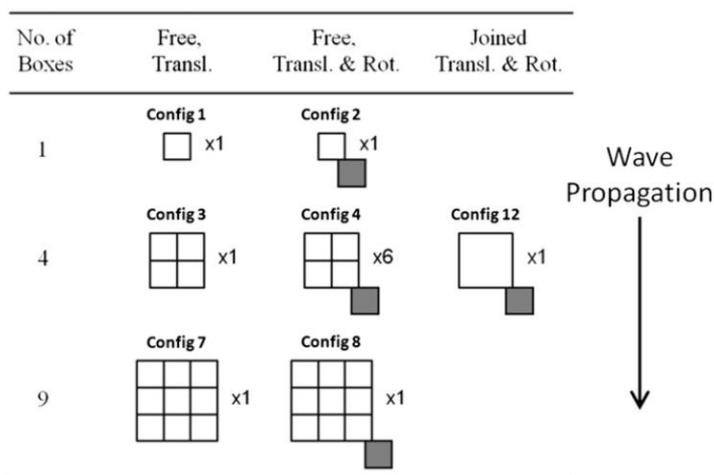


図 6-13 漂流物の配置条件. 白抜きが漂流物, 灰色の物体が静止構造物. Rueben ら(2015)より引用.

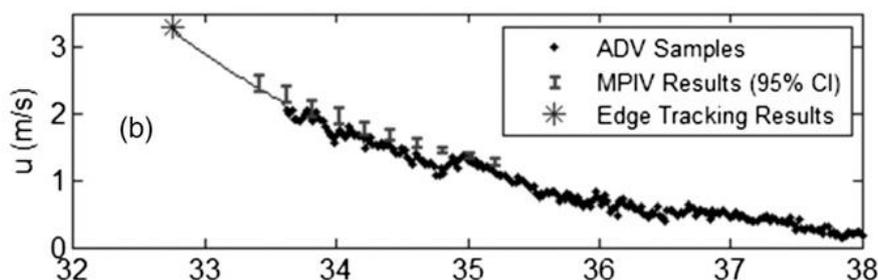


図 6-14 ADV2 (黒点) と画像解析による遡上速度の推定結果の比較 (Rueben ら(2015)より引用).

本実験で計測したデータは, 図 6-10 の WG の位置で容量式波高計による水位, USWG の位置で超音波式波高計による水位, ADV の位置でドップラー式流速計による流速である. また, 漂流物の初期位置近傍における遡上速度の空間データ (図 6-14), 漂流物の位置と向きを画像解析により取得している.

6-2-2. 計算条件

計算領域を図 6-15 に示す. 岸沖方向は WG2 の位置から水槽の端部まで, 沿岸方向は仕切り板の間の領域を計算領域として設定した. 計算に用いた空間格子解像度は 0.05 m 一定とした. 漂流物の幅, 長さは 0.60 m なので, 漂流物の代表長さとして計算の空間格子解像度の比は 12 である. 沖側境界は WG2 で計測された水位の時系列変化を入射波とした造波境界,

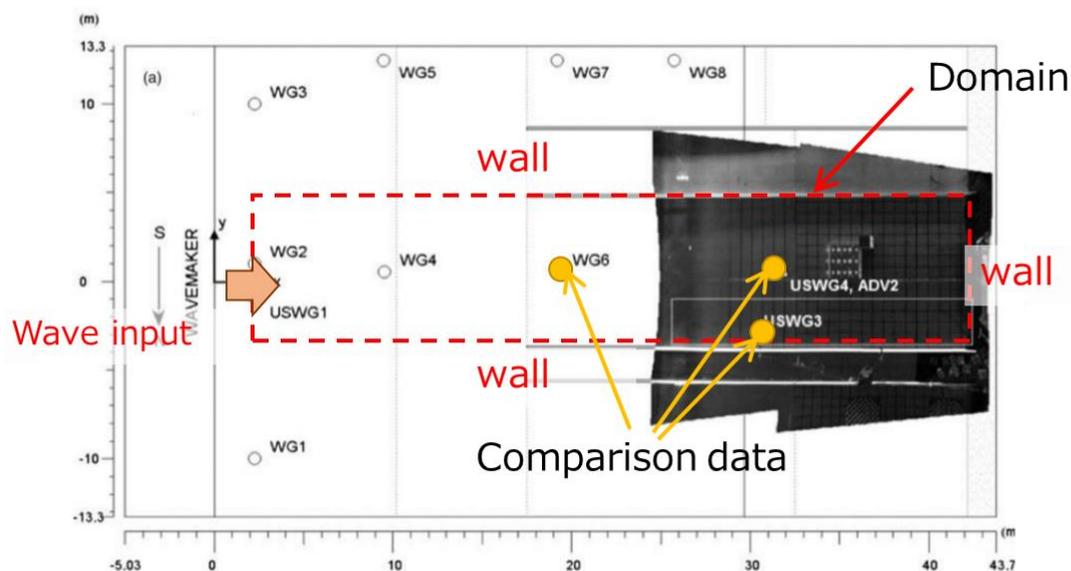


図 6-15 実験水槽と計算領域の関係．赤枠が計算領域．黄色丸が流動モデルの比較に用いた波高計や流速計の位置．Rueben ら(2015)より引用，加筆．

その他の境界はスリップ条件を付した壁境界とした．岸側の水槽端部の境界は，実験では反射エネルギーを減衰するために砕石などを設置していたが，実験の映像や漂流挙動を見ると反射波による戻り流れとそれに追従する漂流物を確認することができたため，計算では壁境界とした．底面はマンニングの粗度係数を用いた底面境界条件を採用し，全領域 0.025 一定値とした．計算対象とした漂流物配置には単体漂流物を対象とした Config 1 を選択した．計算に使用したモデルはこれまで通り，Morison モデル，PG モデルである．Morison モデルにおける抗力係数と慣性力係数はともに STOC-DM のデフォルト値を採用した．

6-2-3. 流体計算の結果

図 6-16(a)に計測結果との比較を示す．WG6 における比較結果では，水位の立ち上がり時刻は再現できているものの，波高のピークを 0.1 m ほど過小評価している．1:30 勾配のスロープ終端付近にある USWG3 と USWG4 との比較では，計算結果における水位のピーク値は概ね表現できているものの，到達時刻が遅れている．また，50 秒前後の戻り流れによる水位上昇の発生時刻も計算の方が遅くなっている．USWG4 と同じ位置に設置している ADV2 との比較では，USWG4 において到達時刻が遅れており，図 6-14 との比較からも ADV2 における流速値は位相がずれていることが分かる．USWG3 や USWG4 における水位の到達時刻の遅れに対して，マンニングの粗度係数 0.000 を用いた計算（すなわち海底摩擦なし計算）

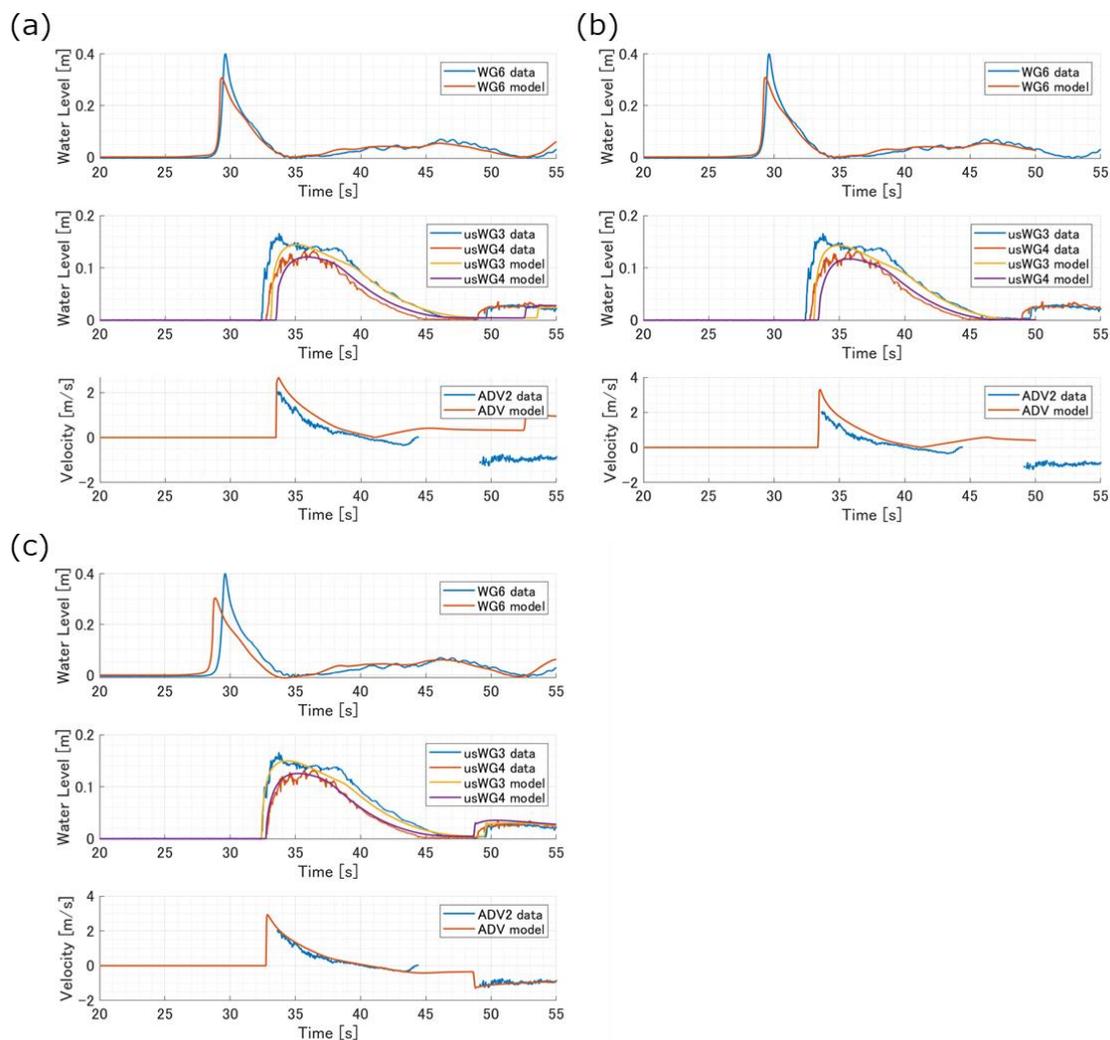


図 6-16 水位計，流速計との比較結果. (a): WG2 の計測値を使用した結果，(b): マニングの粗度係数 0.0 を用いた結果，(c): 境界データ，計算領域を変更した結果，上：WG6，中：USWG3，USWG4，下：ADV2. 凡例の data は計測結果，model は計算結果を示す.

を実施したが，再現性は改善しなかった（図 6-16(b)）.

事前検討において，上記の流体計算結果を用いて 1way の漂流物計算を実施したところ，漂流物の移動開始速度や戻り流れによる移動を再現できなかった．そこで，漂流物近辺の USWG3 および USWG4 における水位，ADV2 における流速の時系列変化のうち，到達時刻の再現性を向上させるため，造波境界で用いる水位データの入射時間を-0.5 秒した境界データを作成した．さらに，境界終端からの戻り流れによる水位増加（図 6-16(a)中段の 50 秒付

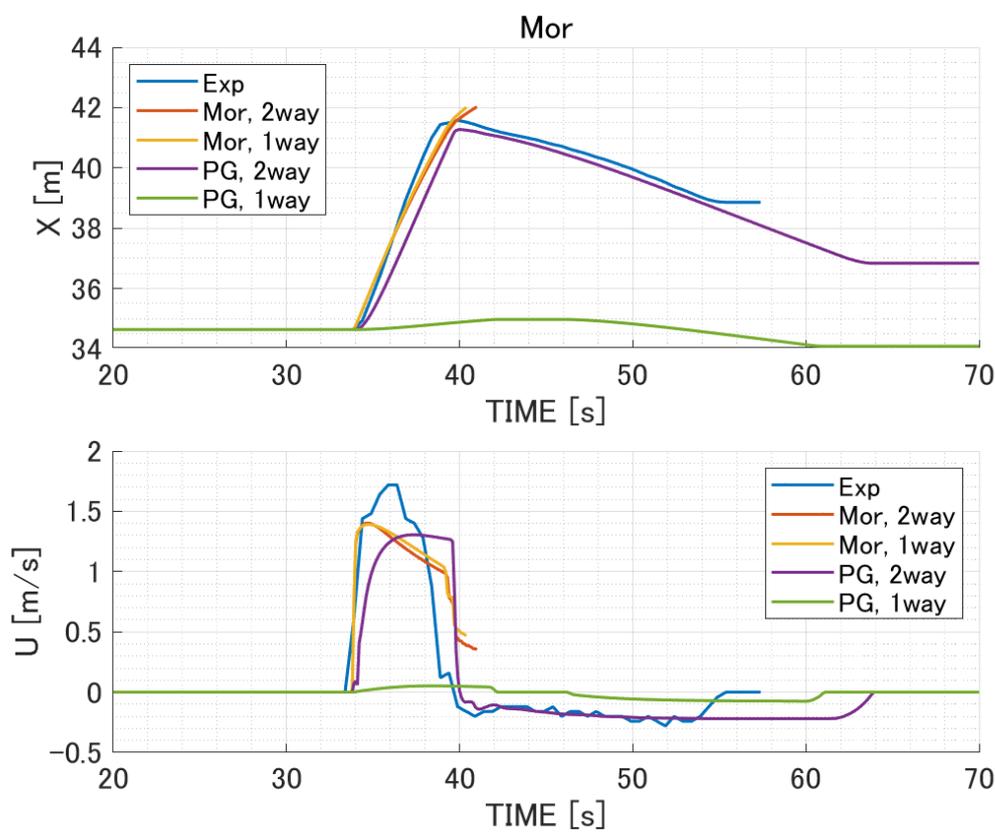


図 6-17 実験と計算結果の比較. 上： x 方向の重心位置，下： x 方向の移動速度. 青：実験，赤：Morison, 2way, 黄：Morison, 1way, 紫：PG, 2way, 緑：PG, 1way

近)の再現性向上のため，境界終端位置を-1.3 mした計算領域を作成した．これらの修正した境界データと計算領域を用いて実施した流動シミュレーションの結果を図 6-16(c)に示す．境界データを変更したため，WG6における波形の位相は早まるが，USWG3およびUSWG4の水位は到達時刻，戻り流れの到達時刻に改善が見られ，波形全体の一致度は向上した．ADV2との比較においても，ピーク以降の波形や戻り流れの流速値が一致した．この条件を漂流物計算に採用する．

6-2-4. 漂流物計算の結果

図 6-17 に x 方向の重心位置と x 方向の移動速度の時系列変化，図 6-18 に漂流物の重心位置の空間変化を示す．図 6-17 によれば，Morison モデルは 1way, 2way を問わず，移動開始直後の重心位置や移動速度の立ち上がりを精度よく再現することができている．しかしながら，境界端部からの反射による戻り流れが漂流物に作用した時（時刻 40 秒）の急減速が再現できず，時刻 41 秒以降計算領域外に到達してしまう（図 6-18 左）．図 6-19 は Morison

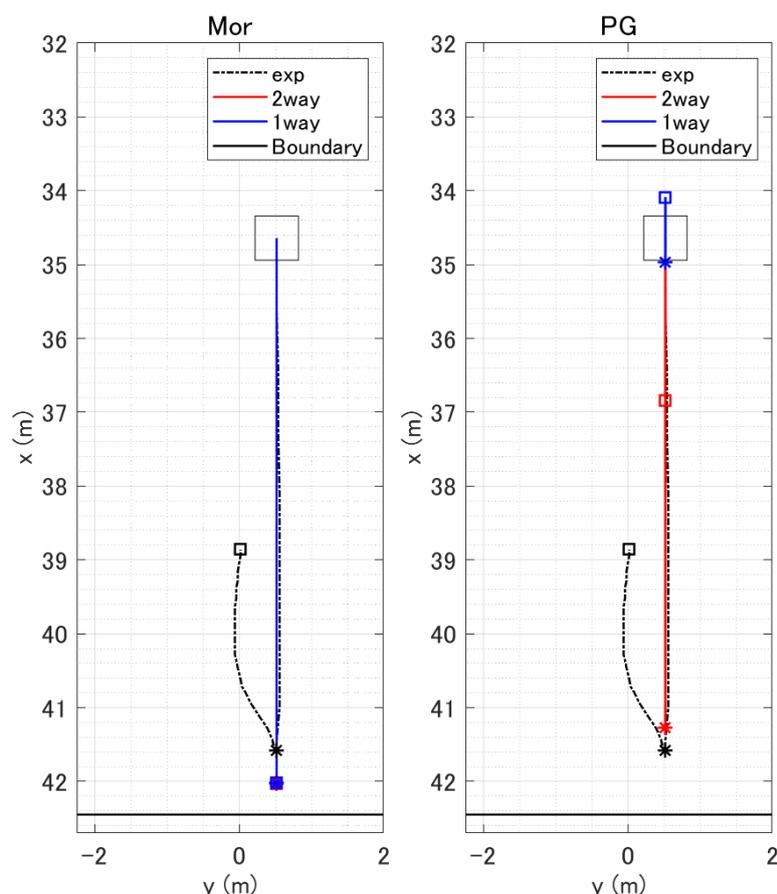


図 6-18 漂流物位置の空間変化. 左: Morison モデルによる結果, 右: PG モデルによる結果, 黒破線: 実験, 赤線: 2way, 青線: 1way, アスタリスク: 引き波による折り返し地点, 四角: 最終到達位置.

モデル, 1way 計算で得られた時刻 40 秒における浸水深と流速のスナップショットに漂流物の位置を重ねて表示したもののだが, 漂流物前面(沖側)では速い正対流れが, 漂流物背面(岸側)では戻り流れが作用している様子が分かる. Morison モデルでは, 漂流物前面に作用する抗力と漂流物背面に作用する抗力をそれぞれ算出し総和を取ることによって漂流物全体に作用する抗力としているが, 図 6-19 のスナップショットからも分かるように明らかに前面における抗力の方が大きい. 以上の理由から, 漂流物の急減速と沖側への移動を再現できないと考えられる.

PG モデルでは, 若干移動開始が遅く, 移動開始直後の急加速を再現することはできていないが, 戻り流れによる折り返し位置, 急減速, 沖側への移動速度を精度よく再現している. 本実験における入射波は陸上に到達する前後で砕波し, 砕波ボアが生じている. このような複雑で乱れた津波先端の場を静水圧近似を適用した流動モデルで正確に表現することは

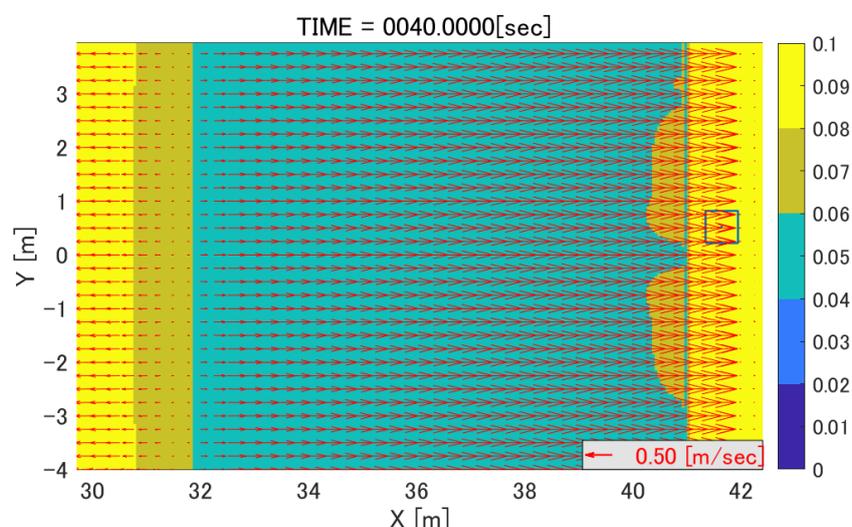


図 6-19 Morison モデル，2way 計算における時刻 40 秒の浸水深（カラーマップ）と流速（矢印）のスナップショット．青枠：漂流物．

きない．そのため，圧力勾配型の流体力評価式を適用した PG モデルでは，圧力値を過小評価した可能性が示唆される．一方で，流速値を使う Morison モデルでは，6-2-3. の境界データの修正による流速値の再現性向上によって移動開始時の急加速を再現できるようになったと考えられる．今後三次元の流動モデルを用いて津波先端における圧力分布を確認するなどして，PG モデルの移動開始時の計算精度について検証していきたい．また，戻り流れによる移動距離（漂流物の漂着位置）を過大評価（図 6-18 右）しているが，図 6-17 下からも分かるように着底による停止が実験に比べ 10 秒ほど遅い．引き波時の漂流計算（6-1-4.）と同様に喫水深を変化させた数値実験を行ったが，着底位置に対してほとんど影響はなかった．STOC-DM における漂流物底面の地表面への接触処理によるものか，現時点では原因がわからないので，この挙動の差異に関する検討は今後の課題としたい．

戻り流れによる沖側への挙動が再現できなかった Morison モデルにおいて，慣性力係数を変えたパラメータスタディを実施した．図 6-19 から分かるように戻り流れ時の物体前面，背面における流速差は大きく，この流速差による抗力差は抗力係数を変えたとしても変わらない．慣性力係数を大きくすることによって，流体速度の向きが変わる瞬間による慣性力の増加によって漂流物の岸側方向への動きを制御できないか考えた．図 6-20 で示したパラメータスタディの結果によると，慣性力係数を大きくすることで移動開始直後の移動速度のピークからの減速幅は大きくなるものの，依然として戻り流れによる沖側への移動は生じなかった．

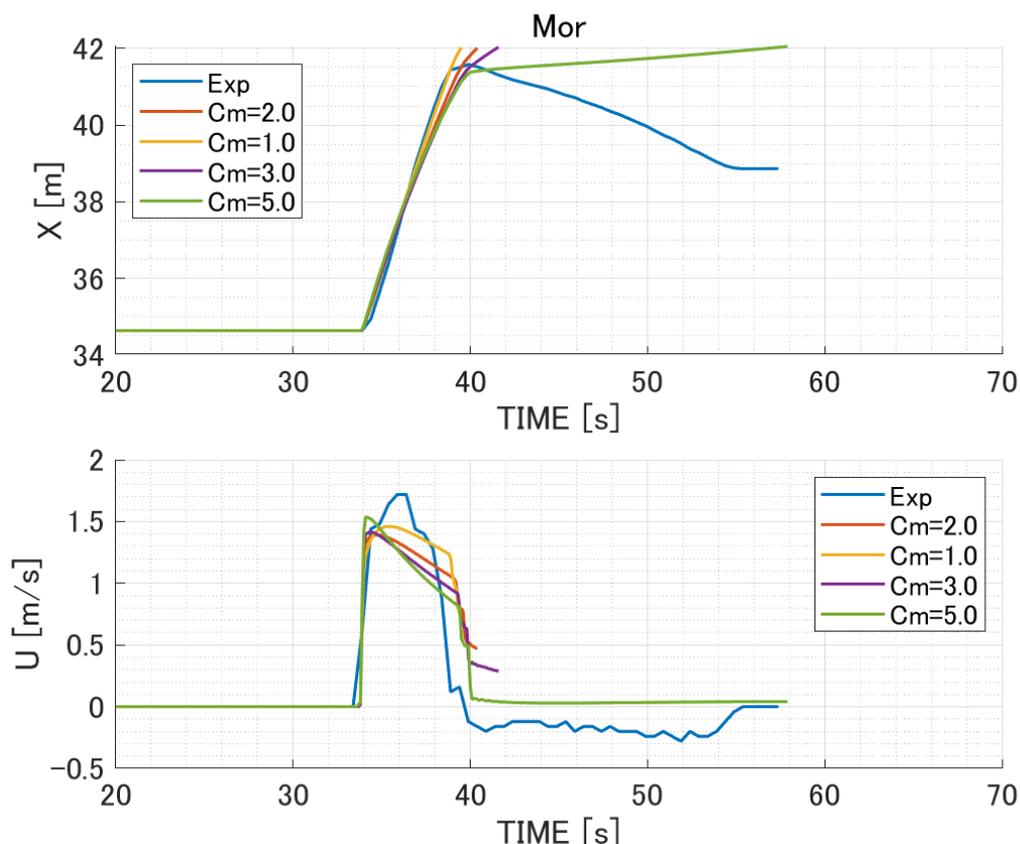


図 6-20 Morison モデルによるパラメータスタディの結果. 上: x 方向の座標位置, 下: x 方向の移動速度. 青: 実験, 赤: 慣性力係数 $C_m = 2.0$, 黄: $C_m = 1.0$, 紫: $C_m = 3.0$, 緑: $C_m = 5.0$.

6-2-5. 本節のまとめ

陸上における漂流実験に対して, Morison モデルと PG モデルの精度検証を実施した. 本実験は前節の引き波条件下とは異なり, 砕波ボアによる複雑な津波遡上による漂流挙動が対象であった. PG モデルの 2way 計算においては, 移動開始直後と戻り流れ時の漂着過程の再現精度に課題が残ったものの, 他の時系列変化は実験を良く再現できていることが分かった. 一方, Morison モデルにおいては, 移動開始時の急加速を再現できるものの, 戻り流れの作用による沖側への移動を表現することができず, 計算領域外に到達してしまっていた. この傾向はパラメータスタディを実施しても同じであり, Morison モデルにおける限界を示した. 前節の引き波条件における漂流計算と同様に, PG モデルの高い精度, 有用性を示した.

6-3. 沿岸市街地模型を用いた漂流物実験との比較

第3章で実施した沿岸市街地模型を用いた漂流物実験との比較計算を行った。検証の流れは図6-21に示す通りで、浸水実験で得られた点データと空間データを用いて流動モデルの多角的な検証を行い、検証した流動モデルと第4章と第5章で実施したモデル改良を行った漂流物モデルを用いて漂流物実験の検証を行う。漂流物実験の概要については第3章を参照いただきたい。

6-3-1. 計算条件

計算領域を図6-22に示す。計算の格子解像度は0.01mとした。沿岸市街地模型の地形データは、レーザースキャナー(Leica BLK360)で取得した点群データから0.01mの格子データに補間することにより作成された。これまでの計算条件と同じように底面の境界にはマニングの粗度係数を用いた境界条件を適用している。粗度係数は水路分で0.025、模型部で0.013とした。計算領域沖側の境界条件は、造波装置近傍で計測したWG1における水位の時系列変化を入射波条件とした造波境界、岸側の境界条件は流出境界を適用した放射境界、その他はスリップ条件を付した壁境界とした。

本節における検証計算では、第一に浸水実験の再現を行い、続いて漂流物実験の再現を

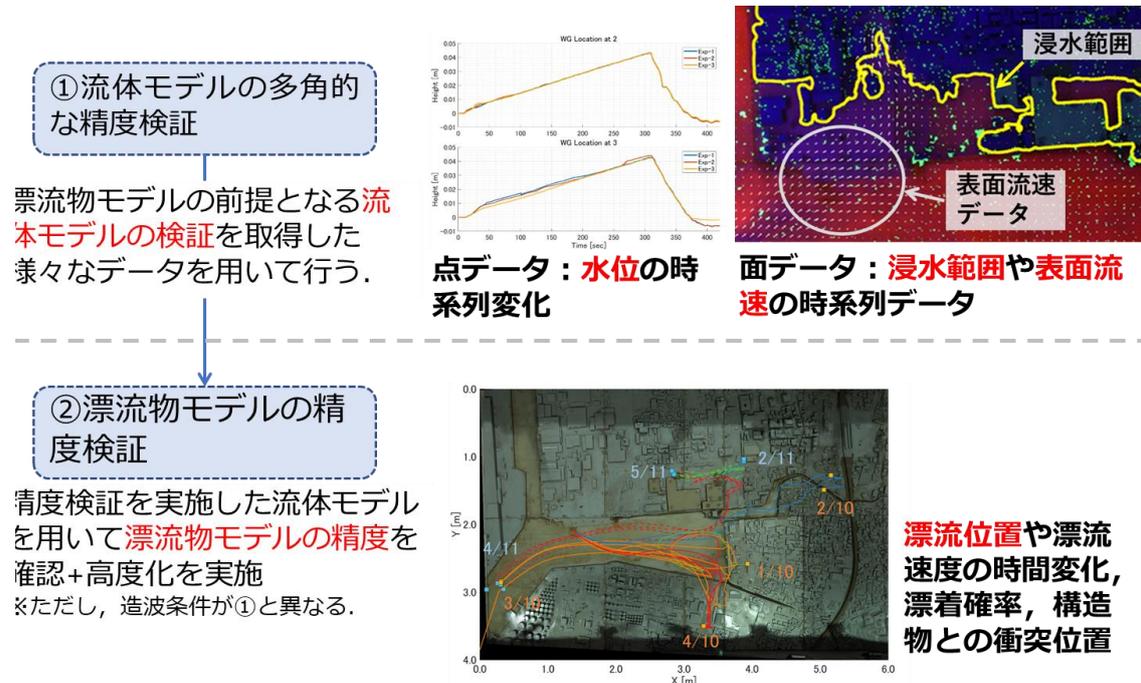


図 6-21 沿岸市街地模型を用いた漂流物実験の検証フロー

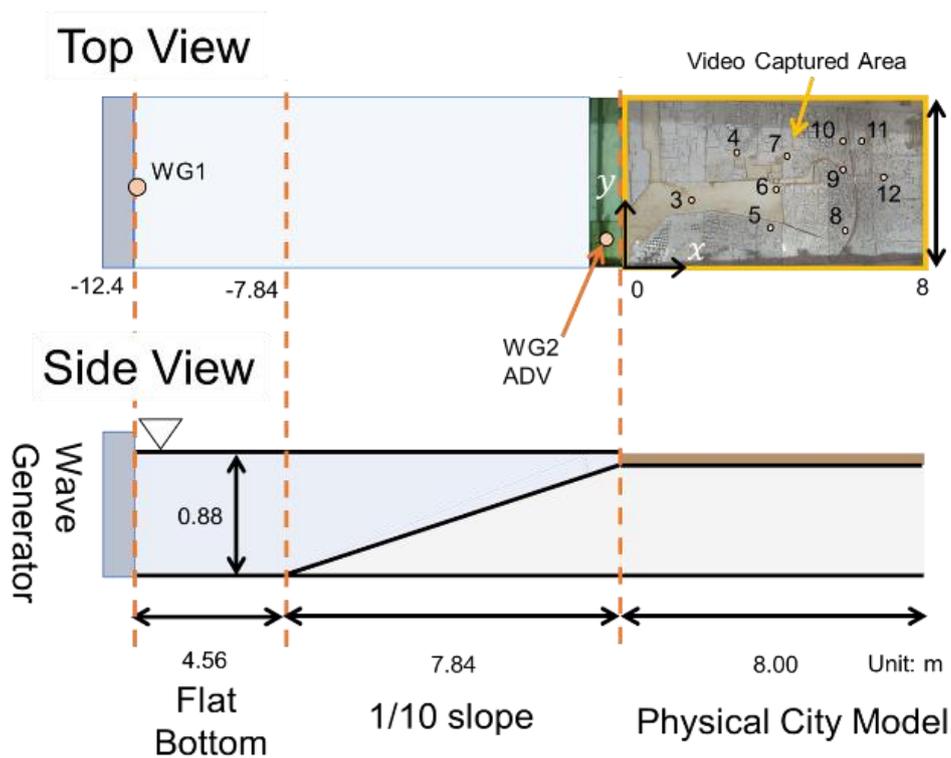


図 6-22 検証計算で用いた水槽の概要. 上: 俯瞰図, 下: 側面図

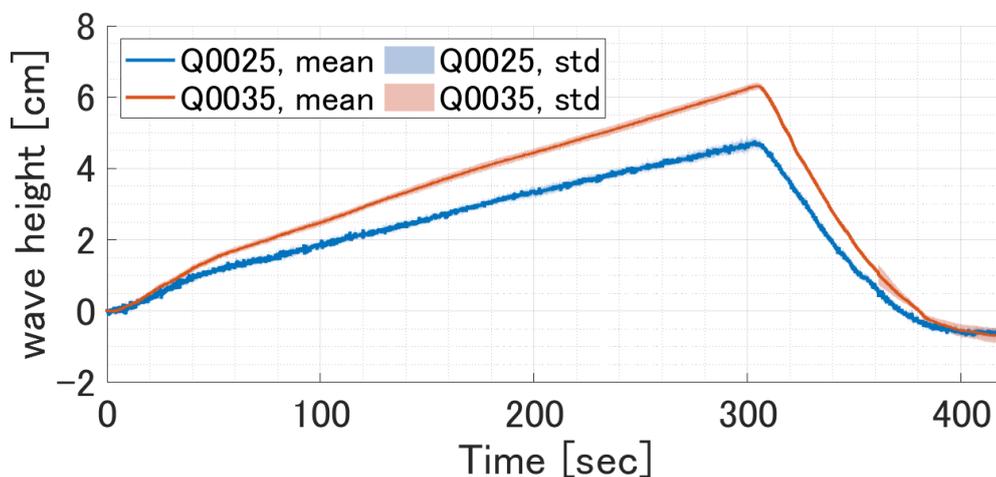


図 6-23 検証計算で用いた入射波条件. 青: 浸水実験の検証で用いた入射波, 赤: 漂流物実験の検証で用いた入射波.

行う。浸水実験では、12 か所に設置した容量式波高計で水位の時系列データと画像解析により浸水範囲と表面流速の時空間分布を取得した。浸水実験の検証ではこれらのデータと流体モデルの多角的な精度検証を行う。漂流物実験は浸水実験と異なる造波条件で実施さ

れており、かつ容量式波高計における水位の時系列データの計測は2か所でしか行っていないため、上記のような検討の流れとした。

本節で検証対象とする漂流物実験は、2種類実施した漂流物実験の内大型漂流実験である。これは、第4章で改良した沿岸市街地模型上の陸上構造物と漂流物の衝突や海底面との干渉に対する漂流物モデルの精度を検証するためである。第3章でも記載した通り、陸上に漂流物を設置した陸上ケースでは11回、海中に漂流物を設置した海中ケースでは10回繰り返し実験を行っているが、陸上ケース1回分の造波データが欠損していたため、検証計算ではどちらの設置ケースともに10回分のデータを用いた流動シミュレーションを行う。なお、漂流物の初期位置と初期角度は固定した。漂流物実験で用いた入射波は、ポンプでの流出量を $0.035 \text{ m}^3/\text{s}$ で固定し作成した長周期波である(図6-23)。なお、浸水実験で用いた造波条件では固定するポンプの流出流量を $0.025 \text{ m}^3/\text{s}$ としており、漂流物実験で用いた条件と異なることに注意が必要である。

6-3-2. 浸水実験の検証

1) 点データとの比較

図6-24に水中に設置した波高計で計測した水位データと計算結果の比較、図6-25に陸上に設置した波高計で計測した水位データと計算結果の比較を示す。図6-24に水中で計測した波高計との比較では、港口にあるWG2だけでなく、市街地模型奥に設置したWG9においても水位の時系列変化を高い精度で再現していることが分かる。ただし、WG9の時刻50秒付近から100秒付近にかけて、計算が計測値を過大評価している箇所がある。これはWG2やWG3でも同じ傾向にあるので、沿岸市街地模型と1:10勾配のスロープを接続箇所の地形や港内の水深分布の再現精度によるものと考えられる。

陸上の計測データには、浸水開始時に不自然なジャンプが計測されているが、これは干出した地表面に容量式波高計を設置したためと考えられる。そのため、図6-25に同じ入射波条件を用いた他の実験ケースで計測した水位の時系列データを参考値として示す。押し波造波終了時(300秒)における水位は、沿岸市街地模型上でほぼ一緒になっており、実際に水中に設置した波高計における最大値はWG2で 0.044 m 、WG3で 0.043 m 、WG6で 0.043 m 、WG9で 0.042 m である。このことから陸上の波高計における最大値は概算ではあるものの、水中で計測した水位の最大値から設置標高を引いた値と算出できる(図6-25の黒破線)。その結果、WG4とWG5についてはジャンプした計測結果が概算の最大値を上回っているため、ジャンプしていない時系列が実際の水位変化であると考えられる。その他のWG8、WG10、WG11はジャンプしている水位時系列が実際の水位の変化、WG7は計測ミスだと考

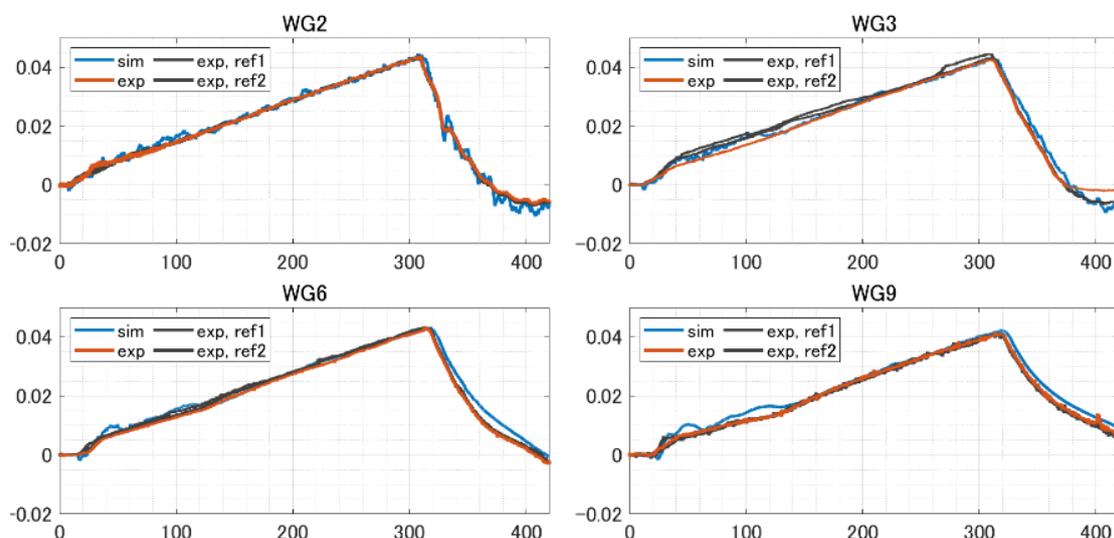


図 6-24 水中に設置した容量式波高計との比較. 青：計算，赤：実験，黒：同じ造波条件における計測データ（参考値）

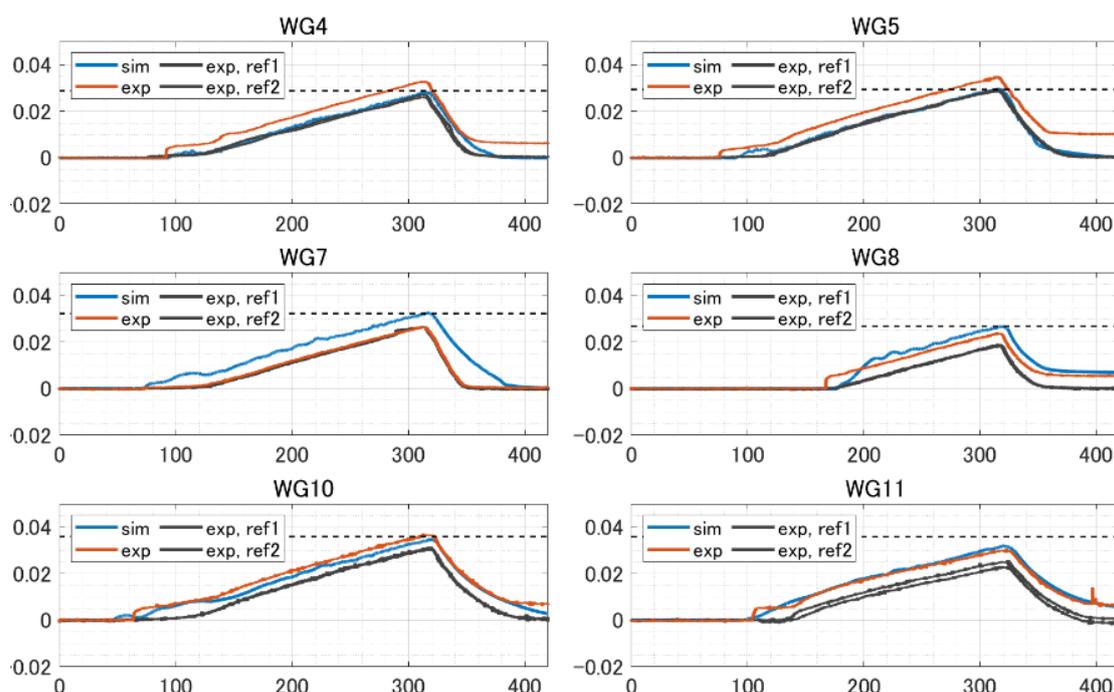


図 6-25 陸上に設置した容量式波高計との比較. 青：計算，赤：実験，黒：同じ造波条件における計測値（参考値），黒破線：WG3 での最大水位から WG の設置標高を引いた値.

えられる。この推定結果は後述する浸水範囲の時空間データから算出した浸水開始時刻の比較結果と矛盾しない。以上の検討を踏まえて、各 WG で計測された水位を比較すると、

水中で計測された水位との比較結果と同様，陸上においても計算の水位時系列は計測値と良い一致を示すことが分かった。

2) 時空間データとの比較

点データとの比較のみでは，各 WG における水位が一致しているか，していないかの議論しかできず，沿岸市街地模型全体における流れ場を再現できているかはわからない．そこで，実験で撮影した動画から画像解析を行い，浸水範囲の時空間データ，表面流速の時空間データを推定した（詳細は第3章を参照いただきたい）。

まず始めに，浸水範囲について比較する．図 6-26 は浸水範囲について，推定値と計算値

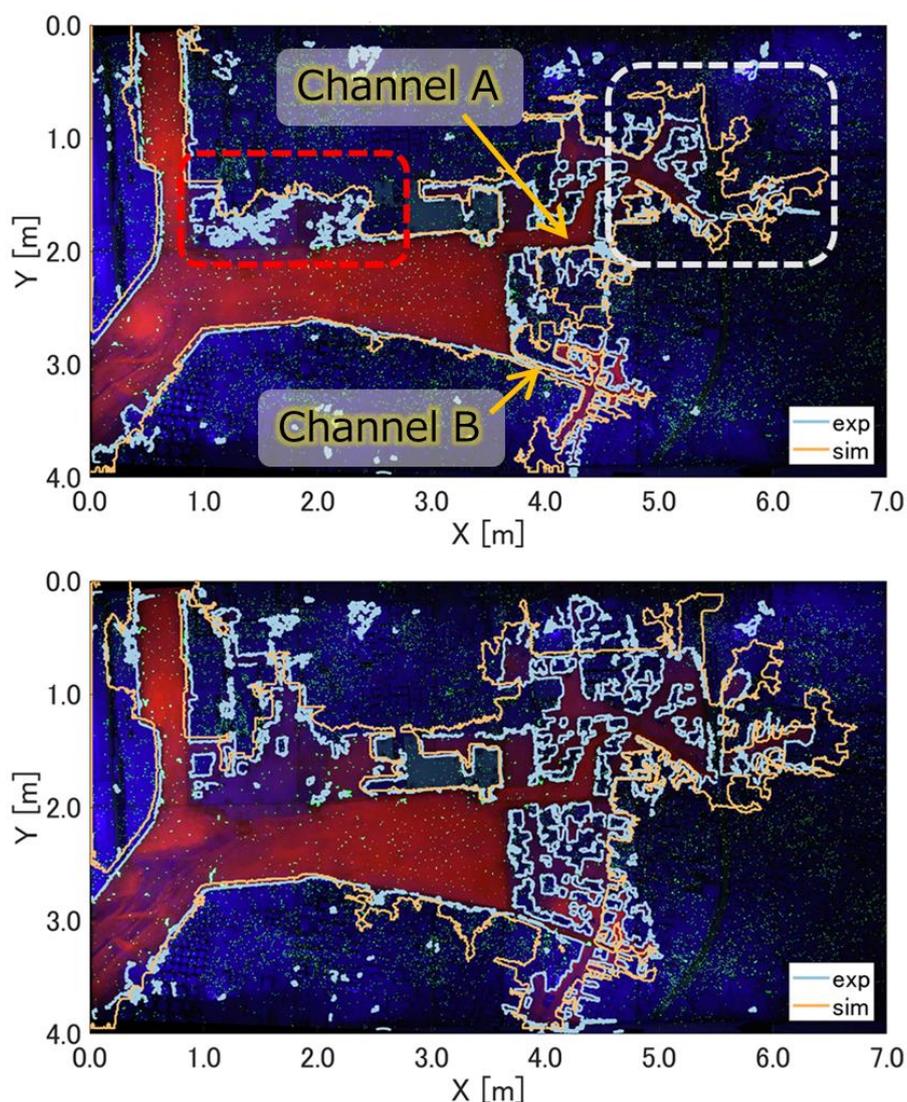


図 6-26 浸水範囲の比較．黄：計算，青：実験，上：実験開始から 60 秒後，下：実験開始から 80 秒後

を比較した結果である。実験開始から 60 秒におけるスナップショット (図 6-26 上) では、図中赤枠で示した港内北側の汀線からの浸水、湾奥の水路 (Channel A および Channel B) からの浸水が生じている様子が分かる。その様子は計算でも表現できているが、Channel A からの浸水による遡上先端位置を過大評価 (図内白枠) していることが分かる。その傾向は時刻 80 秒でも同じである。地形の再現精度も影響していると考えられるが、STOC-ML における遡上先端のエネルギー減衰が実際よりも過小に評価されている可能性がある。遡上先端速度が実験結果に比べて大きい傾向は、他の造波ケースでの比較からも確認されている (Fukui et al., (2022))。これについては、他の実験結果との比較等を通して検証を進める。

続いて、浸水範囲の時空間データから算出した浸水開始時刻との比較を行う (図 6-27)。図 6-27 (a)と図 6-27 (b)の比較により、浸水開始時刻の空間分布に関して全体的な傾向は再現できているものの、図 6-27 (b)の計算結果において、三か所の赤枠で示した領域では実験よりも計算の方が遅く浸水を開始している。この三か所に共通しているのは、各領域が密に存在する構造物と狭い道路で構成されている点である。すなわち、地形の再現精度の影響、例えば実際とは異なる微小な地形変動 (レーザースキャン時のノイズ) の影響が水路や広い道路を有している領域に比べ相対的に強い。このような領域における地形精度は、今後別の実験を実施する際に留意するべき点である。図 6-27 (c)は各 WG の設置位置で浸水開始時刻を比較した図である。これによると、市街地奥に設置した WG12 で浸水開始時刻が実験を過大評価している点を除けば、図 6-24, 図 6-25 における WG での比較と同様に実験結果を精度よく再現できていることが分かる。

最後に、3-4-3.で論じたのと同じように、PIV 法で推定した流速の時空間データを用いて仮想粒子実験を実施し、実験と計算の両方で比較を行った。本実験では湾内で大規模渦が発生し、その存在が漂流物の回転運動を生じさせる要因となっていた。湾奥の大規模渦は、沖合から入射した流れが港口で生じた剥離渦の湾奥への輸送によって発生していたことが、流速の時空間分布より確認できた。この剥離渦の生成と湾奥への輸送は数値計算でも生じており、定性的ではあるが、両方で傾向が一致していることを確認した。より定量的な評価のために、仮想粒子実験 (式(3.1)) を行い、湾奥での流れ場の再現性を検証した。

図 6-28 は湾奥で大規模渦が確認された造波開始後 180 秒から 200 秒の間の流跡線を算出した結果である。両者の比較により、渦の位置を良好に再現できていることが分かる。なお、実験結果では粒子の移動距離、すなわち渦の大きさが計算結果より小さいが、これは PIV 解析において粒子密度が低い場合に周辺流速から補間する手法を用いていること、格子解像

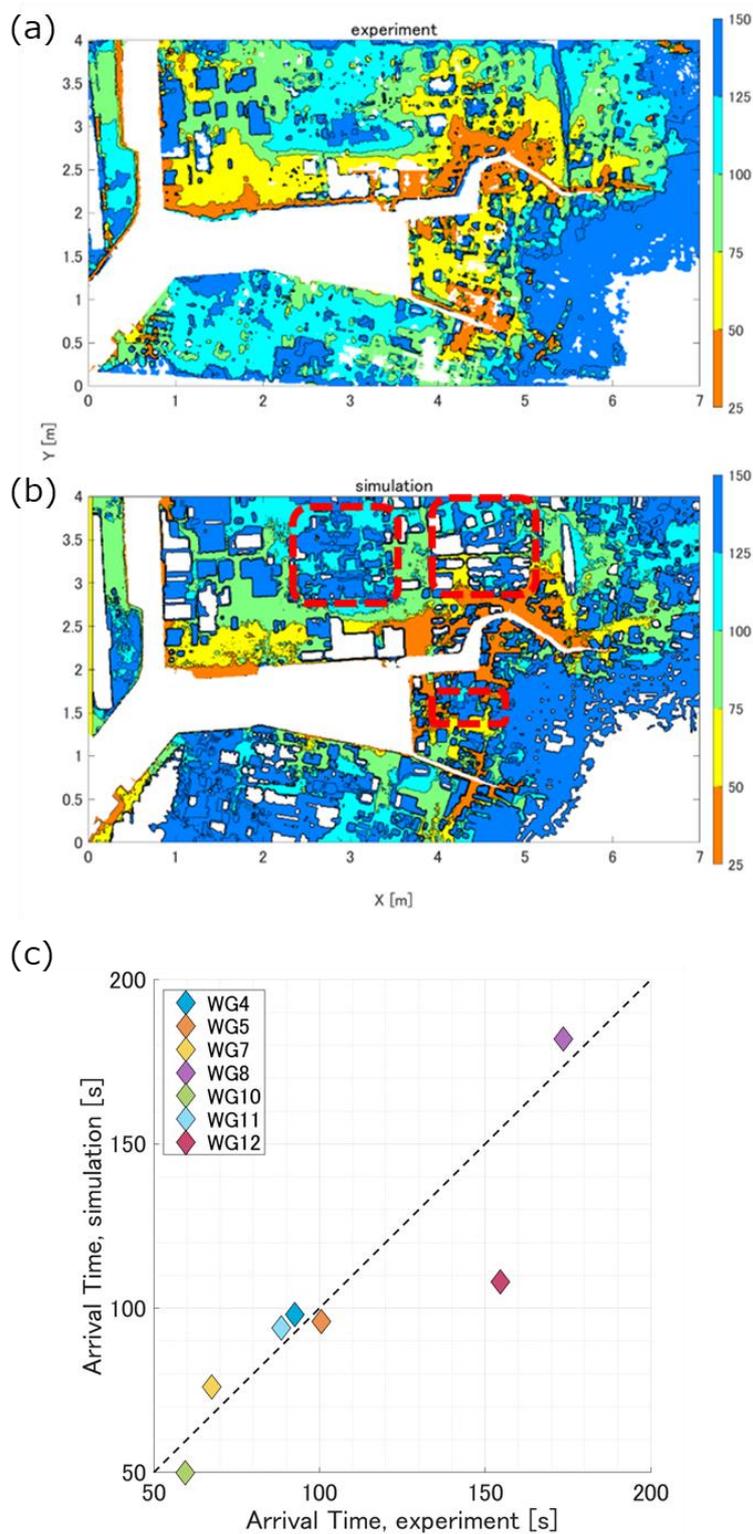


図 6-27 浸水開始時刻の比較. (a): 空間分布, 実験, (b): 空間分布, 計算, (c): 各 WG の設置位置における比較 (横軸: 実験, 縦軸: 計算).

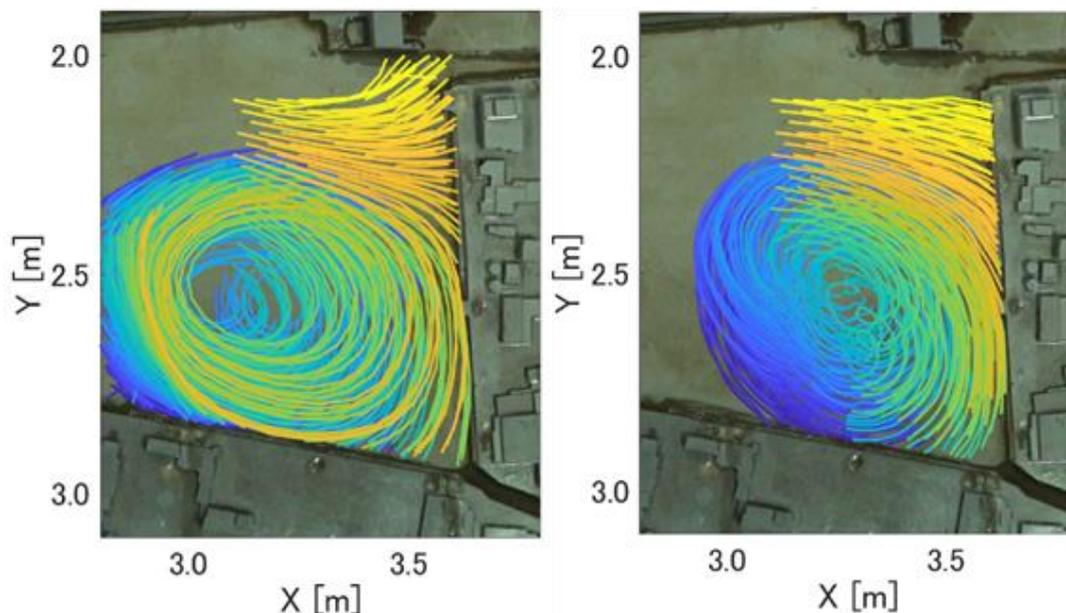


図 6-28 造波開始後 180 秒から 200 秒の間の流跡線の比較. 左 : 計算, 右 : 実験. 流跡線のカラーは, 追跡粒子の初期位置による.

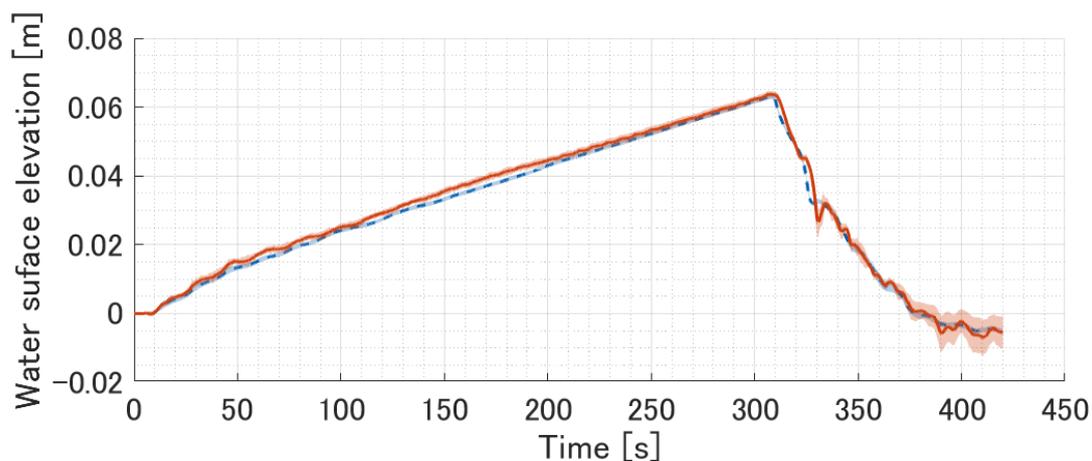


図 6-29 WG2 での水位の比較. 線 : 10 回分の平均. カラーの領域 : 標準偏差, 青 : 実験, 赤 : 計算.

度が数値計算より粗いこと (6 cm) が要因として考えられる.

6-3-3. 漂流物実験の検証

1) 漂流物実験で計測した波高計との比較

漂流物実験と浸水実験では造波時に用いたポンプ流量が異なる. 具体的には, 浸水実験で用いたポンプ流量は $0.025 \text{ m}^3/\text{s}$, 漂流物実験で用いたポンプ流量は $0.035 \text{ m}^3/\text{s}$ である. 漂流

物実験で計測したデータは WG2 の位置における水位データのみである。これは、実験のスケジュールの都合上、浸水範囲や表面流速の時空間データを得るための実験を実施できなかったことが理由である。図 6-29 は WG2 における水位の比較結果であるが、浸水実験の結果と比べても再現精度に差はないことが確認できる。

2) 構造物との衝突モデルの改良効果の検証

4-3. で導入した複数構造物との衝突モデルの効果を検証する。以下で示す漂流物計算の結果は、Morison モデル、1way による結果で、対象とした漂流物は陸上ケースである。図 6-30 は衝突モデルの違いによる漂流挙動を比較した結果である。青い長方形は漂流物自身、青破線は漂流物重心位置の変化を示している。また、赤点は各時刻における水位が漂流物の喫水深と構造物高さの合計よりも小さい構造物にプロットしており、漂流物は赤点のある構造物の上を通過することができないことを示している。図 6-30 左の時刻 225 秒から 235 秒にかけて漂流物が構造物をすり抜ける挙動が見られる既存 STOC-DM の結果は不自然で、構造物との衝突モデルが適切に機能していないことを示している。一方、改良した STOC-DM では時刻 225 秒で構造物に衝突した後も構造物への非接触状態を維持しており、時刻 230 秒や時刻 235 秒では 4 棟の構造物と同時に衝突しても不自然なめり込みが生じていない。図 6-31 は 10 回分の漂流物計算の結果をまとめた結果である。図 6-30 で示した既存

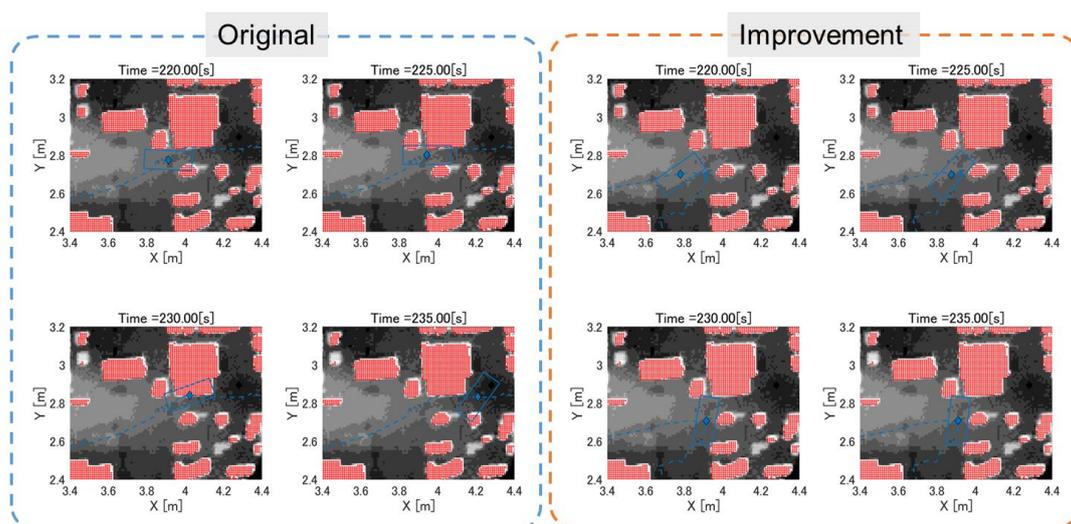


図 6-30 衝突モデルの違いによる陸上ケースの漂流挙動比較。図中の青枠は漂流物、点線はその軌跡を示す。左青枠：既存 STOC-DM による結果。右赤枠：改良 STOC-DM による結果。

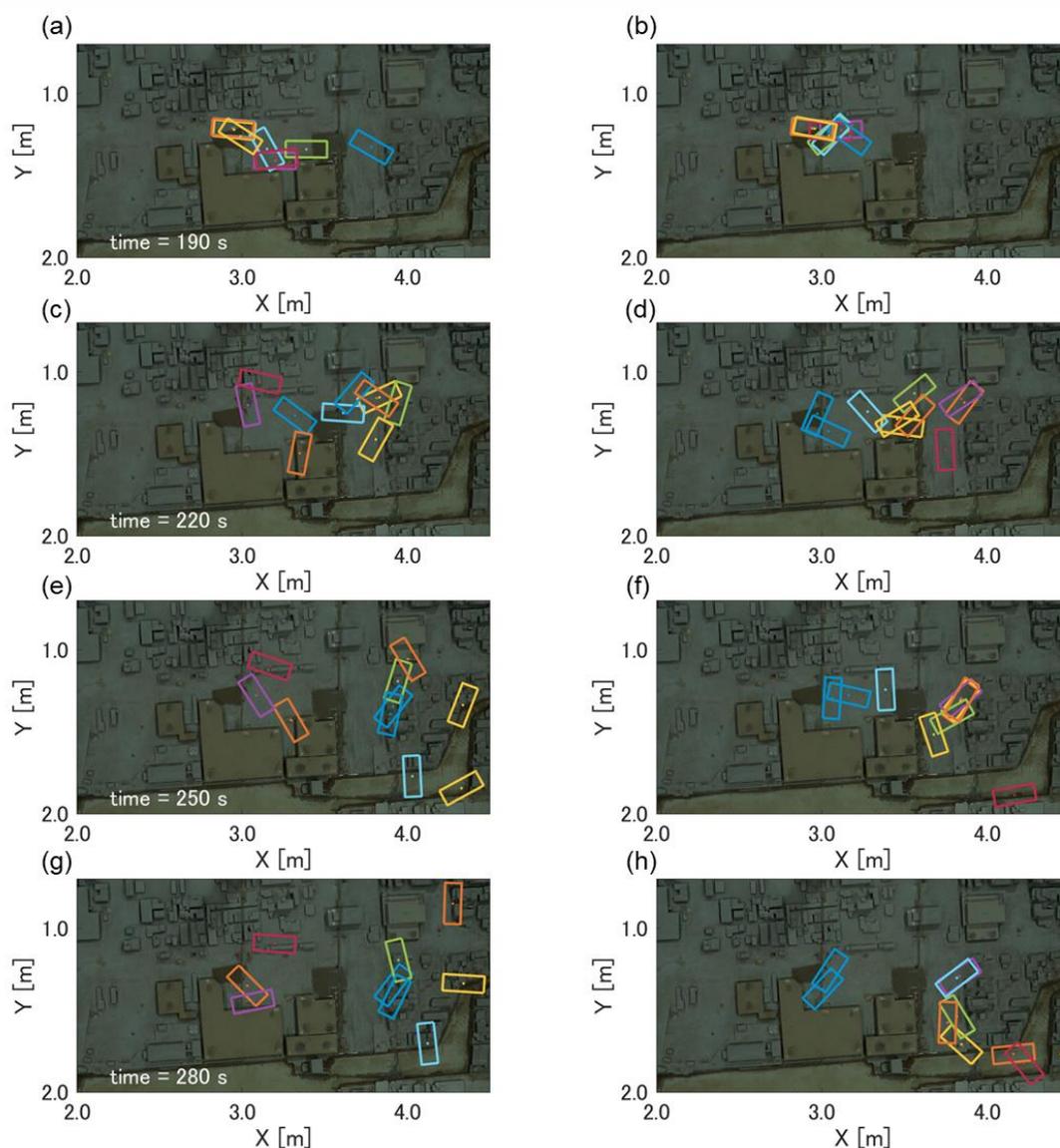


図 6-31 10 回分の漂流計算の結果. 左: 既存 STOC-DM による結果. 右: 改良 STOC-DM による結果. どちらも流体力評価式は Morison モデル, 1way 計算によるものである.

STOC-DM におけるすり抜け, 改良 STOC-DM における非接触状態の維持は他の漂流物でも同様に発生しており, 偶然に生じた結果ではないことが分かる. なお, 4.3. のモデルの説明に記載したように, 1 計算ステップあたりに繰り返し処理を実施することで非接触状態を維持できるようにしているが, 本計算では同時に複数構造物と衝突していても概ね 5 回から 10 回の繰り返し処理で十分であることが分かった. 以上のように, 改良した衝突モデルと

その繰り返し処理によって、既存 STOC-DM で生じていた不自然な挙動を改善することができた。

前段の比較によってモデルの改良効果を示すことができたが、第3章の水槽実験の結果にて示したような漂流物が構造物上面に乗り上げて停止する様子は改良 STOC-DM でも再現することができなかった。改良 STOC-DM では非接触状態を維持しながらある一定期間構造物群の前の領域に留まるが、南北方向の道路を流れる南向きの流れに追従し水路内へ移動してしまう。漂流物実験において、漂流物の構造物群への乗り上げは早ければ時刻 250 秒から始まっていた。実験で漂流物が乗り上げた構造物群の高さは概ね 4~5 cm で、WG2 における最大水位は概ね 6 cm、漂流物の喫水深は 2.5 cm なので、STOC-DM のように喫水深を維持するように浮遊するような静的なつり合いモデルでは、仮に漂流物が最大水位まで構造物前で浮遊していたとしても、構造物上に乗り上げることは不可能である。すなわち、実験を再現するためにはまだ別の物理プロセスが必要になるということである。一つの可能性は、STOC-DM では考慮していない平面軸 (x 軸, y 軸) に対する回転が乗り上げる挙動へ寄与した点が挙げられる。少しでも漂流物が平面軸周りに回転することによって構造物端部に物体底面を引っかけることができれば、そこから漂流物が構造物上に乗り上げることも可能であろう。ただし、このような過程を STOC-DM では表現できないので、三次元の漂流物モデルを用いるなどして検証を行う必要がある。

3) 局所接触モデルの検証

続いて、4-4. で実装した局所接触モデルの検証を行う。図 6-32 は水中ケースの漂流過程のスナップショットである。実験結果 (青) と既存の STOC-DM による結果 (赤)、局所接触モデルを導入した改良 STOC-DM による結果 (黄)、質点モデル (後藤ら, 1983) による結果 (紫) を比較している。なお、局所接触モデルを導入した改良 STOC-DM には、2) で示した改良した衝突モデルが実装されている。実験では第3章で記載したように、初期位置から南東方向に湾内を漂流する。この動きは漂流物の底面位置が局所的に浅い地表面に接触することで並進運動が拘束され、拘束された領域を通る鉛直軸周りの回転運動によって漂流物が向きを変えることに起因する。その様子が図 6-32 の実験結果からも分かる。既存の STOC-DM では、局所接触による影響を反映できないため、ほぼ初期状態の回転角度を維持しながら湾内を東方向に進む流れに追従する。一方、局所接触モデルを導入した改良 STOC-DM は、図 6-32 右上の時刻 28 秒の結果から分かるように、局所接触による回転運動を再現できており、回転角度が変化したことで漂流物の移動方向が南東方向に移動している。なお、

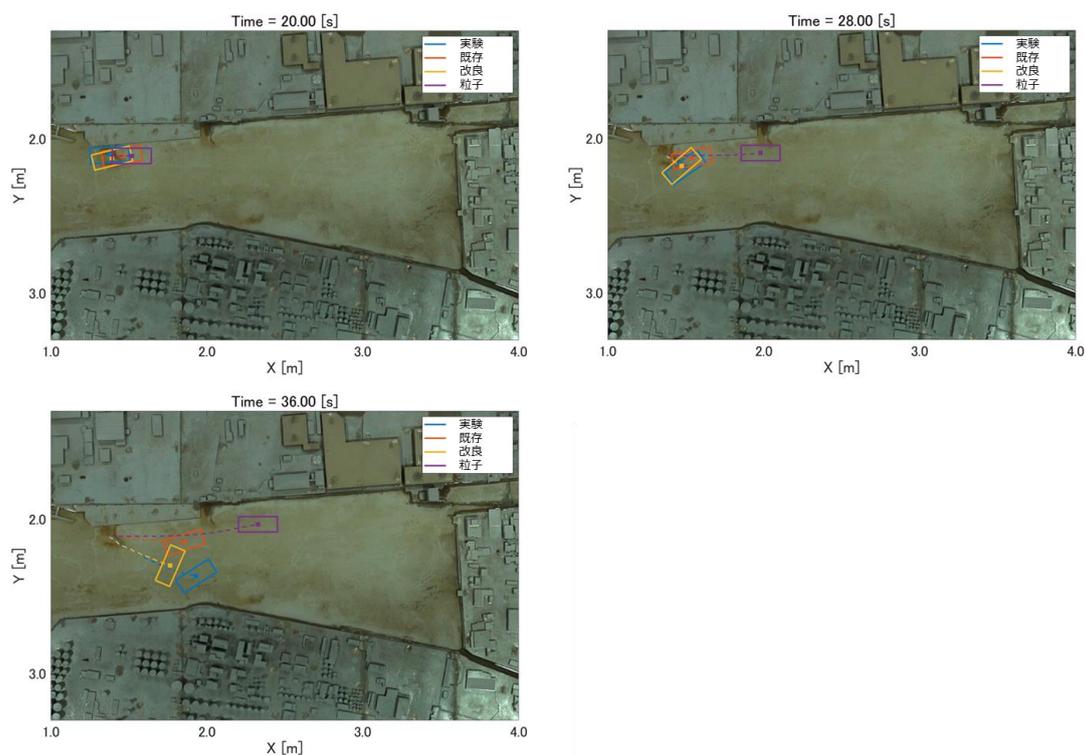


図 6-32 水中ケースの漂流過程のスナップショット．青：実験，赤：既存 STOC-DM による結果．黄：局所接触モデルを実装した STOC-DM による結果，紫：質点モデル．質点モデル以外の流体力評価式は Morison モデルによるものである．

図 6-32 にあるように質点モデルで取り扱う漂流物は形状を持たないため，流れに対する追従が顕著に出現する．このように，地表面との接触等漂流物の形状が無視できない現象に対しては，質点モデルを適用するのは不適切，すなわち質点モデルの適用範囲外の現象であると言える．

続いて，回転角度と移動方向の関係について考察を行う．実験開始から 30 秒後（初期位置から湾内に移動中）の回転角度の最大値の分布を図 6-33(a)，図 6-33(b)に示す．実験では，回転角度の最大値の平均値が 42 度程度であるのに対して，既存 STOC-DM では回転角度の最大値の平均値が 12 度程度である．つまり，既存 STOC-DM ではほとんど回転することなく，移動していることが分かる．一方，局所接触を導入すると平均値が概ね 47 度まで増大し実験の平均角度に近付き，中央値や最大値についても再現精度が向上する．図 6-33(c)は実験開始から 30 秒後（初期位置から湾内に移動中）の回転角度の最大値と移動方向の関係を示したもので，実験では回転角度が 30 度を超えると初期位置からの移動方向が -30 度（ x 軸正の向きに対して反時計回りが正），すなわち南東方向になる傾向にある．その傾向

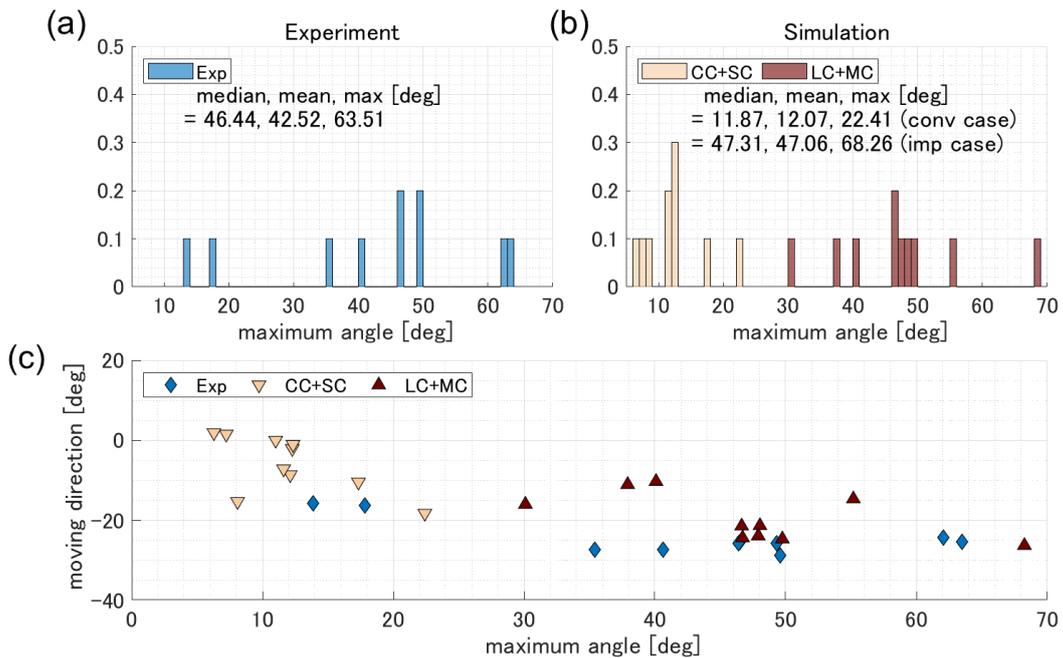


図 6-33 水中ケースの移動初期における回転角度の最大値と移動方向の関係。(a): 実験における回転角度の最大値の分布, (b): 計算. 白: 既存 STOC-DM による結果. 茶: 局所接触を導入した STOC-DM による結果, (c): 回転角度の最大値と移動方向の関係.

は, 既存の STOC-DM による結果 (白) と局所接触を導入した改良 STOC-DM による結果 (茶) を含めるとより明らかになる. つまり, 拘束により発生した初期の回転が, 湾内を移動する漂流物の移動方向に大きく寄与していることを示す.

図 6-34 は 10 回分の漂流計算の結果を既存 STOC-DM と局所接触を導入した改良 STOC-DM で比較した結果である. 図 6-33 でも確認した通り, 移動初期の時刻 30 秒における漂流物の回転角度が局所接触を導入した結果の方が大きくなっていることが理解できる (図 6-34(a), 図 6-34(b)). さらに湾内を漂流後, 漂流物は湾奥の二つの水路 Channel A と Channel B のどちらかに到達する (Channel A と Channel B の位置については, 図 6-26 を参照). 実験では 10 個中 2 個の漂流物が北側の水路 Channel A に到達していたが, 既存 STOC-DM による結果では 10 個中 6 個, 局所接触を導入した改良 STOC-DM では 10 個中 4 個の漂流物が Channel A に到達した (図 6-34(c), 図 6-34(d)). これも移動初期時の湾内での移動方向が改善したことに起因する. Channel A に到達した漂流物は市街地奥の方に向かって漂流していくが, 既存 STOC-DM では時刻 140 秒で水路から陸上に漂流し (図 6-34(e)), 東方向の流れを受けて市街地奥の方向に漂流していく (図 6-34(g)). その過程で, 陸上ケースと同様

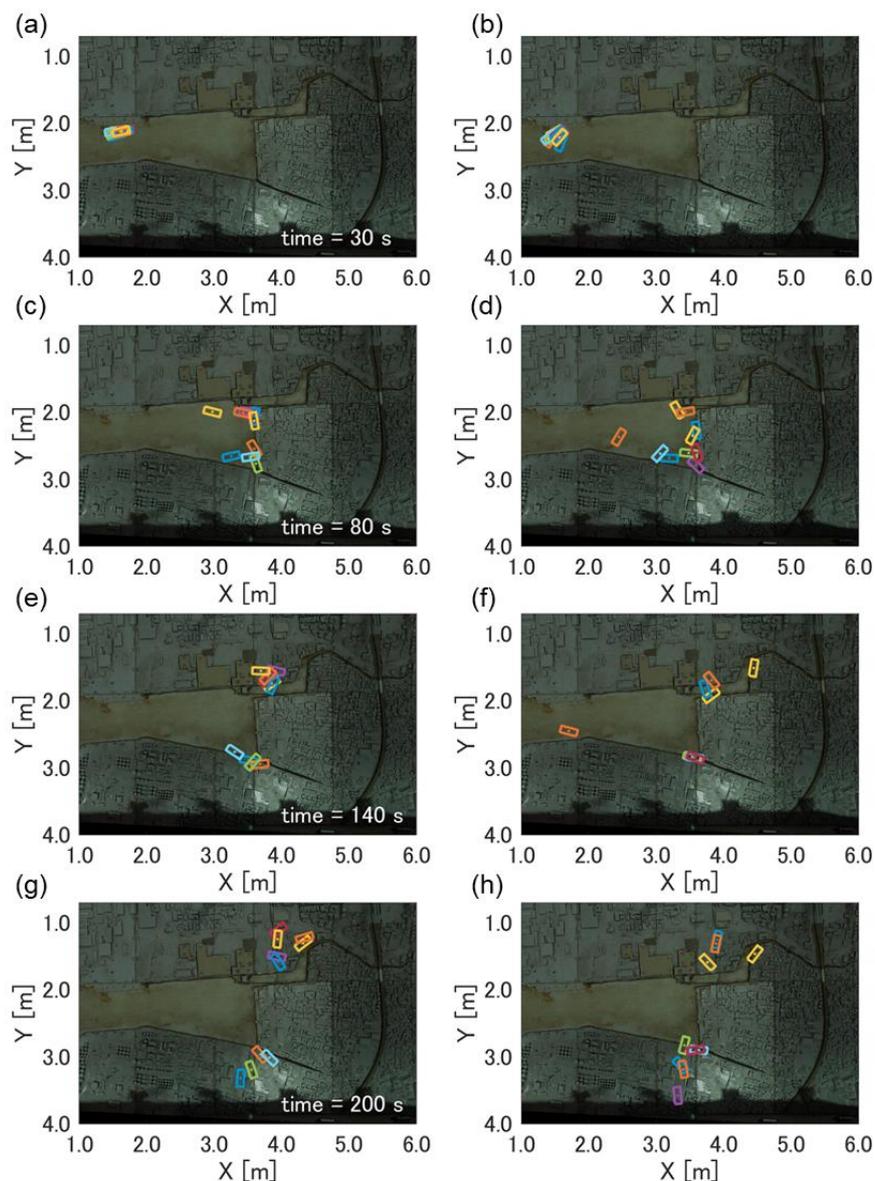


図 6-34 水中ケースの 10 回分の漂流計算結果. 左: 既存 STOC-DM による結果. 右: 局所接触モデルを実装した STOC-DM による結果. 流体力評価式は Morison モデルによるものである.

に構造物群の間をすり抜ける挙動が生じている. 一方, Channel B の付近に到達した漂流物は水位の増加に伴って市街地南側の汀線から陸上に乗り上げる様子が実験で観測されたが, 乗り上げる前に大規模渦によって湾内を時計回りに漂流する漂流物がある. 計算においても湾奥における大規模渦は生成されているものの, それに追従する漂流物は一切存在しなかった. これはそれぞれのモデルで理由が異なっており, 既存 STOC-DM では水位が増加す

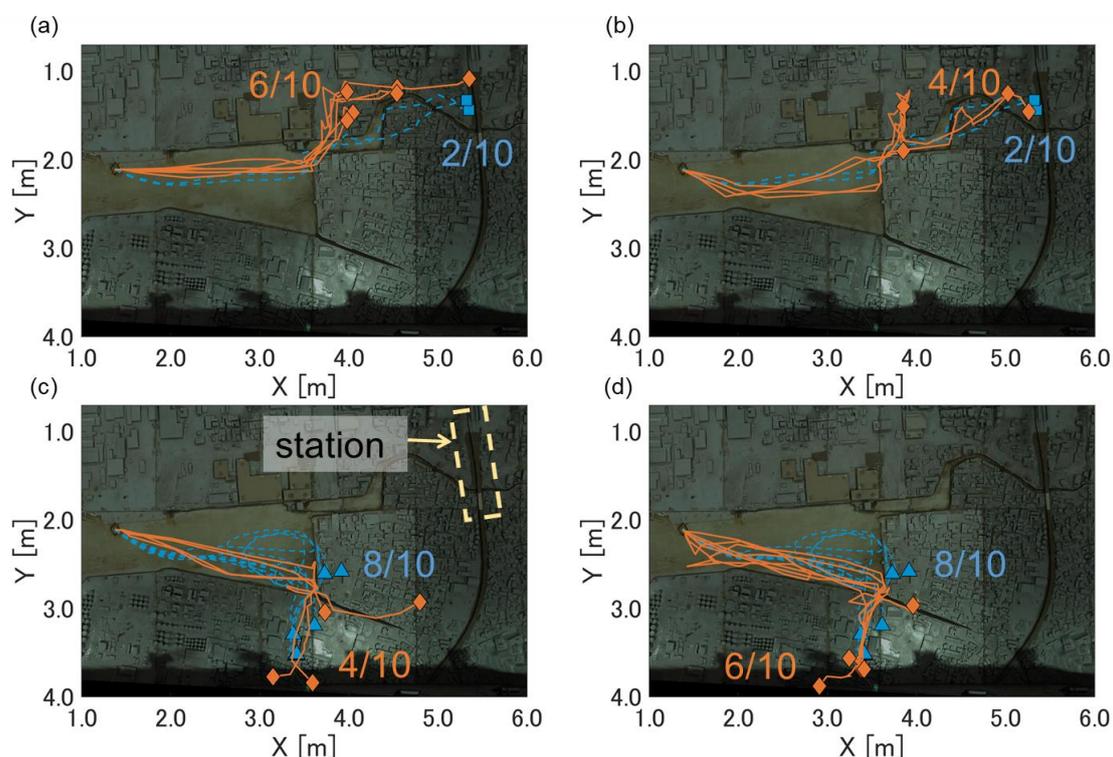


図 6-35 漂流物の軌跡の比較. 上：市街地奥に到達した漂流物の軌跡，下：それ以外の漂流物の軌跡. 左：既存 STOC-DM における結果，右：局所接触を導入した STOC-DM における結果. 図中の数字は到達個数を意味する.

る前に陸上に乗り上げており (図 6-34(e)), 改良 STOC-DM では汀線付近に近付きすぎて渦の影響を受けることができなかった. ただし, 改良 STOC-DM では, 汀線における陸上地形との非接触状態を維持することができていたため, 水位が十分に大きくなるまで水中に留まることができ, 実験と同様に時刻 200 秒付近で陸上に乗り上げる過程をたどっていた. すなわち, 水中から陸上へ乗り上げる際の挙動の変化は, 2)で示した衝突モデルの改良に起因する.

図 6-35 は漂流物の軌跡と到達個数を示す. 上述した漂流過程が軌跡として表されているとともに, 最終的な到達位置を比較している. この図によると, 改良 STOC-DM における結果では, 既存 STOC-DM における結果に比べて, 漂流物の最終到着位置とその個数が改善していることが分かる. すなわち, 局所接触の導入は移動初期の挙動を改善するだけでなく, その後の湾内の移動方向, 到達位置も改善させることが分かった.

4) 漂流物にばらつきを付与した計算

上記の通り、実験で出現した物理プロセスをきちんとモデルに反映することにより、計算結果が改善することが分かった。一方で、既存 STOC-DM を用いたとしても漂流物の計算条件にばらつきを付与することで、実験に近い挙動が出現する可能性がある。そこで、初期位置、初期角度、初期位置と初期角度、漂流物の速度の4パターンに対して、それぞればらつきを付与した漂流物計算を実施した。造波ケースは10ケース、ばらつきのパターン毎に500個のばらつきを付与するため、合計で20,000個の漂流物を計算対象とした。各ばらつきの内容と幅（標準偏差）については、表6-5の通りである。

漂流物の初期位置と初期角度の平均値、標準偏差は、実験開始時の画像を解析することで得られた位置と角度から算出した。算出した標準偏差内で一様乱数を生成することで、500個のばらつきを有した漂流物の初期条件を作成した。漂流物の速度のばらつきは以下の通り計算する。

$$\Delta u_d = \sqrt{\frac{4\kappa}{\Delta t}} \times \sqrt{\xi_1} \cos 2\pi\xi_2 \quad (6.1)$$

$$\Delta v_d = \sqrt{\frac{4\kappa}{\Delta t}} \times \sqrt{\xi_1} \sin 2\pi\xi_2 \quad (6.2)$$

$$\frac{\kappa}{u_* D} = 0.064 \quad (6.3)$$

ここで、 Δu_d 、 Δv_d は漂流物速度のばらつき成分で、漂流物の並進方向の運動方程式を解く際に、漂流物の移動速度 u_d 、 v_d に対する付加項として加わる。 Δt は計算の時間ステップ、 κ は拡散係数で式(2.4)によって計算される。 u_* は摩擦速度、 D は全水深、 ξ_1 と ξ_2 は0から1の範囲を持つ一様乱数である。つまり、半径1を有する円に、 $(x, y) = (\sqrt{\xi_1} \cos 2\pi\xi_2, \sqrt{\xi_1} \sin 2\pi\xi_2)$ となる乱数を発生させる手法であり、式(6.1)、式(6.2)にあるように拡散係数に応じて各時刻における移動速度の広がりを決定する。図6-36はばらつき計算から得られた漂流物の通過

表 6-5 ばらつき計算で付与したばらつきとその幅

付与したばらつき	幅
初期位置	3.80 mm
初期角度	2.00 度
初期位置と初期角度	上記の組み合わせ
漂流物の移動速度	式(6.3)に従う

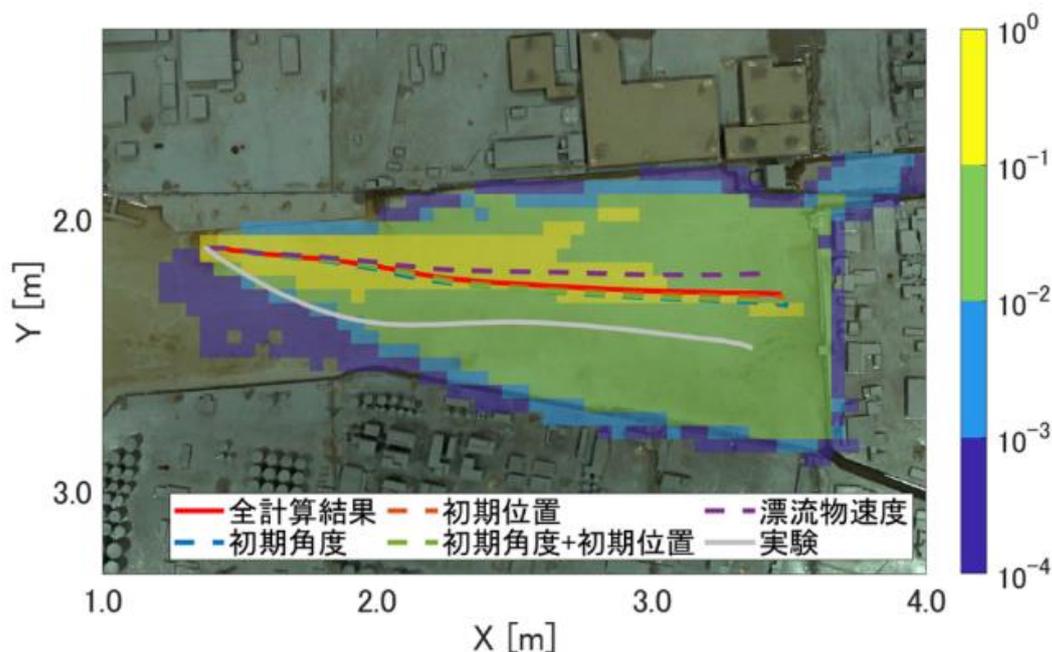


図 6-36 既存の STOC-DM における漂流物に対してばらつきを付与した計算結果から算出した漂流物の通過確率. 赤：全計算結果 (20,000 個の漂流物計算結果), 青：初期角度にばらつき付与, 橙：初期位置にばらつき付与, 緑：初期角度と初期位置にばらつき付与, 紫：漂流物の移動速度にばらつき付与, 白：実験.

確率の空間分布であり, 白が実験, 赤が全計算結果 (20,000 個の漂流物を計算), その他が各ばらつきパターンによる結果 (各 5,000 個の漂流物を計算) である. この結果によると, 仮に 20,000 個もの漂流物を用意して計算したとしても, 実験結果の平均挙動を再現できず, 移動初期の近傍で実験と同じ箇所を通過する確率は 1 %以下, その他の領域でも 10 %以下であった. また, ばらつきの種類を変えたとしても, 平均的な挙動に大きな差はない. したがって, 支配的な物理プロセスがあるような現象に対しては, 既存のモデルにばらつきを付与したとしても, 実験の再現をすることは困難であることが分かった.

5) 漂流物挙動の統計的特性の違い

固定した条件で各検査断面における漂流物の通過位置に関する頻度分布を図 6-37 に示す. アスタリスクは 10 回行った計算の平均位置, 黒線は中央値, 色つきの範囲が平均±標準偏差である. 水中ケース (図 6-37 左) の結果において, これまで平均値を比較してモデル改良の効果を示してきたが, 各検査断面における中央値の位置や標準偏差の大きさも実験結

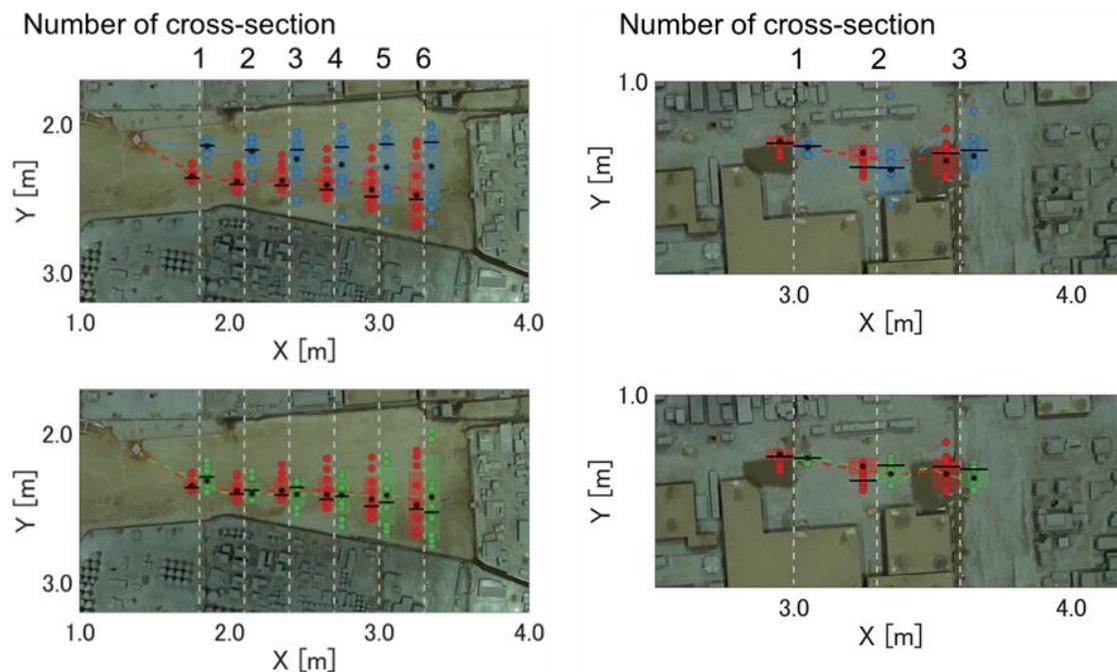


図 6-37 漂流物の通過位置の分布. 左：水中ケース，右：陸上ケース，赤：実験，青：既存 STOC-DM における結果，緑：改良 STOC-DM における結果. どちらも Morison モデル，1way 計算による結果. アスタリスク：平均，黒線：中央値，色つきの範囲：平均±標準偏差の範囲.

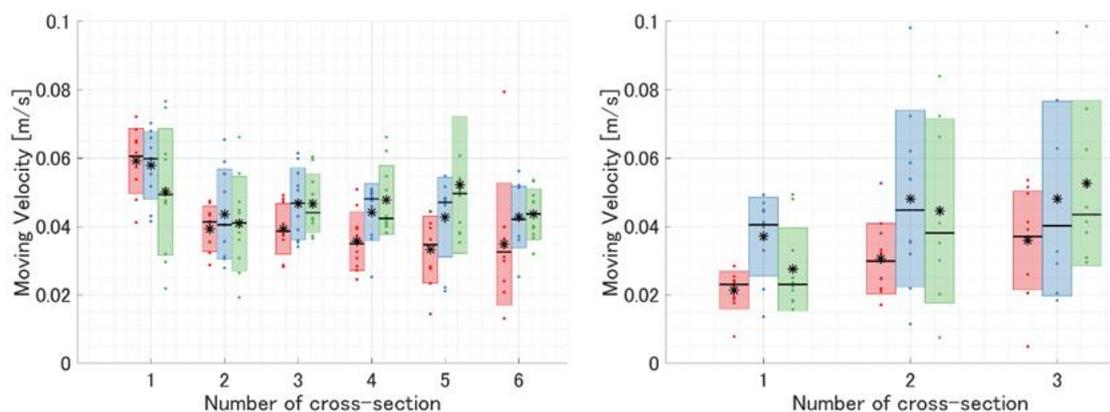


図 6-38 漂流物の通過速度の分布. 左：水中ケース，右：陸上ケース，赤：実験，青：既存 STOC-DM における結果，緑：改良 STOC-DM における結果. どちらも Morison モデル，1way 計算による結果. アスタリスク：平均，黒線：中央値，色つきの範囲：平均±標準偏差の範囲.

果に近付いた. 実験では中央値の北側に平均値があるような分布になっているが，既存 STOC-DM ではその傾向が逆で，水路の北側と南側にそれぞれピークを持つ頻度分布になっ

ている。改良 STOC-DM では、実験と同様に中央値の北側に平均値が存在するような分布特性を有する。水中ケースについて、断面 1 における既存 STOC-DM と実験における誤差を 1 としたときの各断面における相対誤差を調べたところ、既存 STOC-DM ではどの断面においても相対誤差が 50 %以上だったが、改良 STOC-DM では相対誤差が 10%~25%に低減していた。一方、陸上ケース（図 6-37 右）においては、モデルの改良前後で断面 2 における平均値が改善した程度で、水中ケースほどの大きな差は生じていない。これは陸上ケースの漂流物が移動する領域は比較的陸上地形がフラットで局所接触の影響が生じにくかったからだと考えられる。

図 6-37 と同じく漂流物の通過速度についても頻度分布を整理した（図 6-38）。水中ケースの断面 1 において、改良 STOC-DM における移動速度の分布は実験や既存 STOC-DM の結果に比べるとばらつきを過大評価している。これは局所接触により生じた海底面との拘束を解消するタイミングとその後の漂流物の加速に起因していると考えられ、摩擦係数を変えるなどしてその影響を評価する必要がある。拘束解消のタイミングが遅くなると、湾内に生じた渦に捕捉されるため、漂流物の加速が抑制されてしまう。断面 1 以降においては、モデルの改良前後で明確な違いは見つからなかった。一方、陸上ケースにおいては、断面 1 における移動速度が抑制されており、実験の頻度分布に近付いた。通過位置においては、モデルの改良がさほど影響していなかったものの、通過速度については局所接触によって作用した摩擦が通過速度を減少させる効果を発揮してくれたと考えられる。しかしながら、水中ケースと同様に以降の断面ではモデルの改良前後で違いは生じていなかった。

6-4. まとめ

本章では、3つの水槽実験との比較を通して、漂流物モデル STOC-DM の検証を行った。以下に本章のまとめを記す。

- 引き波条件下における漂流物実験との比較を通して、流体力評価モデルの検証を行い、Morison モデルでは、試行錯誤的に抗力係数や慣性力係数を変化させることで最終的な移動距離を実験結果に近付けることができることを確認した。ただし、移動の時間変化までを再現することはできなかった。一方、PG モデルは移動の時間変化、最終的な移動距離を高精度で再現できることが分かった。PG モデルは Morison モデルとは異なり試行錯誤が不要なパラメータフリーな評価式であり、PG モデルの流体力評価モデルの有用性を示すことができた。
- 浸水深が喫水深に対して十分大きい陸上漂流物実験に対して、Morison モデルと PG モ

デルの比較を行った。Morison モデルでは、移動開始直後の漂流物の急加速を再現できるが、戻り流れによる沖側への移動をはじめとした時刻歴を表現することができなかった。この傾向は抗力係数や慣性力係数を変えても同じであった。一方、PG モデルでは、移動開始直後と戻り流れ時の漂着過程の再現精度に課題が残ったものの、他の時系列変化は実験を良く再現できており、引き波条件における漂流計算と同様に、PG モデルの高い精度、有用性を示した。

- 沿岸市街地模型を用いた水槽実験との比較において、前提となる流動モデルの精度検証を、波高計で計測された水位だけでなく、浸水範囲や表面流速の時空間分布との比較を通して行った。その結果、流動モデルで市街地奥の遡上速度を過大評価していたものの、その他の浸水範囲の広がりや水位の時系列、実験開始から数分が経過した後の湾奥の大規模渦をきちんと再現することができていた。
- 流動モデルの検証後、漂流物モデルの内、改良した構造物との衝突モデル、海底面と漂流物底面の局所接触モデルに関して精度検証を行った。構造物との衝突モデルに関しては、多数構造物と同時に接触する場合であっても非接触状態を維持することができ、不自然な構造物間のすり抜け現象が生じなくなった。また、水中から陸上への乗り上げ時にも衝突モデル改良の効果が見られる場面もあった。局所接触モデルに関しては、実験結果と同様に、海底面と漂流物底面の局所接触による移動方向の変化が生じており、この改善は最終的な到達位置の再現精度の向上に寄与していたことが分かった。
- 漂流物挙動の統計的な特性について検証したところ、海底面との局所接触モデルの導入によって生じた移動方向の変化が、湾内を移動する漂流物位置の統計的な分布を改善することが分かった。一方で陸上ケースについては漂流物の移動速度の分布はほとんど改善していなかった。
- 沿岸市街地模型を用いた水槽実験との比較で示した漂流計算は、「4) 漂流物にばらつきを付与した計算」の項で示した結果を除けば、10 回分の入射データから得られた流動場に対して、条件を固定した漂流物を対象として実施した結果である。つまり、流動場側のばらつきのみを考慮した場合の漂流計算結果であり、その漂流挙動は大きくばらつくことが分かった。

第7章 結論

本研究は実領域での漂流物の拡散評価に用いられる漂流物モデル STOC-DM の精度検証と高度化を主な目的として、適切な水槽実験との比較を通して漂流物モデル、特に流体力評価モデルの正当な性能評価を行い、沿岸市街地模型を用いた水槽実験との比較を通して漂流物モデルの実領域への適用性の検証を行った。

実領域におけるモデル検証を行うための漂流物データ、流動データが十分でないという課題に対して、和歌山県海南市の沿岸市街地を模擬した陸上模型を作成し、この模型を用いた津波の浸水実験および漂流物実験を実施した。漂流物実験では、大きさの異なる二種類の漂流物実験を行った。沿岸市街地を用いた水槽実験を通して、複雑地形上の漂流物挙動の特性を把握するとともに、漂流物モデル検証用のベンチマークデータセットを整備した。得られた結果をまとめると以下のようなになる。

- 大型の漂流物模型を用いた漂流物実験では、漂流挙動や漂着位置にばらつきが生じたものの、その挙動は複数のパターンに分類することができた。漂流物を海中に設置した実験ケースでは海底面と物体底面一部との接触が、陸上に漂流物を設置したケースでは漂流途中に存在する建物との接触が、その後の漂流挙動に強く影響を及ぼすことが分かった。
- 小型の漂流物模型を用いた漂流物実験では、6割程度の漂流物が最大波による浸水によって漂着しており、最大波の浸水によって小型漂流物の漂着が決定される可能性があることが示唆された。また、陸上の建物により捕捉された漂流物模型が多く、先行研究とは異なり、遡上先端に集積するような明確な傾向は確認されなかった。また、建物密集度が高い場合に、流体への阻害効果の影響で漂流物の移動速度が小さくなる傾向にあることが分かった。
- 流体粒子の軌跡を把握する仮想粒子実験を行い、漂流物と海底面との接触が漂流物の移動方向を決定する上で重要である結果を得た。すなわち、形状を持たない質点で表現する質点モデルでは、海底面との接触による漂流物挙動を適切に反映することができ

ない。

次いで、沿岸市街地を用いた水槽実験で確認された多数構造物との衝突や海底面との局所的な接触を考慮することができるように、既存の STOC-DM に対してモデル改良を実施し、簡単な理想実験を通してモデルの検証を行った。得られた結果をまとめると以下のようになる。

- 構造物とのめり込みを解消するための衝突モデルに対して、多数構造物との衝突によって得られる運動量の全補正量を漂流物にフィードバックし、これを用いて漂流物の位置と回転角を補正する処理とこの処理をめり込み状態が解消されるまで繰り返す処理に関するモデル改良を行った。これにより、既存のモデルで生じていた不自然な繰り返し衝突が解消され、構造物側面と漂流物側面が非めり込み状態を維持した上での接触が可能となった。
- 海底面と漂流物底面の局所接触を考慮するためのモデル改良により、漂流物の回転運動に対する摩擦による減衰効果、局所的に浅い領域との接触に伴う漂流挙動を取り扱うことが可能になった。さらに、接触領域で漂流物の並進運動が拘束される場合のモデル化を行うことで、水槽実験で確認された当該領域での並進運動の拘束と当該領域の重心位置を通る鉛直軸周りの回転運動という現象を扱うことが可能になった。

さらに、多相場の計算で用いられることの多い圧力勾配の空間積分値を使用した流体力評価式を体積力型 IB 法の枠組みで、単層の流動モデル STOC-ML と漂流物モデル STOC-DM に実装した。また、流体力の反力をフィードバックする相互作用モデルを実装し、いくつかの理想実験を通して両モデルの特徴を把握した。得られた結果をまとめると以下のようになる。

- 漂流物を静止物体として扱った理想実験を実施し、陸上を浸水する津波流動場に対する相互作用の影響を比較したところ、反力をフィードバックする方法では、静止物体による阻害効果を過小評価すること、体積力型 IB 法では静止物体に対して非透過条件が適用されるため、静止物体を陸上地形で反映した流動シミュレーションの結果とほとんど同じ位置に遡上先端があることを確認した。
- 水中と陸上に設置した移動物体を対象に、漂流物の大きさや相互作用の有無による移動距離の変化を確認したところ、どちらのモデルにおいても、漂流物の大きさによる移動距離の依存性は小さいことを確認した。また、相互作用の有無によっても 10 %程度

移動距離が変化する程度であった。モリソン式を用いた既存の STOC-DM と圧力勾配型の流体力評価式を適用したモデルでは、後者の方が移動距離は大きくなり、その比は 1.2~1.6 倍程度であった。

- ただし、陸上に漂流物を設置したケースにおいて、圧力勾配型の相互作用なし計算でほとんど移動距離が生じなかった。これは圧力勾配型のモデルでは漂流物があることによる流体への阻害効果を見込むことが前提にあるためである。そのため、阻害効果による圧力上昇の効果を取り込むことができず、流体力が小さくなってしまっていた。相互作用なし計算であっても仮想的に物体周辺の水位変化を考慮するようなモデルを取り入れることによって、相互作用あり計算の移動距離の時系列変化に近い結果を再現することができた。ただし、評価式で用いた係数などの妥当性検証は今後の課題である。

最後に、いくつかの水槽実験を通して、モリソン式をベースとした流体力評価式と圧力勾配型の流体力評価式の検証、改良した衝突モデルと局所接触モデルの精度検証を行った。得られた結果をまとめると以下のようなになる。

- 引き波条件下における漂流物実験、浸水深が喫水深に対して十分大きい陸上漂流物実験を対象に、流体力評価モデルの検証を行った。引き波実験においては、モリソン式をベースとした流体力評価モデルは、試行錯誤的に抗力係数や慣性力係数を変化させることで最終的な移動距離を実験結果に近付けることができるが、移動の時間変化を再現することはできなかった。陸上実験に対しては、これらの係数を変えたとしても漂流直後以降の時系列変化を再現できなかった。一方、圧力勾配型のモデルでは、どちらの実験においても時刻歴を含めた漂流物の移動を高い精度で再現できることが分かった。
- 沿岸市街地模型を用いた水槽実験との比較では、第一に前提となる流動モデルの精度検証を行い、市街地奥の遡上速度の過大評価以外は、浸水範囲の広がりや水位の時系列、実験開始から数分が経過した後の湾奥の大規模渦等、複雑地形上の流動場を再現することができていた。
- 同じく沿岸市街地模型を用いた漂流物実験の結果を用いて、改良した構造物との衝突モデル、海底面と漂流物底面の局所接触モデルに関して精度検証を行った。その結果、衝突モデルにおいては、多数構造物との同時接触時や水中から陸上への乗り上げ時に明確な改良効果が示された。局所接触モデルにおいては、局所接触に伴う移動方向の変化が、その後の湾内の漂流物分布や最終的な到達位置の精度向上に寄与していたことが分かった。

以下に本論文で目的とした実領域に対する漂流物の拡散を評価する際に、実務で活用される平面二次元の漂流物モデルの精度検証と高度化について、簡単な結論と今後の課題を示す。

- 適切な実験を選択することで、漂流物モデルの正当な精度評価を実施することができた。その結果、圧力勾配型の流体力評価モデルを体積力型 IB 法の枠組みで導入した漂流物モデルは、水槽実験を高い精度で再現することが可能であることを示した。また、適切な物理プロセスを数値計算モデルで考慮することが、実験の再現精度の向上や適切な拡散評価にとって重要であることを示した。以上の点から実務で活用される漂流物モデルの高度化を達成することができたといえる。一方で、検証できる事例は多くはないが、2011 年東北津波の船舶漂流の事例と比較し、実事例に対する現状の再現精度を示すことが今後の課題である。
- 6章で実施した沿岸市街地模型を用いた漂流実験を比較対象とした漂流計算は、流動側のばらつきのみを考慮しただけであるが、漂流結果は大きくばらついていた。本論文の主目的とは異なるためほとんど触れなかったが、漂流物の拡散評価においては漂流挙動の不確実性を考慮する必要がある。これまで漂流物側にばらつきを付与した場合の不確実性の評価に関する既往研究は多くあるが、流動側のばらつきを考慮した事例はほとんどなく、いかにして流動側のばらつきを考慮すべきか検討していくことが課題である。ただし流動側のばらつきを考慮する場合には、流動計算の計算コストがネックになる。
- 一般に不確実性評価のための数値計算では、膨大な計算ケース数が必要になる。本論文で実装した圧力勾配型の流体力評価モデルはパラメータフリーな評価モデルであるため、既往研究で実施例のあるモリソン式の抗力係数や慣性力係数に対してばらつきを付与するというようなアプローチを取る必要がなく、その分計算数を削減できる点でも有用である。
- しかしながら、高い精度を有するのは相互作用を考慮した 2way モデルであり、今後水位のせり上がりを考慮した 1way モデルの汎用化に向けた取り組み（特に物体幅と入射波の影響を考慮）を深化していく必要がある。

参考文献

- [1] Admire, A.R., Dengler, L.A., and Crawford, G.B.: Observed and Modeled Currents from the Tohoku-oki, Japan and other Recent Tsunamis in Northern California. *Pure Appl. Geophys.* 171, 3385-3403, <https://doi.org/10.1007/s00024-014-0797-8>, 2014.
- [2] American Society of Civil Engineers: Minimum Design Loads and Associated Criteria for Buildings and Other Structures. ASCE/SEI 7-16, ISBN: 9780784414248, 2016
- [3] Asakura, R., Iwase, K., Ikeya, T., Takao, M., Kaneto, T., Fuji, N., and Ohmori, M: The tsunami wave force acting on land structure, *Proc. of 28th ICCE, ASCE*, pp. 1191-1202. 2002.
- [4] Ayca, A., and Lynett, P. J.: Modeling the motion of large vessels due to tsunami-induced currents. *Ocean Engineering*, 236, 109487, 2021.
- [5] Borrero, J.: Field survey of northern Sumatra and Banda Aceh, Indonesia after the tsunami and earthquake of 26 December 2004, *Seismological Research Letters* 76(3), 309-318, 2005.
- [6] Borrero, J.C., Synolakis, C.E., and Fritz, H.M.: Northern Sumatra Field Survey after the December 2004 Great Sumatra Earthquake and Indian Ocean Tsunami, *Earthquake Spectra*, vol.22, S93-S104, 2006.
- [7] Borrero, J., Lynett, P.J., and Kalligeris, N.: Tsunami currents in ports. *Phil.Trans.R.Soc. A*, 373, 20140372, <http://dx.doi.org/10.1098/rsta.2014.0372>, 2015.
- [8] Canny, J.: A Computational Approach to Edge Detection, *IEEE Transactions on Pattern Analysis and Machine Intelligence*, Vol. PAMI-8, No. 6, pp. 679-698, 1986.
- [9] Crespo, A.J.C., J.M. Domínguez, B.D. Rogers, M. Gómez-Gesteira, S. Longshaw, R. Canelas, R. Vacondio, A. Barreiro, and O. García-Feal: DualSPHysics: Open-source parallel CFD solver based on Smoothed Particle Hydrodynamics (SPH), *Computer Physics Communication*, 187, 204-216, 2015
- [10] Fritz, H.M., Borrero, J.C., Synolakis, C.E., and Yoo, J.: 2004 Indian Ocean tsunami flow velocity measurements from survivor videos, *Geophys Res. Lett.*, vol.33, L24605, 2006.
- [11] Fritz, H. M., Phillips, D. A., Okayasu, A., Shimosono, T., Liu, H., Mohammed, F., Skanavis, V., Synolakis, C. E., and Takahashi, T.: The 2011 Japan tsunami current veloci

- ty measurements from survivor videos at Kesenuma Bay using LiDAR, *Geophys. Res. Lett.*, 39, L00G23, doi:10.1029/2011GL050686., 2012.
- [12] Fukui, N., Chida, Y., Zhang, Z., Yasuda, T., Ho, T. C., Kennedy, A., and Mori, N.: Variations in Building-Resolving Simulations of Tsunami Inundation in a Coastal Urban Area. *Journal of Waterway, Port, Coastal, and Ocean Engineering*, 148(1), 04021044, 2022.
- [13] Goseberg, N., J. Stolle, I. Nistor, and T. Shibayama.: Experimental Analysis of Debris Motion Due the Obstruction from Fixed Obstacles in Tsunami-like Flow Conditions. *Coastal Engineering* 118: 35–49. Doi:10.1016/j.coastaleng.2016.08.012, 2016.
- [14] Kajishima, T., Takiguchi, S., Hamasaki, H., and Miyake, Y.: Turbulence structure of particle-laden flow in a vertical plane channel due to vortex shedding. *JSME International Journal Series B Fluids and Thermal Engineering*, 44(4), 526-535., 2001.
- [15] Kihara, N., and Kaida, H.: Applicability of tracking simulations for probabilistic assessment of floating debris collision in tsunami inundation flow. *Coastal Engineering Journal*, 62(1), 69-84, 2020.
- [16] Kumagai, K.: Tsunami-induced Debris of Freight Containers due to the 2011 off the Pacific Coast of Tohoku Earthquake. *Journal of Disaster FactSheets*, 1-25, 2013.
- [17] Morison, J. R., O'Brien, M. P., Johnson, J. W., and Schaaf, S. A.: The force exerted by surface waves on piles, *Petroleum Transactions, American Institute of Mining Engineers*, 189 (5): 149–154, doi:10.2118/950149-G, 1950.
- [18] Morita, R., Nojima, K., Chida, Y., and Arikawa, T.: Tsunami-Induced Drift Motion and Numerical Simulation Using Various Models, *Journal of Disaster Research*, Vol. 17, No. 4, p. 532-540, 2022.
- [19] Naito, C., Cercone, C., Riggs, H.R., Cox, D.: Procedure for site assessment of the potential for tsunami debris impact. *J. Waterw. Port Coast. Ocean Eng.* 140, 2014.
- [20] Nistor, I., Goseberg, N., Mikami, T., Shibayama, T., Stolle, J., and Nakamura, R.: Hydraulic experiments on debris dynamics over a horizontal plane. *J. Waterw. Port Coast. Ocean Eng.* 04016022. doi:10.1061/(ASCE)WW.1943-5460.0000371, 2016
- [21] Park, H., Cox, D., Lynett, P. J., Wiebe, D. M., and Shin, S.: “Tsunami inundation modeling in constructed environments: a physical and numerical comparison of free-surface elevation, velocity, and momentum flux.”, *Coastal Engineering*, 79, 9–21. doi: 10.1016/j.coastaleng.2013.04.002, 2013.
- [22] Park, H., and Cox, D. T.: Effects of advection on predicting construction debris for vulnerability assessment under multi-hazard earthquake and tsunami. *Coastal Engineering*, Volume 153, doi: 10.1016/j.coastaleng.2019.103541, 2019
- [23] Park, H., Koh, M. J., Cox, D. T., Alam, M. S., and Shin, S.: Experimental study of

- debris transport driven by a tsunami-like wave: Application for non-uniform density groups and obstacles. *Coastal Engineering*, 166, 103867, 2021.
- [24] Prasetyo, A., Yasuda, T., Miyashita, T., and Mori, N.: Physical Modeling and Numerical Analysis of Tsunami Inundation in a Coastal City., *Frontiers in Built Environment*, 5:46, 19p, doi: 10.3389/fbuil.2019.00046, 2019.
- [25] Riggs, H. R., Cox, D. T., Naito, C. J., Kobayashi, M. H., Piran Aghl, P., Ko, H. S., & Khowitar, E.: Experimental and analytical study of water-driven debris impact forces on structures. *Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, 136(4), 2014.
- [26] Rueben, M., Cox, D., Holman, R., Shin, S., and Stanley, J.: Optical measurements of tsunami inundation and debris movement in a large-scale wave basin. *J. Waterw. Port Coast. Ocean Eng.* 141, 04014029. doi:10.1061/(ASCE)WW.1943-5460.0000267, 2014.
- [27] Stolle, J., N. Goseberg, I. Nistor, and E. Petriu.: Probabilistic Investigation and Risk Assessment of Debris Transport in Extreme Hydrodynamic Conditions. *Journal of Waterway, Port, Coastal, and Ocean Engineering* 144 (1):04017039. doi:10.1061/(ASCE)WW.1943-5460.0000428, 2018b
- [28] Stolle, J., T. Takabatake, G. Hamano, H. Ishii, K. Iimura, T. Shibayama, I. Nistor, N. Goseberg, and E. Petriu.: Debris Transport over a Sloped Surface in Tsunami-like Flow Conditions. *Coastal Engineering Journal* 61: 1–15, 2019.
- [29] Stolle, J., Takabatake, T., Nistor, I., Mikami, M., Nishizaki, S., Hamano, Go., Ishii, H., Shibayama, T., Goseberg, N., and Petriu, E.: Experimental investigation of debris damming loads under transient supercritical flow conditions, *Coastal Engineering*, Volume 139, doi.org/10.1016/j.coastaleng.2018.04.026, 2018a.
- [30] Takabatake, T., Stolle, J., Hiraishi, K., Kihara, N., Nojima, K., Shigihara, Y., Arikawa, T., and Nistor, I.: Inter-Model Comparison for Tsunami Debris Simulation, *Journal of Disaster Research*, Vol. 16, No. 7, p. 1030-1044, 2021.
- [31] Titov, V., and Synolakis, C.: Numerical modeling of tidal wave runup. *J. Waterw. Port, Coast. Ocean Eng.* 124 (4), 151–171. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-950X\(1998\)124:4\(157\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-950X(1998)124:4(157)), 1998.
- [32] Tomiczek, T., Prasetyo, A., Mori, N., Yasuda, T., and Kennedy, A.: Physical modelling of tsunami onshore propagation, peak pressures, and shielding effects in an urban building array. *Coastal Engineering*, 117, 97–112. doi: 10.1016/j.coastaleng.2016.07.003, 2016.
- [33] Xiao, F., Yabe, T., Ito, T. and Tajima, M.: An algorithm for simulating solid objects suspended in stratified flow, *Comp. Phys. Communications*, Vol. 102, pp. 147-160, 1997.
- [34] Xiong, Y., Liang, Q., Zheng, J., Stolle, J., Nistor, I., and Wang, G.: A fully coupled

- hydrodynamic-DEM model for simulating debris dynamics and impact forces. *Ocean Engineering*, 255, 111468, doi: 10.1016/j.oceaneng.2022.111468, 2022.
- [35] 青木一真, 井唯博吏, 牛島省, 鳥生大祐, 柳生大輔: 構造物および地表面との衝突を伴う多数の津波漂流物輸送の数値実験, 土木学会論文集 A2 (応用力学), Vol. 71, No. 2, p.I_379-I_388, 2016.
- [36] 浅井竜也: 津波漂流船舶の衝突時における衝撃外力が建築物の応答に与える影響評価に関する研究, 東京大学博士論文, 2017.
- [37] 朝倉良介, 岩瀬浩二, 池谷毅, 高尾誠, 金戸俊道, 藤井直樹, 大森正則: 護岸を越流した津波に作用する波力に関する実験的研究, 海岸工学論文集, Vol. 47, pp. 911-915, 2000.
- [38] 有川太郎, 大坪大輔, 中野史丈, 下迫健一郎, 石川信隆: 遡上津波によるコンテナ漂流力に関する大規模実験, 海岸工学論文集, 第 54 巻, pp. 846-850, 2007.
- [39] 池野正明, 田中寛好: 陸上遡上津波と漂流物の衝突力に関する実験的研究, 海岸工学論文集, Vol. 50, p. 721-725, 2003.
- [40] 池谷毅, 秋山義信, 岩前伸幸: 陸上構造物に作用する津波持続波圧に関する水理学的考察, 土木学会論文集 B2 (海岸工学), Vol. 69, No. 2, pp. I_816-I_820, 2013.
- [41] 池谷毅, 朝倉良介, 藤井直樹, 大森政則, 武田智吉, 柳沢賢: 浮体に作用する津波波力の実験と評価方法の提案, 海岸工学論文集, Vol. 52, p. 761-765, 2005.
- [42] 今津雄吾, 野竹宏彰, 関澤愛, 山本治貴: 東北地方太平洋沖地震時の津波瓦礫分布調査に基づく局所的津波火災リスク判定手法, 土木学会論文集 B2(海岸工学), Vol. 72, No. 2, pp. I_1615-I_1620, 2016.
- [43] 牛島省, 竹村雅樹, 山田修三, 禰津家久: 非圧縮性流体解析に基づく粒子-流体混合系の計算法 (MICS) の提案, 土木学会論文集, No. 740, p.121-130, 2003.
- [44] 牛島省, 山田修三, 藤岡奨, 禰津家久: 3次元自由水面流れによる物体輸送の数値解法 (3D MICS) の提案と適用性の検討, 土木学会論文集 B, Vol. 62, No. 1, p.100-110, 2006.
- [45] 牛島省, 福谷彰, 牧野統師, 禰津家久: 3次元流体中を運動する接触と変形を考慮した任意形状固体モデルの数値解法, 応用力学論文集, Vol.10, p.139-146, 2007.
- [46] 牛島省, 福谷彰, 牧野統師: 3次元自由水面流中の接触を伴う任意形状物体運動に対する数値解法, 土木学会論文集 B, Vol. 64, No. 2, p.128-138, 2008a.
- [47] 牛島省, 吉川教正, 米山望, 禰津家久: 自由水面流中の3次元複雑形状物体に作用する流体力の数値解析, 水工学論文集, Vol. 52, 2008b.
- [48] 宇野勝哉, 有川太郎: 津波バリアを用いたコンテナ漂流物捕捉効果に関する実験的研究, 土木学会論文集 B2(海岸工学), Vol. 69, No. 2, pp. I_921-I_925, 2013.
- [49] 大窪慈生, 菅原正宏, 今村文彦: 移動特性を考慮した津波石の水理実験と数値解析手法の改良, 海岸工学研究報告, vol. 21, pp. 41-47, 2004.

- [50] 織田幸伸, 本田隆英, 高島知行: 陸上構造物に働く津波波力の時系列評価に関する研究, 土木学会論文集 B2(海岸工学), Vol. 70, No. 2, p. I_796-I_800, 2014.
- [51] 甲斐田秀樹, 木原直人: 陸上遡上津波中の漂流物挙動に関する研究, 土木学会論文集 B2(海岸工学), Vol. 72, No. 2, p. I_1159-I_1164, 2016.
- [52] 甲斐田秀樹, 木原直人: 原子力発電所における津波漂流物の影響評価技術—現状調査とその適用に関する考察—, 電力中央研究所研究報告: O16010, 2017.
- [53] 片岡智哉, 日向博文: 東京湾における推定ゴミ流入量の水平拡散係数に対する依存性, 国土技術政策総合研究所資料, No. 627, 2011.
- [54] 川崎浩司, 大谷知樹, 中辻啓二: 固気液多相共存場に対する統一数値解法の構築と複雑水理現象への応用, 海岸工学論文集, 第 48 巻, pp.1026-1030, 2001.
- [55] 川崎浩司, 袴田充哉: 2 次元多相乱流数値モデルによる漂流剛体の衝撃波力解析, 海岸工学論文集, Vol. 52, pp.726-730, 2005.
- [56] 川崎浩司, 袴田充哉: 3 次元固気液多相乱流数値モデル DOLPHIN-3D の開発と波作用下での漂流物の動的解析, 海岸工学論文集, Vol. 54, p. 31-35, 2007.
- [57] 菊雅美, 中村友昭, 川崎浩司, 水谷法美: 3 次元数値波動水槽 CADMAS-SURF/3D への移動物体計算手法の導入, 土木学会論文集 B3 (海洋開発), Vol. 70, No. 1, p. 33-43, 2014.
- [58] 木原直人, 松山昌史, 藤井直樹: 漂流物挙動解析による津波漂流物衝突に関する確率的評価手法, 土木学会論文集 B2(海岸工学), Vol. 69, No. 2, p. I_341-I_345, 2013.
- [59] 許松, 嶋原良典, 多田毅, 林建二郎: 津波による船舶群の漂流・座礁に関する水理実験と数値モデルの検証, 土木学会論文集 B2(海岸工学), Vol. 71, No. 2, p. I_277-I_282, 2015.
- [60] 倉原義之介, 武田将英, 高川智博, 千田優: 引波時におけるコンテナの流出に関する基礎実験, 第 74 回年次学術講演会講演集, II-61, 2019.
- [61] 倉原義之介, 武田将英, 高川智博, 千田優: 引き波下における漂流コンテナの着底に関する漂流物移動モデルの検証, 土木学会論文集 B3 (海洋開発), Vol. 76, No. 2, pp. I_959-I_964, 2020.
- [62] 国土交通省港湾局: 港湾の開発, 利用及び保全並びに開発保全航路の開発に関する基本方針, <https://www.mlit.go.jp/kowan/content/001597376.pdf>, 2023 年 8 月参照.
- [63] 国土交通省港湾局: 港湾の津波避難施設的设计ガイドライン, <https://www.mlit.go.jp/common/001016931.pdf>, 2023 年 8 月参照.
- [64] 国土交通省都市局: 復興支援調査アーカイブ, <http://fukkou.csis.u-tokyo.ac.jp/>, 2023 年 8 月参照.
- [65] 小園裕司, 高橋智幸, 桜庭雅明, 野島和也: 複数の移動形態を考慮した災害がれきの発生・移動予測モデルの開発, 土木学会論文集 B2(海岸工学), Vol. 72, No. 2, 2016.
- [66] 小園裕司, 高橋智幸, 桜庭雅明, 野島和也: 南海トラフ地震津波を対象とした建物倒

- 壊および災害がれきを考慮した津波被害予測モデルの適用と被害軽減効果の検討, 土木学会論文集 B2(海岸工学), Vol. 73, No. 2, pp. I_403-I_408, 2017.
- [67] 後藤智明, 佐々木順次, 首藤伸夫: 津波による木材の流動, 海岸工学講演会論文集, Vol. 29, p.491-495, 1982.
- [68] 後藤智明: 津波による木材の流出に関する計算, 海岸工学講演会論文集, Vol. 30, p. 594-597, 1983.
- [69] 後藤仁志, 五十里洋行, 酒井哲郎, 奥謙介: 浮体群を伴う津波氾濫流の 3D シミュレーション, 海岸工学論文集, Vol. 53, p. 196-200, 2006.
- [70] 後藤仁志, 五十里洋行, 殿最浩司, 柴田卓詞, 原田知弥, 溝江敦基: 粒子法によるエプロン上のコンテナ漂流挙動追跡のシミュレーション, 土木学会論文集 B2(海岸工学), Vol. 65, No. 1, p. 261-265, 2009.
- [71] 小林英一, 越村俊一, 久保雅義: 津波による船舶の漂流に関する基礎研究, 関西造船協会論文集, Vol. 2005, No. 243, p. 49-56, 2005.
- [72] 榊山勉: 陸上遡上津波の伝播と構造物に作用する津波波圧に関する研究, 土木学会論文集 B2 (海岸工学), Vol. 68, No. 2, pp. I_777-I_775, 2012.
- [73] 桜庭雅明, 野島和也, 小園裕司: 建物の影響及び漂流物の不確定性を考慮した漂流物被害予測モデルの開発, 土木学会論文集 B2(海岸工学), Vol. 72, No. 2, pp. I_445-I_450, 2016.
- [74] 嶋原良典, 許松, 多田毅: 津波漂流物モデルの現地スケール問題への適用に関する考察, 土木学会論文集 B2(海岸工学), Vol. 72, No. 2, p. I_427-I_432, 2016.
- [75] 時事通信社: 【東日本大震災】船舶被害 写真特集, https://www.jiji.com/jc/d4?p=wsq413-jlp10697173&d=d4_quake, 2023 年 8 月参照.
- [76] 水産庁漁港漁場整備部: 漁港の津波漂流物対策施設設計ガイドライン (案), https://www.jfa.maff.go.jp/j/gyoko_gyozyo/g_hourei/attach/pdf/index-23.pdf, 2023 年 8 月参照.
- [77] 菅裕介, 越村俊一, 小林英一: 2011 年東北地方太平洋沖地震津波による気仙沼湾における大型船舶の漂流・座礁の解析, 土木学会論文集 B2(海岸工学), Vol. 68, No. 2, p. I_251-I_255, 2012.
- [78] 総務省消防庁: 平成 23 年 (2011 年) 東北地方太平洋沖地震 (東日本大震災) の被害状況 (令和 5 年 3 月 1 日現在), <https://www.fdma.go.jp/disaster/higashinihon/items/163.pdf>, 2023 年 8 月参照.
- [79] 高橋重雄, 戸田和彦, 菊池喜昭, 菅野高弘, 栗山善昭, 山崎浩之, 長尾毅, 下迫健一郎, 根木貴史, 菅野甚活, 富田孝史, 河合弘泰, 中川康之, 野津厚, 岡本修, 鈴木高二朗, 森川嘉之, 有川太郎, 岩波光保, 水谷崇亮, 小濱英司, 山路徹, 熊谷兼太郎, 辰巳大介, 鷺崎誠, 泉山拓也, 関克己, 廉慶善, 竹信正寛, 加島寛章, 伴野雅之, 福永勇介, 作中淳一郎, 渡邊祐二: 2011 年東日本大震災による港湾・海岸・空港の地震・津波被害に関する調査速報, 港湾空港技術研究所資料, No.1231, 200p., 2011.

- [80] 田島芳満, 桐ヶ谷直也, 櫻澤崇史: 漂流物群と氾濫流の相互作用に関する研究, 土木学会論文集 B3 (海洋開発), Vol. 72, No. 2, p. I_205-I_210, 2016.
- [81] 千田優, 高川智博: 津波による建物の非破壊漂流・断片化漂流ががれきの分布特性に与える影響に関する数値的な検討, 土木学会論文集 B2(海岸工学), Vol. 75, No. 2, p. I_445-I_450, 2019.
- [82] 土屋義人, 山口正隆: 波による円柱の抗力係数および質量係数について, 海岸工学講演会論文集, 19 巻, p.379-383, 1972.
- [83] 徳永正吾, 有川太郎: 経験的台風モデルを用いた 2018 年台風 21 号による船舶漂流の再現解析, 土木学会論文集 B2(海岸工学), Vol. 75, No. 2, p. I_301-I_306, 2019.
- [84] 富田孝史, 柿沼太郎: 海水流動の 3 次元性を考慮した高潮・津波数値シミュレータ STOC の開発と津波解析への適用, 港湾空港技術研究所報告, 第 44 巻, 第 2 号, pp.83-98, 2005.
- [85] 富田孝史, 本多和彦, 千田優: 高潮津波シミュレータ(STOC)による津波被害解析手法, 港湾空港技術研究所報告, Vol. 55, No.2, pp.3-33, 2015.
- [86] 富田孝史, 千田優: 震災漂流物の漂流推定手法と津波火災の発生推定手法の開発, 土木学会論文集 B2(海岸工学), Vol. 72, No. 2, pp. I_421-I_426, 2016.
- [87] 内閣府 南海トラフの巨大地震モデル検討会: 南海トラフの巨大地震モデル検討会(第二次報告), <http://www.bousai.go.jp/jishin/nankai/model/index.html>, 2023 年 8 月参照.
- [88] 内閣府 (防災担当): 東日本大震災における被害額の推計について, <https://www.bousai.go.jp/2011daishinsai/pdf/110624-1kisya.pdf>, 2023 年 8 月参照.
- [89] 中村友昭, 小竹康夫, 水谷法美: 3 次元流体・構造・地形変化連成数値計算モデルを用いた施工時における上部斜面堤の波浪動揺に関する数値シミュレーション, 第 25 回数値流体力学シンポジウム, E11-5, 10 p., 2010.
- [90] 中村友昭, 若松靖弘, 水谷法美: 反射波の影響を考慮した遡上津波によるエプロン上のコンテナの漂流特性に関する研究, 土木学会論文集 B2 (海岸工学), Vol. 67, No. 2, pp. I_276-I_280, 2011.
- [91] 中村友昭, 青山功治, 水谷法美: 遡上津波と胸壁からの反射波によるコンテナの漂流特性と海上への流出対策工の有効性に関する研究, 土木学会論文集 B3 (海洋開発), Vol. 68, No. 2, pp. I_216-I_221, 2012.
- [92] 中村友昭, 水谷法美: 海上を浮遊するコンテナの風による漂流挙動に関する数値解析, 土木学会論文集 B3 (海洋開発), Vol. 69, No. 2, p. I_1162-I_1167, 2013.
- [93] 西野智研, 今津雄吾, 北後明彦, 野竹宏彰: 津波火災シミュレーションに向けた建物から流出する可燃物の時空間分布予測モデル, 日本建築学会環境系論文集, 第 80 巻, 第 716 号, pp.857-866, 2015.
- [94] 日本火災学会: 2011 年東日本大震災火災等調査報告書 (要約版), 日本火災学会, 2015.
- [95] 日本港湾協会: 港湾の施設の技術上の基準・解説, 2018

- [96] 野島和也, 櫻庭雅明, 小園裕司, 水没を考慮した実務的な津波漂流物による被害リスク算定, 土木学会論文集 B2(海岸工学), Vol. 70, No. 2, p. I_261-I_265, 2014.
- [97] 野島和也, 櫻庭雅明, 小園裕司: 津波バリアの影響を考慮した実務的な津波漂流物計算モデルの開発, 土木学会論文集 B2(海岸工学), Vol. 71, No. 2, p. I_283-I_288, 2015.
- [98] 野島和也, 櫻庭雅明, 小園裕司: 津波漂流物の不確定性を考慮した実用的な被害予測手法の開発, 土木学会論文集 B3 (海洋開発), Vol. 72, No. 2, p. I_199-I_204, 2016.
- [99] 野島和也, 櫻庭雅明, 小園裕司: 建物や捕捉工などの影響を考慮した津波漂流物解析モデルの開発, 土木学会論文集 B2(海岸工学), Vol. 73, No. 2, p. I_343-I_348, 2017.
- [100] 野島和也, 櫻庭雅明, 小谷拓磨, 橋本憲二, 高瀬慎介: 津波避難ビル等の透過構造物に対する漂流物衝突に関する実験, 土木学会論文集 B2(海岸工学), Vol. 76, No. 2, p. I_301-I_306, 2020.
- [101] 橋本貴之, 越村俊一, 小林英一: 津波による大型船舶の漂流挙動解析—インドネシア・バンダアチェにおける事例—, 土木学会論文集 B2(海岸工学), Vol. 65, No. 1, pp. 316-320, 2009.
- [102] 早川典生, 細山田得三, 西川誠, 宝田盛康, 犬飼直之: ラグランジュ的粒子追跡による広島湾湾奥部の海水交換に関する研究, 海洋開発論文集, Vol. 11, pp. 103-108, 1995.
- [103] 林里美, 越村俊一: 映像解析による 2011 年東北地方太平洋沖地震津波の流速測定, 土木学会論文集 B2(海岸工学), Vol. 68, No. 2, p. I_366-I_370, 2012.
- [104] 平石哲也, 森信人, 安田誠宏, 東良慶, 間瀬肇, AdiPrasetyo, 大倉翔太: 複数の造波手法を有する津波再現装置で造波された津波の特性, 土木学会論文集 B2(海岸工学), Vol. 71, No. 2, pp. I_349-I_354, 2015.
- [105] 平野廣和, 丸岡晃, 渡辺茂: 断面辺長比 2: 1 矩形柱の風の傾斜角による空力特性に関する数値流体解析, 構造工学論文集, Vol.48A, pp.971-978, 2002.
- [106] 福井信気, 森信人, Che-Wei Chang, 千田優, 安田誠宏, 山本剛士: 沿岸市街地模型を用いた津波・高潮浸水実験と解析, 土木学会論文集 B2(海岸工学), Vol. 76, No. 2, p. I_373-I_378, 2020.
- [107] 福岡巧巳, 越村俊一: 航空写真と LiDAR データの統合解析による津波瓦礫の 3 次元マッピング, 土木学会論文集 B2(海岸工学), Vol. 69, No. 2, pp. I_1436-I_1440, 2013.
- [108] 藤井直樹, 大森政則, 池谷毅, 朝倉良介, 武田智吉, 柳沢賢: 港湾における津波漂流物の数値解析, 海岸工学論文集, Vol. 52, p. 296-300, 2005.
- [109] 藤井直樹, 今村文彦: 津波に伴う屋外タンクと漂流物による被害に関する実用的評価手法の提案. 自然災害科学, 28.4, 371-386. 2010.
- [110] 本多和彦, 富田孝史, 西村大司, 坂口章: 多数の津波漂流物を解析する数値モデルの開発, 海洋開発論文集, 第 25 巻, pp. 39-44, 2009.
- [111] 増田光弘, 増田光一, 居駒知樹, 庄司邦昭: 3 次元 MPS 法による岸壁近傍に設置され

- た浮体式構造物の津波中挙動予測法に関する研究, 土木学会論文集 B3 (海洋開発), 2011, Vol. 67, No. 2, p.I_148-I_153, 2011.
- [112] 増田光一, 村田一城, 居駒知樹, 増田光弘, 大野正人: 津波波高および入射角度影響を考慮した浮棧橋による船舶の津波防災・減災対策に関する基礎的研究, 土木学会論文集 B3 (海洋開発), Vol.70, No.2, p.I_978-I_983, 2014.
- [113] 松田信彦, 富田孝史, 廉慶善, 高川智博: AIS データを用いた大型船舶の津波漂流シミュレーション, 土木学会論文集 B2(海岸工学), Vol.68, No.2, p. I_256-I_260, 2012.
- [114] 松富英夫, 飯塚秀典: 津波の陸上流速とその簡易推定法, 海岸工学論文集, Vol. 45, pp.361-365, 1998.
- [115] 松富英夫: 流木衝突力の実用的な評価式と変化特性, 土木学会論文集, Vol. 1999, No. 621, p. 111-127, 1999.
- [116] 松村治夫, 田中勝, 小林朋道, 荒田鉄二, 佐藤伸, 金相烈, 西澤弘毅: 東日本大震災による漂流ごみの移動経路把握による二次災害防止に関する研究, 平成 25 年度環境研究総合推進費補助金研究事業総合研究報告書, p.95, 2014.
- [117] 水谷法美, 高木祐介, 白石和睦, 宮島正悟, 富田孝史: エプロン上のコンテナに作用する津波力と漂流衝突力に関する研究, 海岸工学論文集, 第 52 巻, pp. 741-745, 2005.
- [118] 三戸部佑太, 野村飛翔, 増田達男: 航空写真からの津波瓦礫判別における CNN の適用, 土木学会論文集 B2(海岸工学), Vol. 78, No. 2, pp. I_1045-I_1050, 2022.
- [119] 安田誠宏, 宮上大輝, Adi PRASETYO, 加茂正人, 森信人, 平石哲也, 間瀬肇, 島田広昭: 沿岸市街地モデルを用いた津波浸水実験, 土木学会論文集 B2(海岸工学), Vol. 72, No. 2, p. I_385-I_390, 2016.
- [120] 山本剛士, 安田誠宏: SPH 法を用いた津波石・台風石移動の数値解析, 土木学会論文集 B2(海岸工学), Vol.75, No.2, p.I_433-I_438, 2019.
- [121] 米山望, 永島弘士, 戸田圭一: 津波来襲時の漂流物挙動解析手法の開発, 海岸工学論文集, 第 55 巻, pp. 886-890, 2008.
- [122] 米山望, 永島弘士: 複雑な移動・回転を考慮した津波漂流物の三次元数値解析手法の開発, 土木学会論文集 B2 (海岸工学), Vol. 65, No.1, pp. I_266-I_270, 2009.

謝辞

博士論文の作成にあたり、終始適切な助言を賜り、また丁寧にご指導くださった京都大学防災研究所教授森信人先生に深甚なる感謝の意を表します。先生には11年前に4回生で研究室に配属された時から熱心なご指導を賜るとともに、充実した研究生生活を支援していただきました。港湾空港技術研究所に就職後は著者の博士論文のとりまとめについて常に気にかけていただき、実験の場を提供いただくなど本研究の遂行にあたり多大なご援助を頂きました。コロナ禍で行動制限がある中でも変わらない懇切丁寧なご指導、親身なサポートに深く感謝いたします。

京都大学工学研究科教授原田英治先生と京都大学防災研究所准教授米山望先生には、ご多忙にもかかわらず、本論文の審査を引き受けていただき、貴重で有意義なご助言を頂きました。謹んで、感謝の意を表します。京都大学名誉教授間瀬肇先生には、学部および修士課程在籍時の3年間、自身の研究内容に関して有益なご助言を頂きました。心より感謝いたします。関西大学教授安田誠宏先生には、学部および修士課程在籍時の3年間、そして本研究で実施した実験において、大変忙しい中多大なご支援を頂いたこと、厚く感謝申し上げます。当時、実験の実施にあたり何も分からない未熟者の著者に対して、懇切丁寧にご指導いただきました。京都大学防災研究所元教授平石哲也先生には、水槽の使用をご快諾いただくなど実験の実施にご支援いただきました。ご協力に心より感謝いたします。鳥取大学助教授福井信気先生には、実験の実施や実験データの解析にご協力いただきました。心より感謝いたします。ノートルダム大教授 Andrew Kennedy 先生には、実験実施や解析結果における議論の場で大変有益なご助言を頂きました。心より感謝いたします。防災研究所准教授志村智也先生には、学部生時代から現在に至るまで充実した研究生生活をご支援いただくとともに、研究生生活だけでなく、私生活に対するご助言も頂きました。心より感謝申し上げます。防災研究所助教授宮下卓也先生には、修士課程の同期時代から日々の生活、研究生生活のありとあらゆる場面で助けていただきました。心より感謝いたします。さらに、本論文のとりまとめにおいて多大なるご協力とご支援を頂いた京都大学防災研究所沿岸災害研究分野の関係者の皆様に謝意を表します。東亜建設工業株式会社武田将英氏、倉原義之介氏には貴重な実験デー

タを提供いただきました。心より感謝申し上げます。

著者の所属する港湾空港技術研究所津波高潮研究グループ高川智博グループ長には、本研究の遂行にあたって全面的にご支援を頂きました。業務と学生の掛け持ちによってご迷惑をおかけしていたにもかかわらず、著者が研究に集中できる環境を整えていただきました。ここに深く感謝いたします。また、津波高潮研究グループの岩本匠夢主任研究官をはじめとしたメンバーには、様々な場面でご負担を強いたにもかかわらず、常にサポートを頂きました。心より感謝申し上げます。海象情報研究グループの藤木峻主任研究官には博士課程入学における有益な情報を提供いただくとともに社会人博士としての心構えをご指導いただきました。心より感謝いたします。中川康之特別研究主幹には、常日頃から研究の進捗状況など気にかけていただきました。心より感謝いたします。有益なご助言を頂いた港湾空港技術研究所の方々にも深く感謝いたします。

最後に、著者を常日頃からサポートしてくれた家族に感謝いたします。両親は幼少期から大学院進学まで著者の生活を絶えず支援し続けてくれました。これからは退職後の生活を思う存分楽しんでください。妻のご両親には、著者が海外出張で不在にしているときなどに、子供たちの世話や生活のサポートをしていただきました。そして、一番近いところで支え続けてくれた妻には感謝してもしきれません。私の博士課程在籍時には、コロナ禍という難しい状況の中での出産、子育てがあり、ライフステージに変化がありました。きっと私の思っている以上の苦勞をしたことと思います。どんな状況でも楽しそうに子育てしているママを心より尊敬しています。おかげで二人の子はのびのび健康に成長しています。これからもみんなで手を取って助け合って生きていきましょう。本当の最後ですが、3歳の息子と1歳の娘よ、あなたたちのおかげでめげずに最後までやり遂げることができました。きみたちとの日々は宝物です。これからもパパとママに楽しい時間を過ごさせてください。どうもありがとう。