

遡上津波とその漂流物が原子力プラントに
付帯する円筒タンクに及ぼす外力に関する研究

2020年 3月

佐野 理志

遡上津波とその漂流物が原子力プラントに
付帯する円筒タンクに及ぼす外力に関する研究

佐野 理志

システム情報工学研究科

筑波大学

2020年 3月

目 次

第1章	緒言	1
1.1	研究の背景	1
1.2	研究の目的	3
1.3	本論文の構成	10
第2章	円筒タンクに作用する遡上津波の現象把握と波力評価	12
2.1	はじめに	12
2.2	遡上津波を再現する数値流体解析	12
2.2.1	解析概要	12
2.2.2	遡上津波解析	14
2.3	解析結果	22
2.3.1	進行波解析	22
2.3.2	波力解析	30
2.4	波力評価式の検討	40
2.4.1	消防庁の波力評価式	40
2.4.2	タンク周囲の流動現象の把握と波力評価式の改良	51
2.4.3	提案した波力評価式の比較	55
2.4.4	波力評価式の検証	58
2.5	まとめ	61
第3章	遡上津波による漂流物が円筒タンクへ及ぼす影響評価	62
3.1	はじめに	62
3.2	水中衝突試験	62
3.2.1	試験方法	62
3.2.2	衝突速度評価試験	79
3.2.3	衝突力評価試験	87
3.3	衝突試験結果	96
3.3.1	衝突速度評価試験	96
3.3.2	衝突力評価試験	105
3.4	荷重推定式の検討	110
3.5	まとめ	126
第4章	津波漂流物の衝突で生ずる付加質量の数値解析による評価	127
4.1	はじめに	127

4.2 漂流物の挙動	127
4.3 水中落下における衝突試験と解析手法の検討	128
4.3.1 水中落下試験	128
4.3.2 流体力の解析	131
4.3.3 解析結果	133
4.4 水平浮遊後の衝突で生ずる付加質量の検討	135
4.4.1 流体力の解析	135
4.4.2 衝突時の付加質量評価	139
4.5 荷重推定式への付加質量係数の近似式の適用	148
4.6 まとめ	149
第5章 結言	150
参考文献	154
関連発表論文	158
謝辞	159

第1章 緒言

1.1 研究の背景

2011年の東日本大震災では、遡上津波により海岸付近の様々な構造物が破壊されたため、沿岸地域におけるプラントなどの構造物や付帯設備における遡上津波に対する健全性評価が重要視されるようになった。災害対策が重要な原子力プラントでは、原則的に想定される津波が敷地内に到達しないことが求められており、そのための立地選定や防潮堤の設置等が進められている。しかしながら、設計基準を超える事象の発生する頻度はゼロでは無いため、低頻度の事象に対する対策も極めて重要であり、敷地内への津波の遡上が起きた場合に対しても、津波の影響を低減する、あるいは安全性を担保する対策を講じることが必要である。

設計超過事象に対する安全対策において、確率論的安全評価が導入されつつある。対策方法の適正化には、検討対象で発生する物理現象を正確に把握し、科学的な合理性を向上させた対策方法に繋げることが不可欠である。重要構造物の配置検討においては、浸水域や浸水までの時間の評価だけでなく、構造物の配置や強度、津波波力を考慮した健全性の評価が求められる。つまり、陸上を遡上する津波が構造物に及ぼす影響評価も重要となっており、この評価にむけた技術確立が必要となっている。津波対策が重要視される設備の例として、非常用発電機に用いる燃料タンクや、緊急時に炉心冷却や燃料プールの冷却を行うための復水タンクがある。これらの円筒タンクに遡上津波が来襲する際に考慮すべき損壊シナリオとして、津波波力がもたらすタンクの滑動と、津波漂流物衝突がもたらす損壊による内容物の漏洩である。いずれの事象でも、プラント火災や冷却不足に繋がる可能性が有り、重要な設備として位置づけられている。したがって、技術的な観点からは、遡上津波に対する健全性を評価するために、遡上した津波が直接タンクに及ぼす波力と、津波によって発生する漂流物がタンクに接触する際に生ずる衝突力を検討する必要がある。

巨大地震の発生時に襲来する津波の種類として、図 1-1に示すように大きく分けて3種の津波の形態がある^[1]。外洋から来襲する津波は、沿岸に近づき水深が浅くなると波高が高くなり、津波先端が段波状になる場合がある。段波の前面が構造物に接触すると巨大な衝撃力を生ずる。本研究で評価対象としている円筒タンクは、防潮堤で囲まれた内陸側に設置されているので、段波状の津波が襲来してもこの防潮堤によって防御されるので、直接段波の前面が円筒タンクに作用することは無い。しかしながら、段波到達後に水位がさらに上昇し、津波を防御していた防潮堤を越流する可能性があり、越流した場合は海水が内陸に向けて遡上する。越流して形成される遡上津波は段波にはならな

第1章 緒言

いため、津波先端部の衝撃力は小さいが、越流する海水量が増加すると遡上津波は持続波の形態で水深が大きくなり、円筒タンクなどの設備に巨大な波力をもたらす。また、水深が深くなると、水深よりも小さく、かさ密度が小さい物体は、漂流物となって移動を開始し、敷地内の設備に衝突する可能性が生ずる。したがって、遡上津波が円筒タンクなどの設備に及ぼす考慮すべき被害原因は、遡上津波の先端よりも、その後流側の持続波となる。

表 1-1に本研究の評価対象と想定被害を示す。評価対象とした施設は、化学プラントや一般的な建物は除外し、原子力プラントを選定した。さらに、原子力プラント内の評価すべき設備として、既往の知見では健全性評価の根拠が不足する可能性がある円筒タンクを対象とした。原子力プラントでは想定津波は全て防潮堤によって浸水を防げるので、考慮すべき津波の形態は想定津波以上の津波が防潮堤を越流した遡上津波となる。越流した津波の先端は、例え段波状態になったとしても水位が低く衝撃力が小さい。また、遡上津波の先端は水深が浅いため、移動する漂流物は円筒タンクと比較して小型の物体に限定される。遡上津波の海水量が増加すると、水位が増加し円筒タンクに作用する波力が増加する。また、水位の増大により、大型の電気盤などが漂流を開始し、円筒タンクに対して衝突力をもたらす可能性が増加する。遡上津波の波力は継続的に作用するが、漂流物については敷地内に設置された電気盤の数は限られるため、連続的な衝突や複数の同時衝突は起きず、断続的な衝突になる。漂流物が衝突する際は、波力も作用しているので、これらの外力を合わせる必要がある。これらの外力と、アンカーが施工された円筒タンクの構造、強度評価や運用条件を考慮した、円筒タンクの座屈もしくは滑動を想定した損傷評価が求められている。

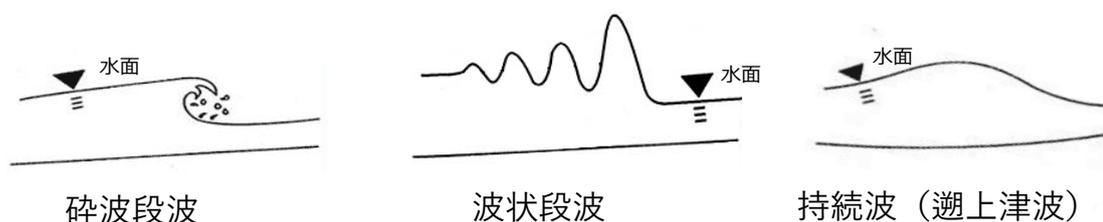


図 1-1 津波の種類

表 1-1 本研究の評価対象と想定被害

評価対象	本研究	特徴
施設	原子力プラント	想定津波は防潮堤で防御する
設備	円筒タンク	災害発生時に重要な設備の一つ
津波	持続波	防潮堤を越流した津波が対象
漂流物	電気盤	防潮堤で防御できない敷地内の物体 断続的に衝突
被害原因	波力, 波圧 漂流物	波力はタンク全体に影響 波圧, 衝突は局所に影響
損傷モード	滑動 座屈	アンカー施工を前提とした

1.2 研究の目的

本研究では、巨大津波の襲来時において、原子力プラントの付帯設備である円筒タンクを対象に、陸上を遡上する津波が及ぼす外力について検討した。遡上津波が円筒タンクに及ぼす重要な被害要因として、津波の水圧がもたらす波力と、津波によって浮遊する漂流物の衝突力を予測することが重要である。津波の波力、および漂流物の衝突力については、それぞれ既に提案された評価方法がある。しかしながら、想定すべき津波の大型化により、既往の評価式の適用範囲内に納まらない条件の考慮や、高精度な評価による災害対策の合理化も求められている。したがって本研究では、既往の評価手法を参考に、津波波力の評価方法と津波漂流物の衝突力評価方法を検討し、健全性評価を高精度、簡易かつ安全側でそれぞれの力を予測できる評価式を立案することを目的とした。具体的には、付帯設備の周囲の津波の流れや、津波漂流物の挙動を、実験的、および解析的に模擬することで現象を解明し、波力、衝突力に関する既往の評価式の改良した[2][3][4]。

① 円筒タンクに作用する遡上津波の現象把握と波力評価

本研究では、遡上する津波が影響を及ぼす原子力プラントの付帯設備の中で、円筒タンクを対象とし、遡上津波の現象把握と波力評価を行った。遡上津波がもたらす波力に関する既往の研究としては、実験的^{[5][6][7][8][9]}もしくは数値解析的^{[5][8][10][11][12]}アプローチによる津波の水位や波力の評価が報告されている。円筒構造物に作用する波力の研究事例としては、複数タンクの配置による影響評価^[13]やタンク周囲の静水圧を積分する方法^[9]などがあり、構造物に作用する津波波力の研究^{[7][14][15]}では、波力がフルード数に依存することが示されている。静水圧から波力を算定する方法では、対象物に接触する津波の最大浸水深を用いるが、この値をフルード数の関数で示した報告^{[16][17]}がある。

藤井ら^[9]の予測手法では、遡上津波が円筒タンクに作用する際のタンク周囲の水位分布を予測し、これを静水圧に変換し、タンク周囲の水面下の面積で積分することで波力を予測する方法を提案している。また、消防庁からも類似の手法が提案されており^[18]、フルード数に依存した水位分布の仮定を追加したことが特徴であり、実験結果を元に立案された波力の予測式が提示されている。この方法で評価に必要な津波の条件は、水位と流速のみであるので、円筒タンクに作用する波力を容易に評価できる。しかし、この予測式の構築で利用された実験データは、フルード数の上限が約1.5であり、これ以上の高フルード数における波力の検証が実施されていない。設計超過事象に対する健全性評価では、確率論的安全評価が導入されつつあり、低確率の現象においても物理現象を正確に把握する必要がある。遡上津波では水深が浅く、流速が速くなりやすいので、検討すべきフルード数も大きくなる。防潮堤よりも海側でフルード数が4程度の条件で津波の検討が行われた報告^[19]もあり、発電所のサイトによっては、その敷地内において水位が約2メートル程度の水深でフルード数が約2の条件で評価する可能性がある。

一般的に、模型実験による評価においては、長さ数十~二百メートル程度に及ぶ大規模な波動水槽が必要となる。近年の計算能力の向上に伴い、数値流体解析(CFD: Computational Fluid Dynamics)が津波解析でも利用されるようになり、実験で計測が困難な現象の把握に有効なツールとなっている。秋山ら^[8]は、2次元CFDにより円筒タンク周囲の流速分布を取得し、洗掘に与える影響を検討している。また、杉井ら^[20]や高畠ら^[21]は VOF (volume of fluid)法^[23]を用いて断面2次元構造物周りの流動評価を行っている。Ishimotoら^[24]は粒子法を用いてダムブレイクの入力条件で円筒タンクに作用する波圧や漂流物の衝突評価を行っており、浅井ら^[25]も粒子法を用いて津波避難ビルに対する波力解析を行い、既往の評価式^[7]と解析結果を比較している。高木ら^[25]は、ダムブレイクの入力条件で、VOF法を用い、円筒タンクを対象とした流体構造連成解析を行っている。しかし、持続波を対象とし、境界条件として津波の水位の時刻歴を用い、3次元CFDによりタンクに作用する波力を検証した事例^[13]は少ない。

そこで本研究では、津波が円筒タンクに及ぼす波力を、フルード数1.5以上も含めて高精度で予測可能な評価方法の提案を目的とした。まず、新たに提案する評価式の理論

的な検討およびその確認のために、タンクに作用する遡上津波の数値流体解析手法を検討し、タンク模型を用いた既往の水理模型実験^[22]を再現した。数値解析では、3次元の非定常流体解析を実施し、既往の実験結果と比較、検証した。既往の実験では、3種類のフルード数の条件下において、進行波試験（タンク模型無し）と波力試験（タンク模型有り）が実施されている。これらの再現解析により円筒タンク周囲の流動現象を検討し、圧力や流速、タンクに作用する波力などの物理量を詳細に確認し、既往の波力評価式の課題を抽出した。この検討結果を踏まえ、計測された実験値を元に、高精度で評価できる波力予測式を提案した。

② 遡上津波による漂流物が円筒タンクへ及ぼす影響評価

水中における衝突現象は、空気中の衝突とは異なり、衝突前から衝突後まで、常に周囲に存在する水からの流体力を受けるので、水の影響を無視できない。このため、漂流物による衝突力に関する研究は、水中の衝突試験により漂流物と被衝突体の種々の組合せについて検討されてきた。例えば、コンクリート製の構造物に対する鋼鉄製のコンテナ^[27]もしくは木材^[28]の衝突や、流木と鋼板の衝突^[29]を想定した試験が実物に近い大きさの漂流物で実施されている。また、津波により漂流した船とそれよりも小さな被衝突体との衝突時の挙動も検討されている^[30]。さらに水中衝突と気中衝突の違いの検討^{[27][29][31]}や、衝突現象を詳細に捉えるために数値解析を利用した報告^[32]、衝突時に生ずる衝突力を予測する評価式の提案がされ^{[27][33][34]}、代表的な評価式について検証されている^[35]。

しかしながら、沿岸立地の産業施設内の浸水を想定した時に、円筒タンクに対する漂流した電気盤等の衝突のような金属同士の衝突に関する研究は十分とは言えない。コンクリートの衝突時の破壊モードは、衝突速度^{[36][37]}やせん断スパン比^[38]に影響されるため、金属類の破壊とは力学的な性質が異なる可能性がある。

津波漂流物が衝突する形態は図 1-2に示す2通りに分けられる。一つは、津波先端部の段波に漂流物が押し流され、評価対象となる被衝突体と空気中で直接衝突する場合である。もう一つは、持続波によって被衝突体前面に反射波が形成された状態において漂流物が水中で衝突する場合である。本研究では、防潮堤を越流した遡上津波が対象なので、後者の持続波による衝突形態が対象である。

遡上津波が評価対象となる被衝突体に到達すると、津波の流れが被衝突体によって阻害されるので、被衝突体の前面には逆方向の流れを含む反射波が生じる。したがって、漂流物と被衝突体のサイズの比率によっては、漂流物が押し戻され被衝突体と接触しない現象も観察され、その衝突確率について纏められている^[39]が、衝突力に関する言及は無い。

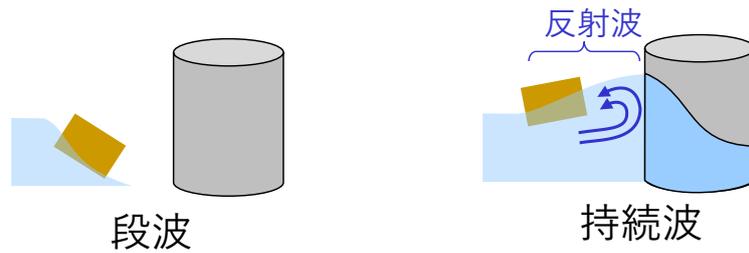


図 1-2 津波漂流物の衝突形態

また, 持続波によって生ずる漂流物の衝突については, Haehnel^[40]らが報告しており, 衝突力 F の予測方法として, 力積から算定する方法, 仕事から算定する方法, 有効剛性から算定する方法などが示されている. 力積を考える場合, 衝突期間を t , 質量 m の漂流物が速度 v で衝突し, 完全弾性衝突となった場合は以下の式が成り立つ.

$$Ft = 2mv \quad (1)$$

仕事を考える場合, 衝突期間の変位を x とすると以下の式が成り立つ.

$$Fx = \frac{1}{2}mv^2 \quad (2)$$

有効剛性 k を用いる考え方では, 以下の式が成り立ち,

$$\frac{1}{2}mv^2 = \frac{1}{2}kx^2 \quad (3)$$

衝突時に生ずる衝突力 F は, フックの法則は以下の式であり,

$$F = kx \quad (4)$$

式(3)と式(4)から, 有効剛性 k を用いる衝突力の算定式として以下の式が導かれる.

$$F = v\sqrt{km} \quad (5)$$

力積を用いて衝突力を予測するには, 衝突期間 t を与える必要があり, また, 仕事を用いる場合では衝突開始から完了までの変位 x を与える必要があり, 根拠を持った設定がやや困難である. これに対して有効剛性 k を用いる場合では, 少なくとも有限要素法による構造解析を実施すれば, 評価に必要な漂流物と被衝突体の剛性を得られる.

また, 衝突現象を検討する場合, エネルギーが散逸し保存されない可能性があり, 短時間の現象では準静的な取り扱いはできず弾性波を考慮する必要がある^{[41][42]}ので式

(3)は誤差が生じ易いとされる。しかしながら、有効剛性を用いる算定式(5)は、衝突力が衝突速度と比例する式になっており、実験により評価速度と衝突力が比例関係にあることを示した報告がある[43][44]ので、本研究ではこの考え方を準用した。

有効剛性の考え方を発展させた衝突力の予測式として、FEMA (Federal Emergency Management Agency : アメリカ合衆国連邦緊急事態管理庁) が提案する評価式[45]があり (以下FEMA式) 次式で示される。

$$F_i = 1.3u_{max}\sqrt{km(1 + C_F)} \quad (6)$$

ここで、 F_i は漂流物による衝突力、 u_{max} は漂流物が流れているサイトの津波の最大流速、 k は漂流物と被衝突物の組合せで決まる有効剛性、 m は漂流物の質量、 C_F は水力学的質量係数(hydrodynamic mass coefficient)であるとされる。FEMA式は、式(5)の構成と同様に、有効剛性を用い、衝突力が津波流速に比例する式である。また水中における物体移動の考慮に不可欠な付加質量係数に近い質量係数も含まれている。

しかしながらFEMA式では、与える速度として本来は衝突速度 v を用いるべきであるのに対して津波流速 u_{max} を用いている。このため衝突力を過大に評価する傾向がある。また、水力学的質量係数 C_F の説明として、形状や大きさ、衝突の向きに依存する係数とされ、考え方は付加質量係数と似ているが、FEMAはこれを付加質量係数では無いとしており、さらに、水力学的質量係数 C_F の値を示す事例が非常に少ない。また、係数1.3はASCE(American Society of Civil Engineers : アメリカ土木学会)が提案する、評価対象の建物(被衝突物)の重要度により設定する係数[60]であり、FEMA式では重要度が最大の値が選定され、安全率を含む式である。しかしながら、有効剛性を用いた衝突力の推定式については、金属同士の衝突力評価への適用性について検討された例がない。

そこで本研究では、持続波における漂流物挙動の把握と衝突荷重の予測精度向上を目的とし、大型水路を用いた試験を実施した。持続波となる遡上津波によって発生する金属製の電気盤などを漂流物と想定し、金属どうしの衝突現象を評価対象とした。水中における衝突では、周辺の水の影響によって気中における衝突とは異なる挙動を示す。水の影響とは、被衝突物前面で生ずる水面近傍における津波の逆方向への流れによる漂流物速度の低下および、漂流物の周囲に存在する水による流体力の影響が挙げられる。この水の影響を検討するために、被衝突物前面における漂流物の挙動把握に向けた衝突速度評価試験と、水中における衝突力把握に向けた衝突力評価試験を実施した。

まず、使用する大型試験水路の仕様から試験条件を検討し、適切な漂流物サイズと衝突力を計測するための被衝突体の構造を検討した。衝突速度評価試験では、被衝突体で津波の流れが阻害されるために前面に形成される反射波による、漂流物の速度変化を評価対象とした。漂流物は側方に逸れやすいため、被衝突体の中心位置に向けて流れるようにガイドレールを設置し、衝突までの漂流物の速度変化について検討した。衝突力評価試験では、最も衝突力が大きくなると考えられる正面衝突を再現するために、水路に

において漂流物が直進するようにガイドレールを設置した。この試験装置を用いて津波流速をパラメータとした衝突力を計測し、得られた試験結果を用いて衝突速度と衝突力の関係について検討した。

③ 津波漂流物の衝突で生ずる付加質量の数値解析による評価

上述のように、津波の影響を考慮した設備の健全性評価には、来襲する津波の波力だけでなく、漂流物の衝突力の考慮も重要である。気中における物体の衝突力は、計算機を用いた弾塑性解析により衝突力評価が可能であるが、水中における物体の衝突では物体の周囲に存在する水が影響するとされている^[45]。現状では周囲の水の存在を再現した弾塑性解析は困難であるため、水中における衝突評価では数値解析とは別に水の影響を検討する必要がある。

水中で物体が運動する場合、物体と共に周囲の水も動かさなければならないため、運動に必要な力が増すので、気中に対して水中では見かけ上の質量が増す。これを付加質量と呼び以下のように説明できる。

理想流体と仮定する静水中において、浮力で浮遊する円柱が円柱軸と直交方向に加速度 a で進むと、周囲の水は図 1-3のような流線に沿って動く^[50]。押しのけられた円柱の前面の水は、円柱を回り込むように移動し、円柱の背面に向けて流れ込むので、円柱後部の水は静止する。つまり、静水中に設置された移動体を加速するには、対象とする物体だけでなく、周囲の水を動かす必要が生じる。

水面を浮遊する移動体に対する外力を F_w 、円柱の排水量を V_w 、水の密度 ρ_w 、流線に沿って移動する水の加速度 $f(a)$ と体積 $f(V)$ は円柱の加速度 a と体積 V の関数となり、以下の式で表せる。

$$F_w = \rho_w V_w a + \rho_w f(V_w) f(a) \quad (7)$$

式(7)の右辺第2項の加速度 $f(a)$ と体積 $f(V_w)$ は加速度 a と体積 V_w に比例すると考えられるので、外力 F_w は移動体の比例係数 C と質量 m を用いて以下の式で表せる。

$$F_w = (\rho_w + C\rho_w) V_w a = (1 + C) m a \quad (8)$$

上述のように、流体中に設置された移動体を加速させる場合、移動体周囲の流体の存在により、移動体の真の質量よりも重い質量を持つ物体の振る舞いとして観測され、この見かけ上の質量増加分が付加質量（仮想質量）として定義される。つまり、真空中における移動体に対する外力を F_v とすると、真空中の運動方程式は、

$$F_v = m a \quad (9)$$

となる。

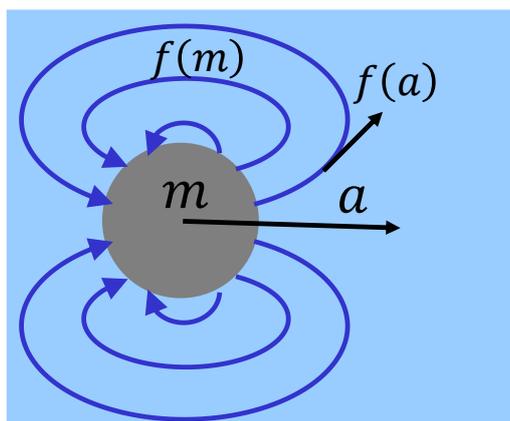


図 1-3 円柱が直進する際の周囲の流線

これに対し，水中の運動方程式は，

$$F_w = (m + m_{add})a \quad (10)$$

となる．式(10)と式(8)は，同じ内容を示しているので， m_{add} は $C\rho_w V_w$ に等しい．水中では付加質量 m_{add} 分が増加するので，等しい外力 F で移動体を動かす場合は，真空中よりも水中の方が低加速度となる．逆に，流体と共に動く移動体が停止する場合，減速直前の速度が水中と真空中で等しい場合，減速時の加速度も等しいと仮定すると，減速時に生ずる力は m_{add} 分が増加する．

このように，付加質量は移動体の加速度に比例して発生する見かけ上の質量増加分であり，移動体の形状に依存する．付加質量は移動体の体積に対する係数(付加質量係数) C として代表形状ごとに体系化されている[46][47][48][55]．

しかしながら，この係数を検討した条件は衝突現象と比較して，船の運動のような加速度が小さな現象を対象としており，衝突のような大きな加速度の条件で検討した報告が少なく[44]，評価が定まっていない．

付加質量は，物体が流体中で運動する際に生ずる力に関わる要素であり，速度の関数となる抗力とは別に，加速度と相関があり，見かけ質量が増加する現象を表したものである．また，水中における物体の振動でも付加質量効果が観測されるが，周波数が高くなると付加質量効果が低減する[47]ので，高加速度である衝突現象では付加質量に関する既往の知見が適用できない可能性がある．

Riggsらによる実験的研究[44]によると，気中と水中の衝突力の違いから付加質量が測定されたが，付加質量係数の形状依存性に関する検討は行なわれていない．上述の

FEMA式でもほぼ同じ考え方で水力学的質量係数を提案しているが、この値は付加質量係数では無いとされ、かつ水力学的質量係の値を示す事例が少ない。このように、水中衝突を対象とした付加質量係数の評価はまだ確立されていないため、FEMA式では、安全性を確保するために水力学的質量係数として大きな値が設定されており、衝突力の予測精度向上には、水中衝突における付加質量効果の検討が必要である。

したがって本研究では、数値流体解析を用い、漂流物衝突のような水中で物体が衝突する際に生ずる付加質量効果を定量的に評価することを目的とした。まず、実験による衝突荷重の計測が容易な落下方向を対象とし、数値流体解析で得られた付加質量効果を実験で得られた付加質量効果と比較することで解析の有効性を検討する。次にこの解析手法を用い、水平方向に浮遊する漂流物を模擬した直方体に生ずる流体力を算出し、衝突時に生ずる付加質量効果を詳細に把握し、付加質量係数としてまとめることで、衝突力の評価精度の向上に貢献した。

1.3 本論文の構成

図 1-4に、本論文における確証の位置づけを示す。1.2 節にて述べた目的に基づき、遡上津波が陸上にされた円筒タンクなどの設備類に及ぼす被害を予測するための、津波波力や漂流物の衝突力の評価方法に関して報告する。

第2章では、陸上に設置された円筒タンクを対象とし、円筒タンクに作用する遡上津波について、数値流体解析によりその現象を正確に把握した。数値流体解析により得られた知見と既往の実験結果を用い、既往の波力評価式を改良することで、新たに提案した波力評価式について述べる。

第3章では、陸上に設置された円筒タンクなどの設備について、これらの設備に対する漂流物衝突の影響評価を検討した。金属同士の衝突を対象とし、大型試験水路を用いた衝突速度と衝突力を評価する2種の衝突試験を行い、既往の衝突荷重の推定式の改良方法と適用性について述べる。

第4章では、漂流物の衝突力評価に影響する付加質量効果について、数値流体解析を用いて定量的な評価を詳細に行った。水平方向への浮遊後の衝突を模擬し、衝突時に生ずる付加質量効果について検討し、直方体の付加質量係数を算定できる近似式を構築した。また、第3章で検討した衝突力の評価式について、この近似式を適用した結果について述べる。

第5章では、遡上津波とその漂流物が原子力プラントに付帯する円筒タンクに及ぼす外力について、本研究で得られた結論を述べる。

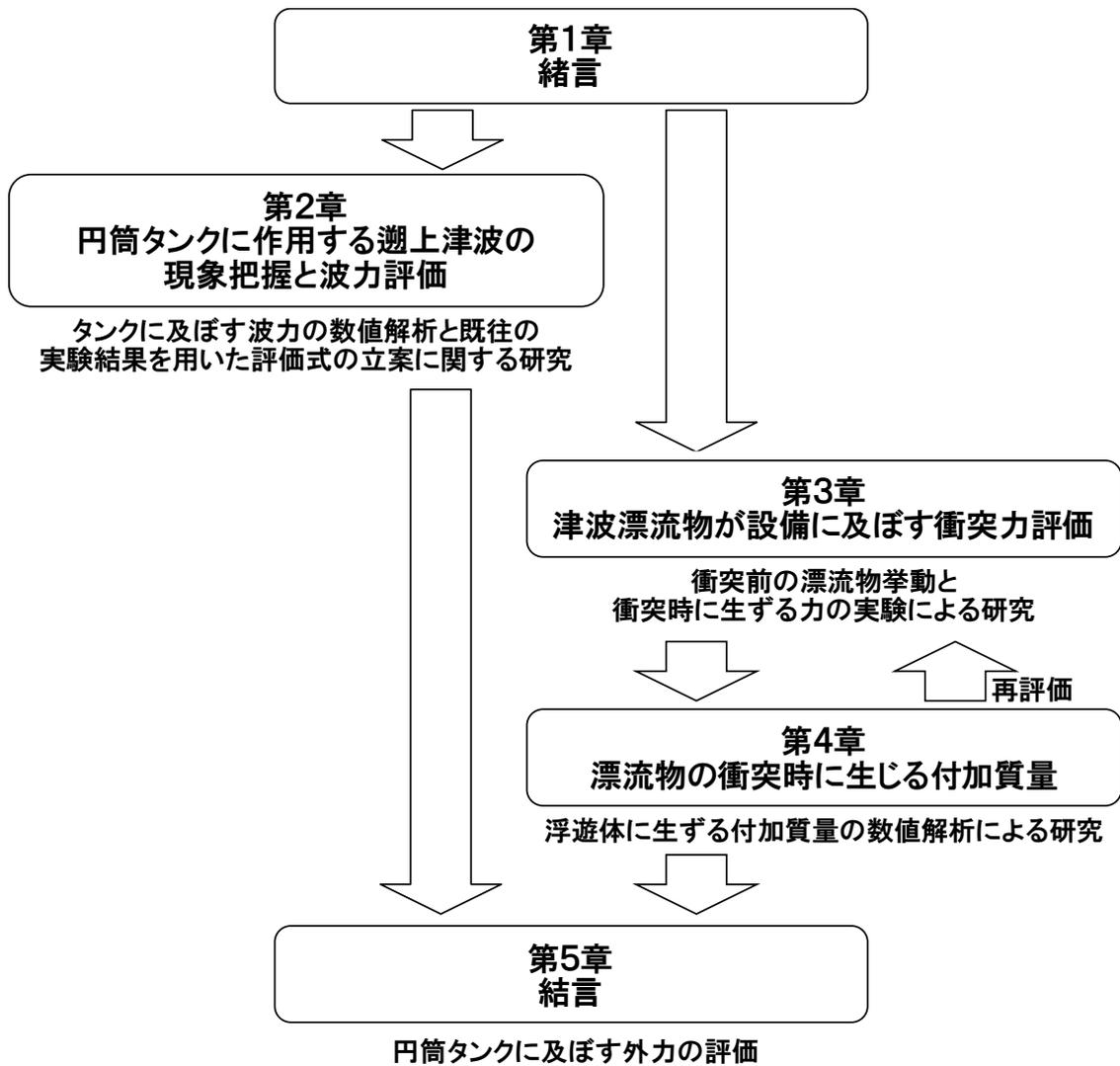


図 1-4 本論文における各章の位置付け

第2章 円筒タンクに作用する遡上津波の現象把握と波力評価

2.1 はじめに

第2章では、陸上に設置された円筒タンクを対象とし、円筒タンクに作用する遡上津波について、数値流体解析によりその現象を正確に把握した。得られた知見と既往の実験結果を用いて、既往の波力評価式を改良することで、新たに提案した高精度な波力評価式について述べる。

2.2 遡上津波を再現する数値流体解析

2.2.1 解析概要

数値解析の検証および評価式の構築に用いる実験結果は、榊山ら^[22]によって実施された模型実験を対象とした。この実験は、(一財)電力中央研究所が所有する大型造波水路を用いた水理模型実験であり、海上から押し寄せる津波が陸上に遡上する現象を縮尺模型で再現し、海上と陸上における水位や流速、圧力、タンクに作用する波力の変化が計測された。波力の計測には3分力計が用いられた。3分力計は、基本構成は6分力計と同様であるが3軸のトルク出力が省かれている。計測原理は内部に設置されたひずみゲージの組合せにより、モーメントがキャンセルされる構成となっており、純粹に並行成分の力を計測できる。

実験設備の概要を図 2-1に、護岸付近の拡大断面図を図 2-2に、護岸付近の上面図を図 2-3に示す。これらの図において、波の進行方向の水平位置は護岸を基準とし、護岸の手前の海上の領域は護岸からの距離をX座標の負の数値で示し、護岸より後方の陸上の領域は護岸からの距離を正の数値で示す。また、高さ方向(Z座標)については、静水面(造波前の水面位置)を基準とした。本研究で実施する3次元流体解析では、図 2-1から図 2-3に示した海底・陸上形状を模擬した。

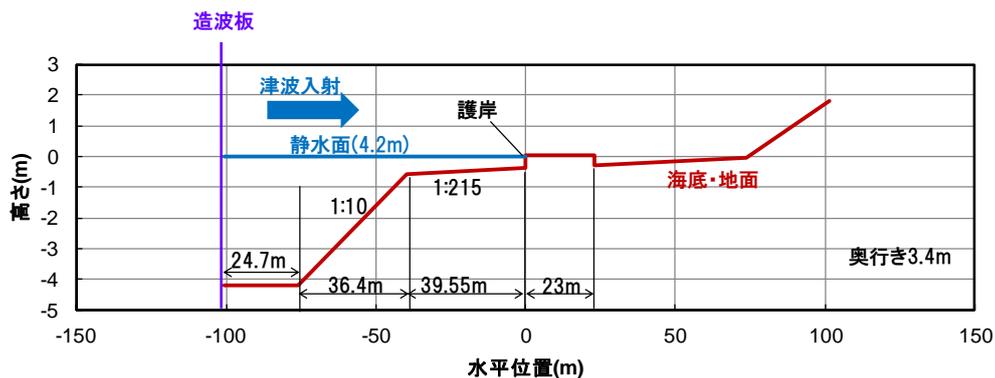


図 2-1 模型実験の断面形状 (海底・陸上地形)

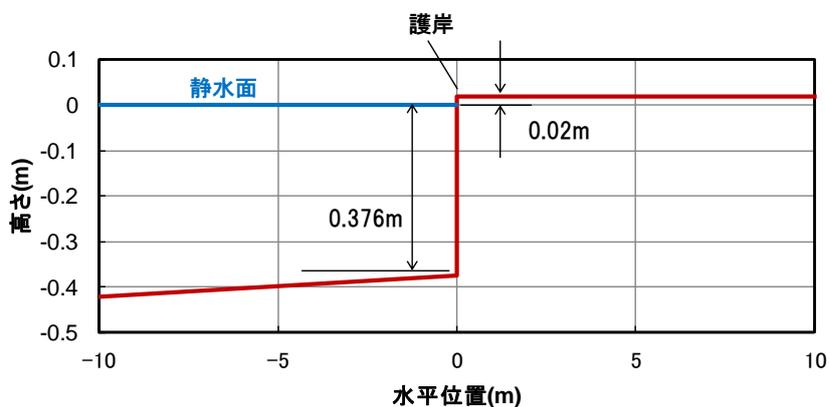


図 2-2 模型実験の断面形状 (護岸付近)

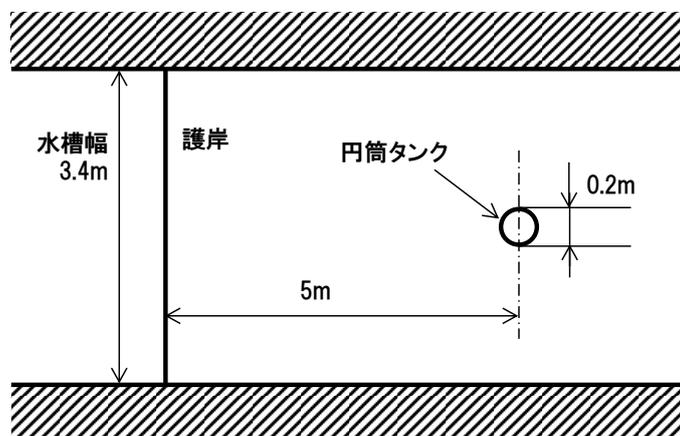


図 2-3 模型実験の上面図 (護岸付近)

2.2.2 遡上津波解析

(1) 解析ケース

タンクの波力評価式の検討に必要な遡上津波の数値流体解析の再現性確認では、タンク模型無しの場合において、タンク設置位置での水位と流速が実験結果と整合することを目標とした。波力についてはタンク模型有りの場合において、タンクに作用する波力が実験結果と整合することを目標とした。

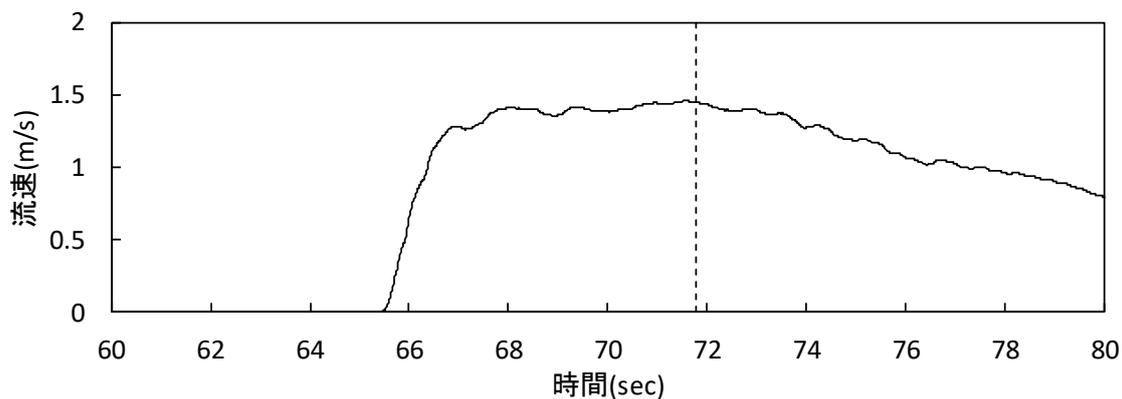
本解析で実施する解析ケースを表 2-1に示す。また、図 2-4から図 2-6に解析対象とした試験結果を示す。フルード数 Fr は、波力分析の際に利用される流体の慣性力と重力の比を表す無次元数であり、以下の式で表せる。

$$Fr = \frac{U}{\sqrt{Lg}} \quad (11)$$

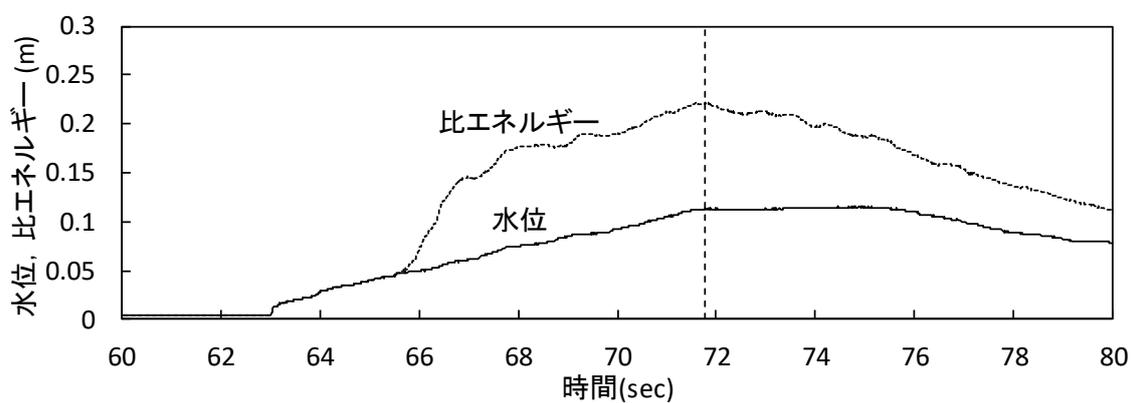
ここで、 U は代表速度、 L は水位、 g は重力加速度である。本研究では、3種のフルード数についてそれぞれ進行波解析と波力解析を実施した。ここで示したフルード数の値は、円筒タンクの設置位置における比エネルギー最大時の値であり、フルード数算出に用いられた流速は敷地面から0.05mの高さで計測されたものである。

表 2-1 数値解析一覧

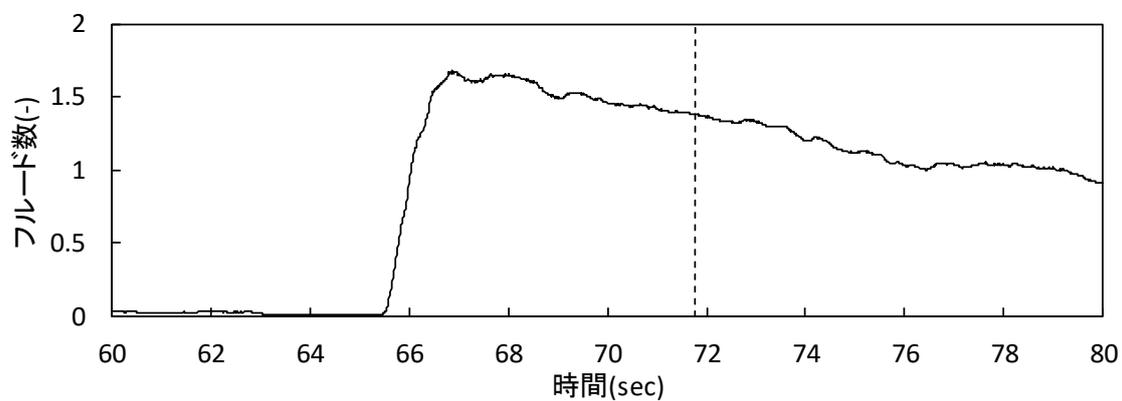
ケースNo.	フルード数	タンクの有無	数値解析名称
1	1.38	無	
2	1.67	無	進行波解析
3	1.95	無	
4	1.38	有	
5	1.67	有	波力解析
6	1.95	有	



(a) 流速の時刻歴



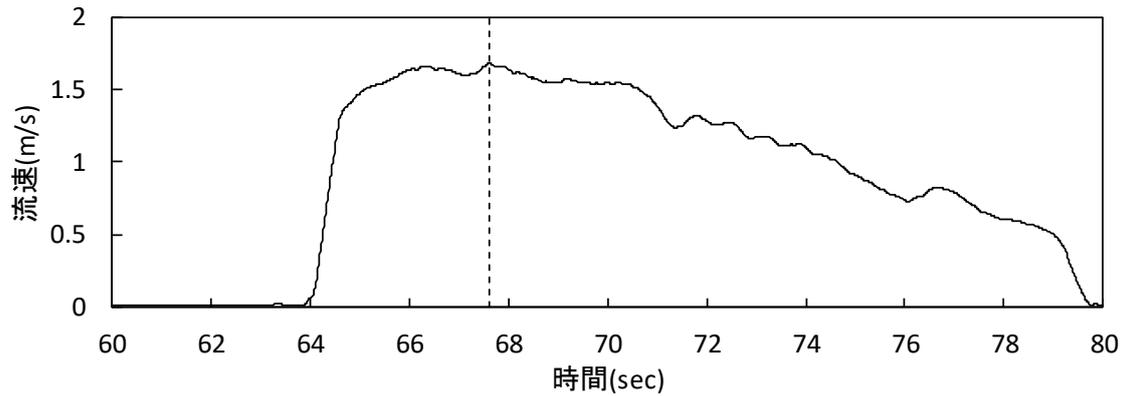
(b) 水位と比エネルギーの時刻歴



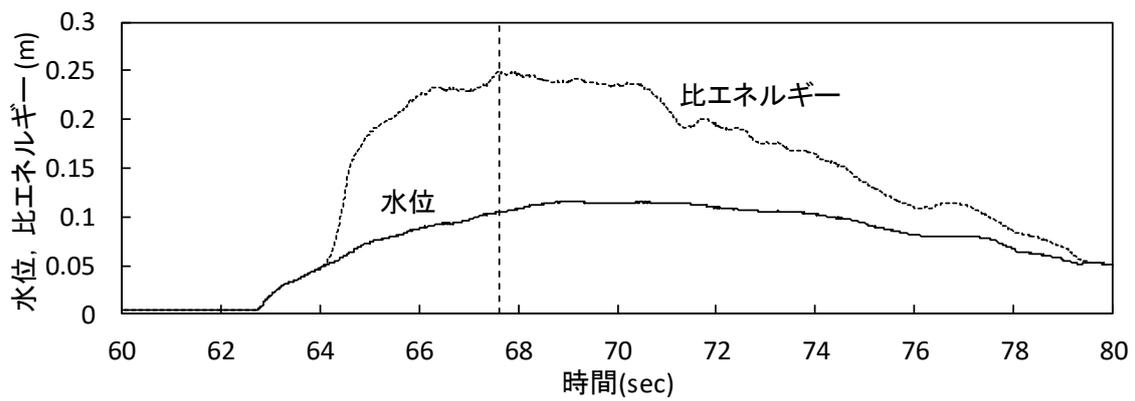
(c) フルード数の時刻歴

図 2-4 数値流体解析の再現対象とする，進行波試験の物理量 ($Fr=1.38$)

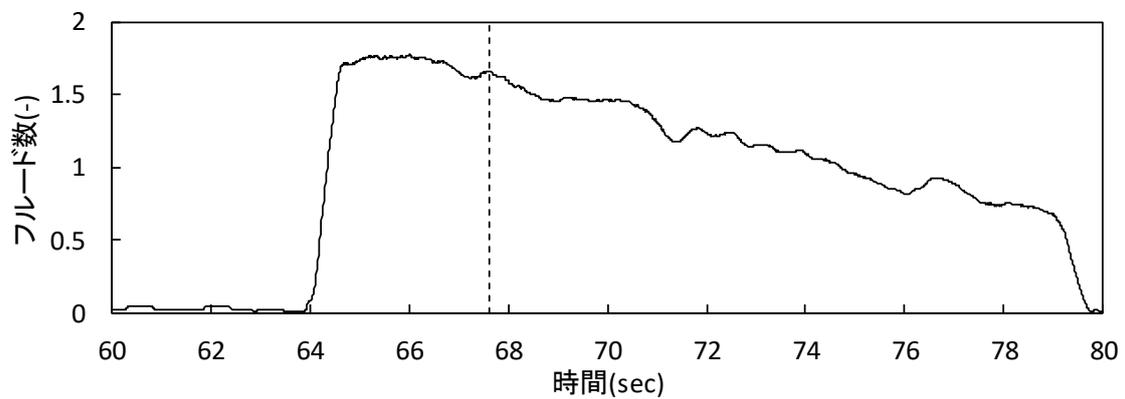
(図中の破線は比エネルギー最大時を表す)



(a) 流速の時刻歴



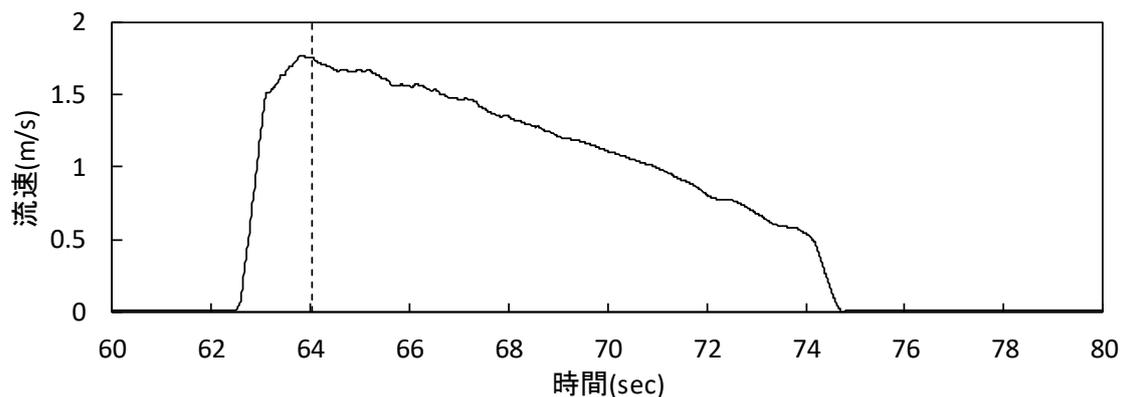
(b) 水位と比エネルギーの時刻歴



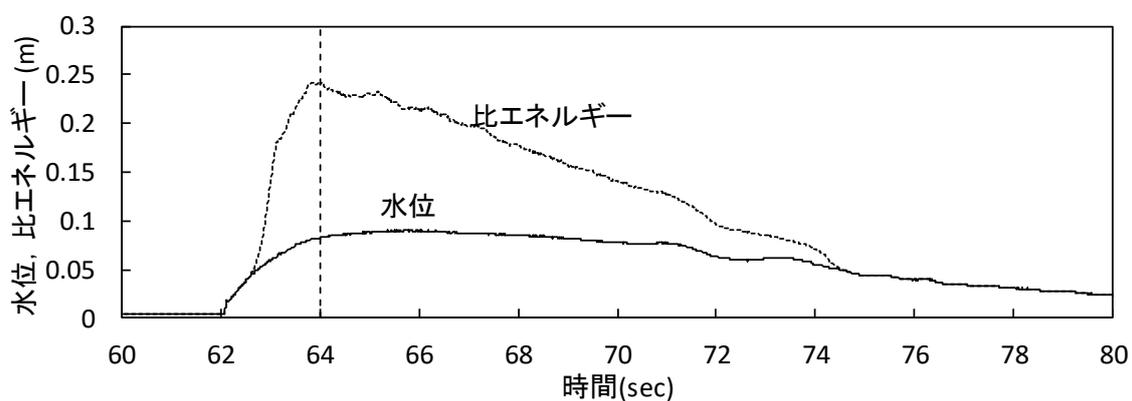
(c) フルード数の時刻歴

図 2-5 数値流体解析の再現対象とする，進行波試験の物理量 ($Fr=1.67$)

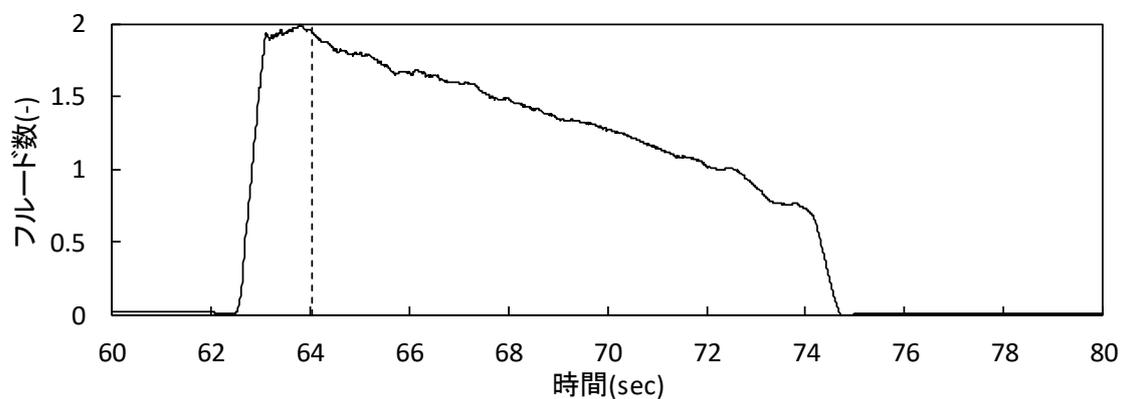
(図中の破線は比エネルギー最大時を表す)



(a) 流速の時刻歴



(b) 水位と比エネルギーの時刻歴



(c) フルード数の時刻歴

図 2-6 数値流体解析の再現対象とする，進行波試験の物理量 ($Fr=1.95$)

(図中の破線は比エネルギー最大時を表す)

(2) 解析する地形形状

海上から来襲した津波が護岸を乗り越えて陸上を遡上する。この護岸を乗り越える際に、護岸の影響によって鉛直方向に流速が発生するため、流れ場が大きく変化する。実験では長さ205mの大型造波水路を用いているが、本研究では、解析精度向上と数値解析時間の短縮を両立するために、影響がないと想定できる範囲で解析領域を縮小した。

図 2-7に、解析領域の地形形状と、流速及び水位の計測位置を示す。護岸から30mの地点を入力境界とし、その地点において実験で計測された水位を入力条件とした。なお、図 2-7は、静水面を基準高さとし、水平方向は護岸位置を基準に陸上側を正としている。また、対象となる解析ケースはフルード数1.0以上の射流であるため、解析対象であるタンクよりも下流側の構造は影響しない。したがって、背面側の水面をモデル化した場合としない場合を比較検証し、問題無いことを確認した上で、出口境界は図示した通り敷地面上に設置した。波力解析では、タンク1基を+5mの位置に設置した状態で解析を実施した。

(3) 解析条件

流体解析には、汎用流体解析ソフトであるSTAR-CCM+ ver. 8.04 (SIEMENS社)を用いた。空気相と水相を共に非圧縮としたため、速度場と圧力の支配方程式は、以下に示す非圧縮性流体の連続の式とNavier-Stokes方程式である。

$$\nabla \cdot \mathbf{u} = 0 \quad (12)$$

$$\frac{\partial \mathbf{u}}{\partial t} + \mathbf{u} \cdot \nabla \mathbf{u} = -\frac{1}{\rho} \nabla p + \nu \nabla^2 \mathbf{u} + \mathbf{F} \quad (13)$$

ここで、 \mathbf{u} は速度、 t は時間、 ρ は密度、 p は圧力、 ν は動粘性係数、 \mathbf{F} は質量力(重力)である。界面追跡には、VOF法^[23]を用い、3次元の非定常気液2相流解析を行った。表 2-2に、流体の物性や差分スキーム等の解析条件を示す。解析は、日立製のPCクラスタ(HA8000/RS210AN, CPU: Intel Xeon E5-2699v3)を用いた。

図 2-8に進行波解析に用いたメッシュ図を、図 2-9に波力解析に用いたメッシュ図を示す。本研究では流動状態が不安定になりやすい領域のみメッシュを細分化する不連続メッシュを使うことで数値解析の負荷を低減した。進行波解析モデルのメッシュ数は約26万、波力解析モデルのメッシュ数は約36万とした。タンク有りの数値解析(波力解析)では、図 2-7において、護岸から5mの地点に直径0.2mの円筒タンクを設置し、タンク無しの数値解析(進行波解析)では、タンクを取り除いて数値解析を行った。津波の進行方向を x 、奥行き方向を y 、高さ方向を z とし、以降の説明では護岸の位置を $x=0$ 、初期の海水面位置を $z=0$ とした。奥行き方向に関しては、タンクを中心座標を $y=0$ とし、 $y=-1.7\text{m}$ および 1.7m の位置に、壁面境界条件を設けた。

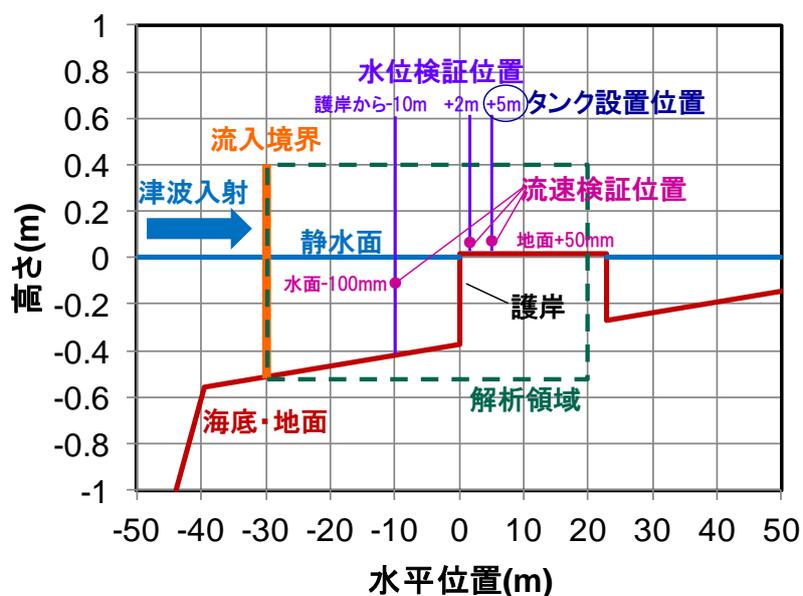
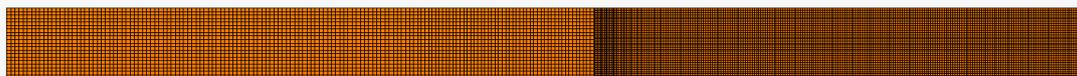


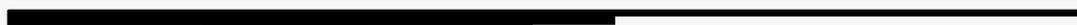
図 2-7 護岸近傍の地形形状と水位及び流速の計測位置
(波力解析ではタンク1基を陸上の+5mに設置)

表 2-2 解析条件

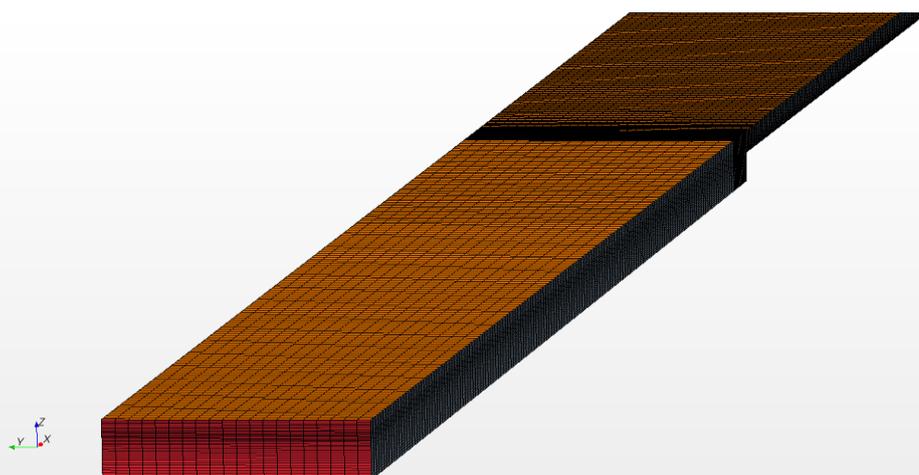
解析コード		Star-CCM+ ver.8.04
離散化手法		有限体積法
解法		SIMPLE法
自由界面追跡手法		Volume of Fluid 法
壁面境界条件		ノンスリップ条件
乱流モデル		Realizable Two-Layer $k-\epsilon$
解析時間刻み		0.01 s
流体密度	水	997.56 kg/m ³
	空気	1.1842 kg/m ³
粘性係数	水	8.8871×10^{-4} Pa·s
	空気	1.8551×10^{-5} Pa·s
差分スキーム	対流項	2次精度風上差分
	拡散項	2次精度中心差分
	時間	陰的オイラー法



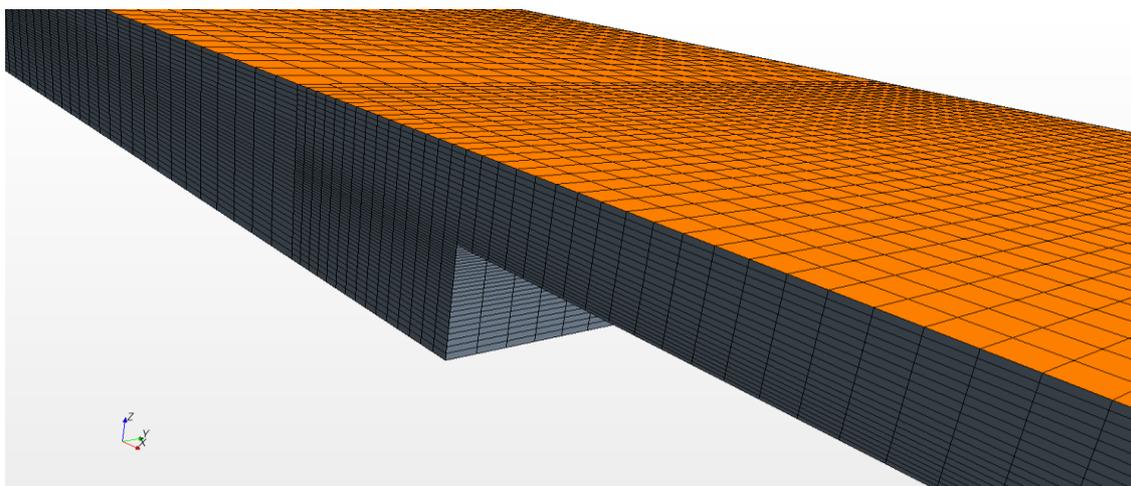
(a) 上面



(b) 側面

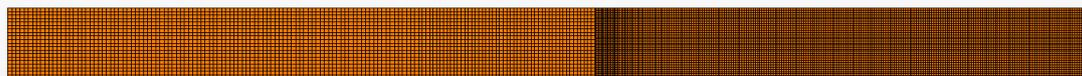


(c) 上流側上部からの斜視図



(d) 下流側上部からの斜視図

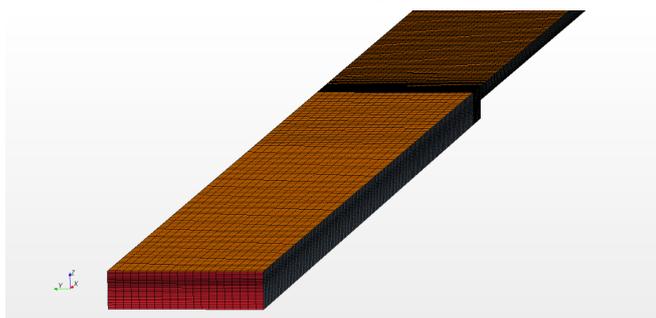
図 2-8 進行波解析に使用した解析メッシュ



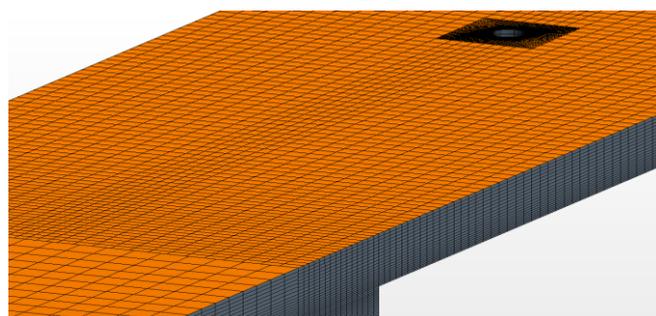
(a) 上面



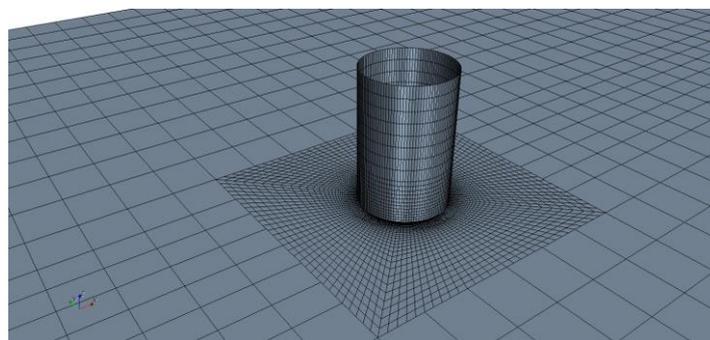
(b) 側面



(c) 護岸付近の斜視図



(d) タンク付近の斜視図



(e) タンク周辺の拡大図（上面境界と側面境界を非表示）

図 2-9 波力解析に使用した解析メッシュ

(4) 流入境界条件

流入境界は、実験で得られた境界位置 (-30 m) における水位変化を入力データとし、これを流速に換算し、境界面の水面以下の領域に流速を与える速度境界とした。以下にその概要を示す。

- (i) 時刻 i における目的水位 η_i を入力： (水位変化の時系列データを入力)
- (ii) 流入境界部分の水位 η_{i-1} を計算： (解析結果からVOF値を用いて算出)
- (iii) 流入境界における線流量 Q_i を計算： $Q_i = \alpha (\eta_i - \eta_{i-1}) \Delta x / \Delta t + Q_{i-1}$
(水位変化に対応するための体積流量を算出)
- (iv) 流入境界に与える流速 u を計算： $u = Q_i / \eta_i$ (流量から流速を算出)

ここで、 η_i は流入境界での海底からの水位、 Q は線流量(単位幅あたりの流量)、 Δx は流入境界における計算セル第1層目の x 方向(津波流入方向)の大きさ、 Δt は時間刻み、 α は緩和係数である。

2.3 解析結果

本節では、構築した解析手法について検証した結果を記述する。まずタンクが無い、進行波解析の水位および流速を、榊山ら^[22]によって実施された模型実験の結果と比較検証し、次いで、タンクを設置した波力解析においてタンクに作用する波力を検証した。

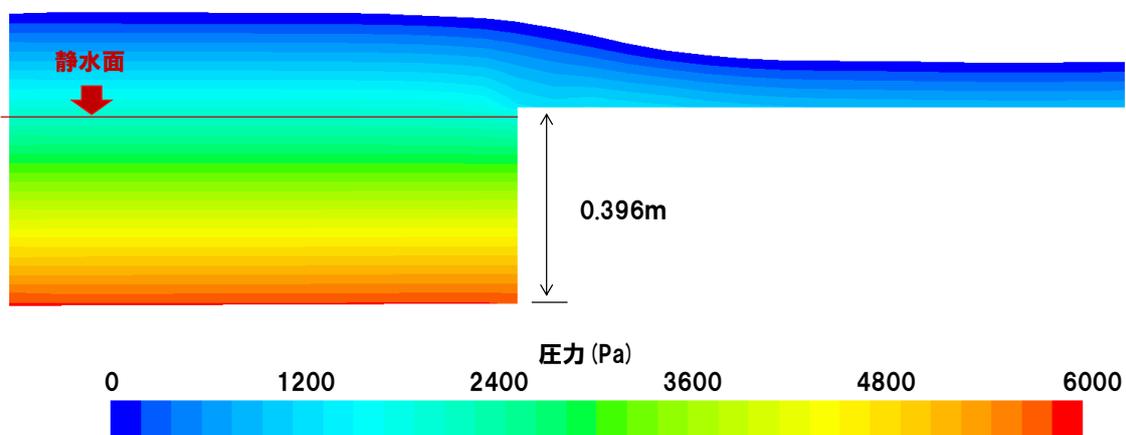
2.3.1 進行波解析

2.2.1項で記載した実験系について再現解析を行った。再現解析で得られた護岸近傍の圧力分布と流速分布を、フルード数1.38については図 2-10に、フルード数1.67については図 2-11に、フルード数1.95については図 2-12に示す。解析領域の中で、圧力と流速で急激な変化が生じ、発散等の解析エラーが発生しやすい箇所は護岸近傍である。このため、図 2-8に示したように、相対的にこの部分の解析メッシュを細かくしており、離散化される際の物理量の差分を小さくしていることから、安定的に解析できている。また、このことは図 2-10から図 2-12において、圧力及び流速の不連続点がないことから確認できる。

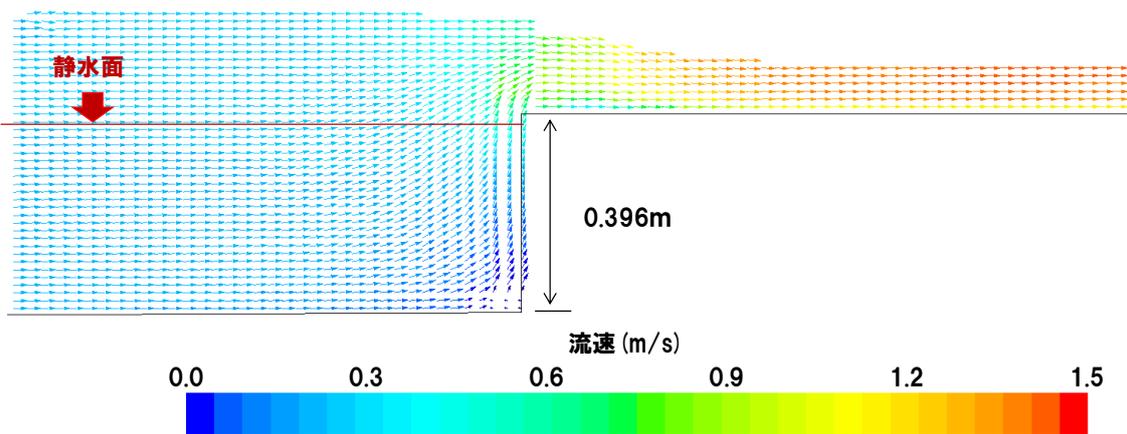
図 2-13、図 2-14、図 2-15に、フルード数が1.38, 1.67, 1.95の条件で数値流体解析から得られた水位と流速の結果を示す。フルード数ごとに、境界条件の入力波と共に、2.1節に記載した3箇所(護岸を0mとして、海上-10m, 陸上+2m及び陸上+5m)における進行波(タンク無しの条件)の解析結果を示した。陸上における流速の比較において、例えば図 2-13 (e)の65秒以前と80秒以降のように実験結果が欠落している理由は、計測用センサが地上0.05mに設置されているので、この高さ水位が到達するまでは計測不能なためである。

第2章 円筒タンクに作用する遡上津波の現象把握と波力評価

最大水位について詳細に検討すると、図 2-15に示したフルード数が1.95、陸上+5mの水位のように、実験結果と解析結果でやや違いが見られる。しかしながら、全体的な時系列データとしては流速・水位ともに傾向が良好に一致しているので、本研究の目的とする数値解析による遡上津波の定性的な挙動評価に、大きな影響を及ぼすものではなく、妥当性のある結果が得られた。



(a)圧力分布



(b)流速分布

図 2-10 護岸付近の解析結果 ($Fr = 1.38$, 比エネルギー最大時)

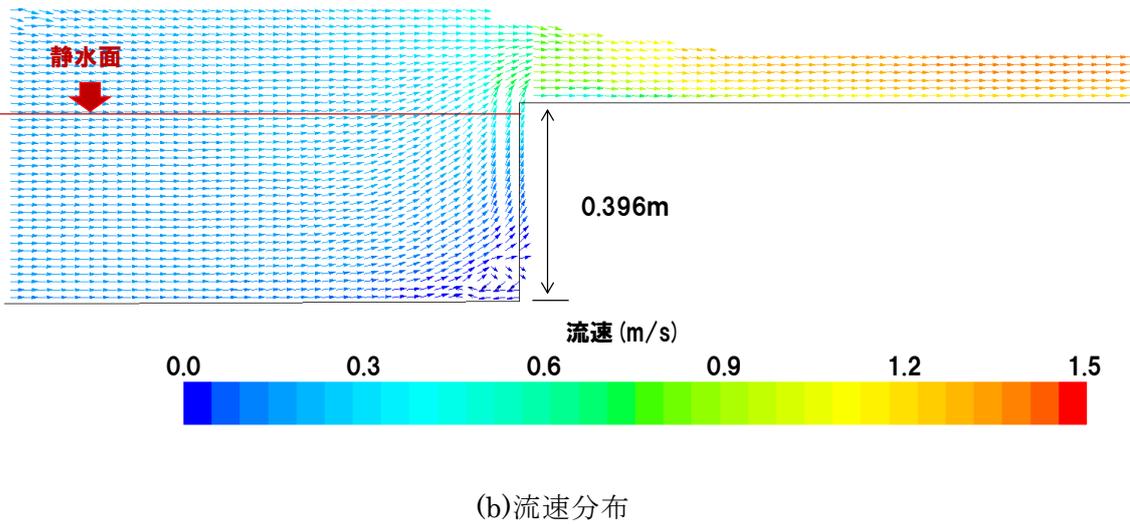
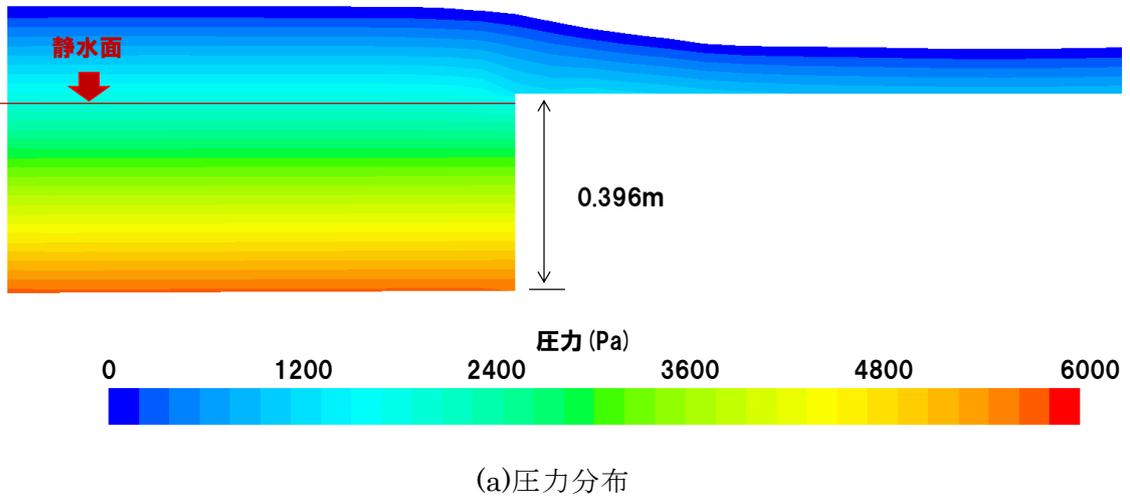
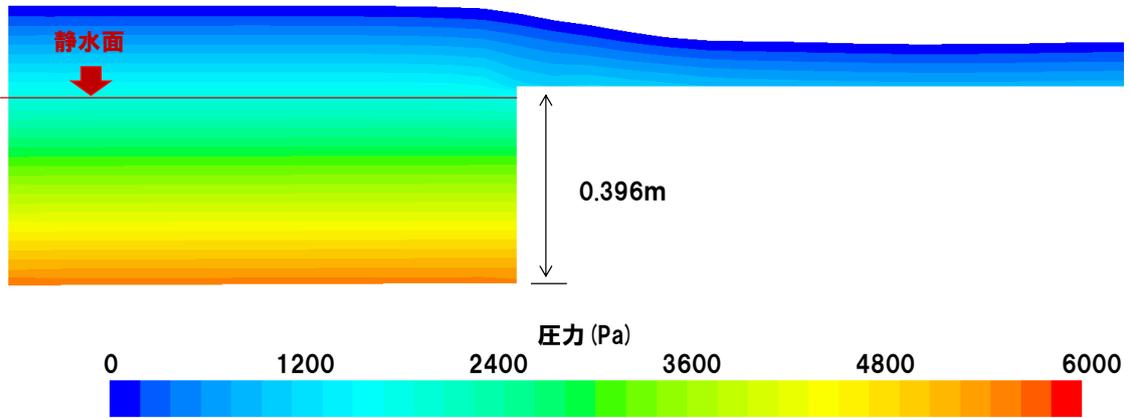
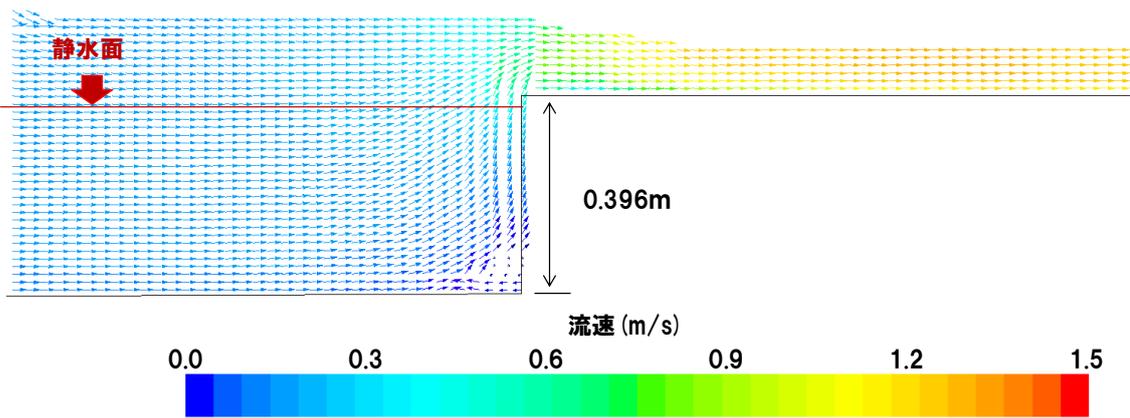


図 2-11 護岸付近の解析結果 ($Fr = 1.67$, 比エネルギー最大時)

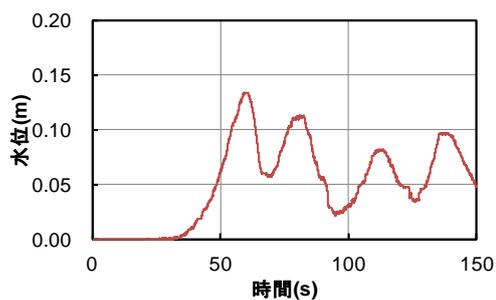


(a) 圧力分布

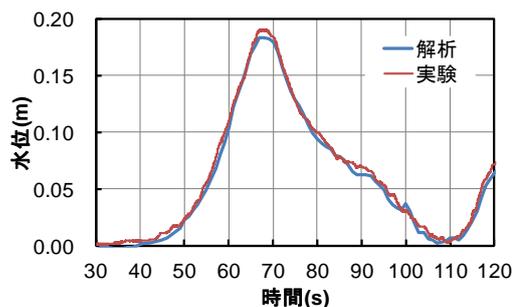


(b) 流速分布

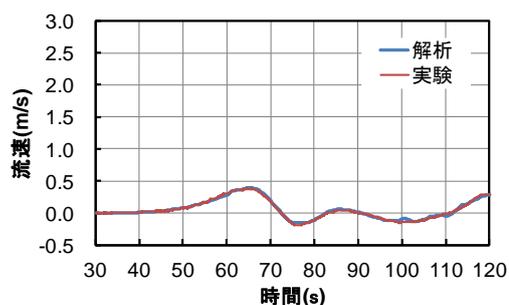
図 2-12 護岸付近の解析結果 ($Fr = 1.95$, 比エネルギー最大時)



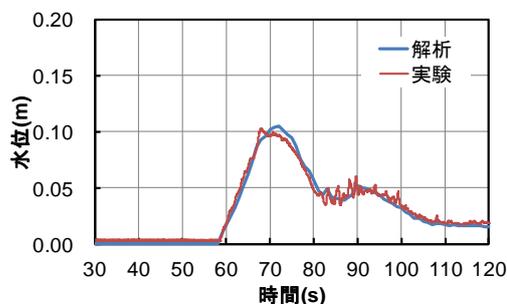
(a)入力波(護岸から-30m(海上))



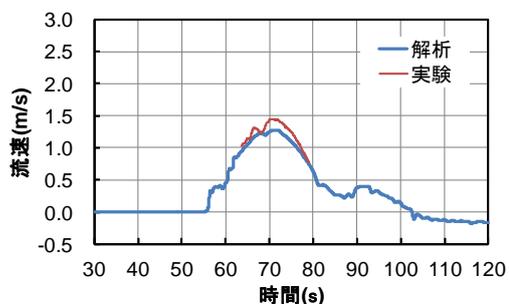
(b)護岸から-10m(海上)における水位



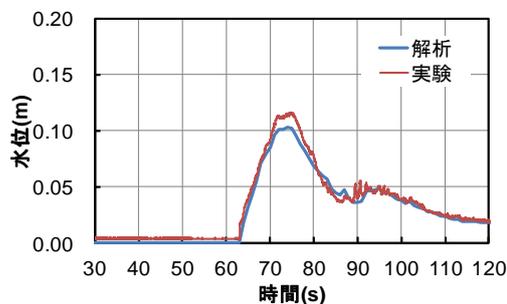
(c)護岸から-10m(海上)における流速



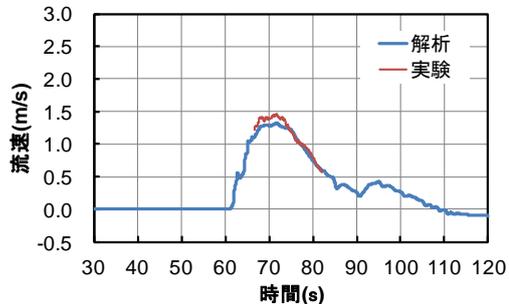
(d)護岸から+2m(陸上)における水位



(e)護岸から+2m(陸上)における流速



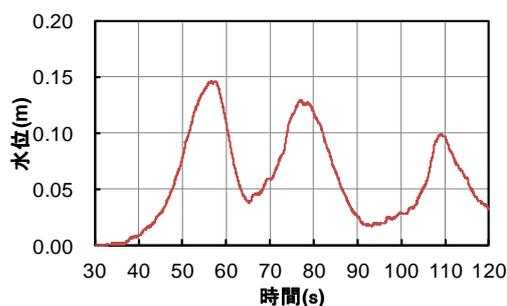
(f)護岸から+5m(陸上)における水位



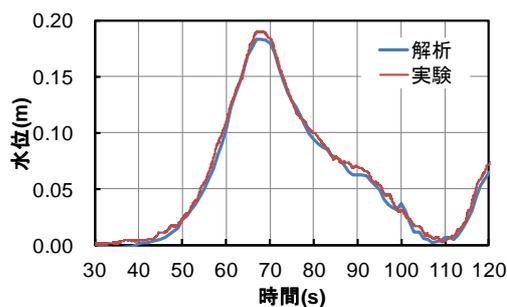
(g)護岸から+5m(陸上)における流速

図 2-13 進行波解析における水位・流速の解析値と実験結果の比較

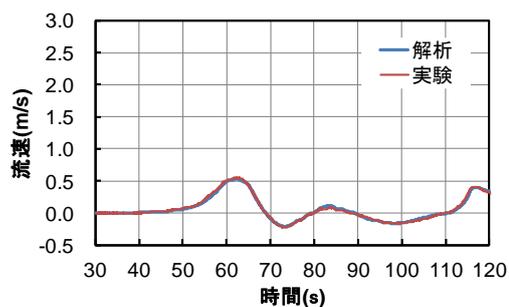
(Fr = 1.38)



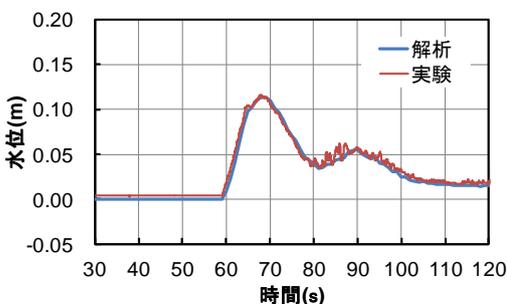
(a)入力波(護岸から-30m(海上))



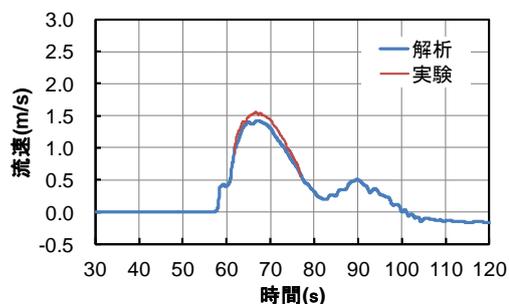
(b)護岸から-10m(海上)における水位



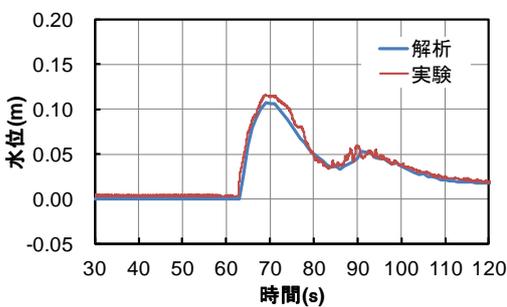
(c)護岸から-10m(海上)における流速



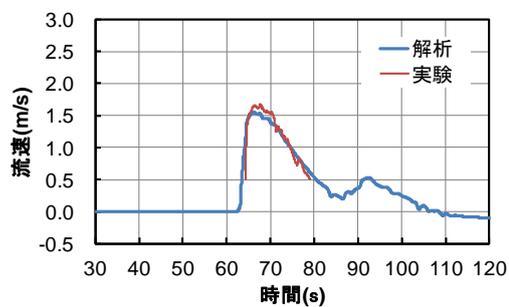
(d)護岸から+2m(陸上)における水位



(e)護岸から+2m(陸上)における流速



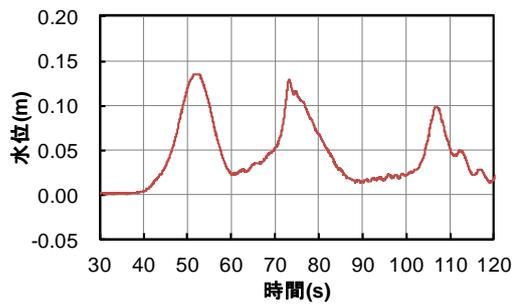
(f)護岸から+5m(陸上)における水位



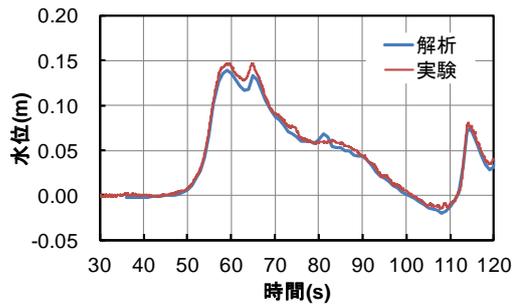
(g)護岸から+5m(陸上)における流速

図 2-14 進行波解析における水位・流速の解析値と実験結果の比較

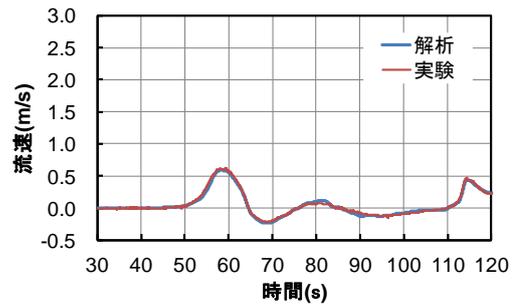
(Fr = 1.67)



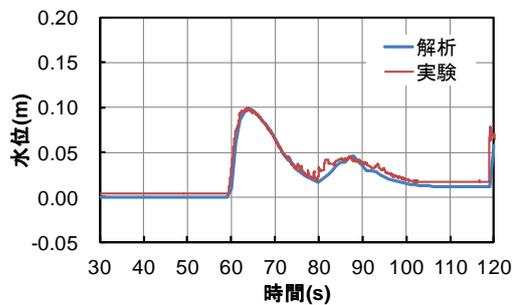
(a)入力波(護岸から-30m(海上))



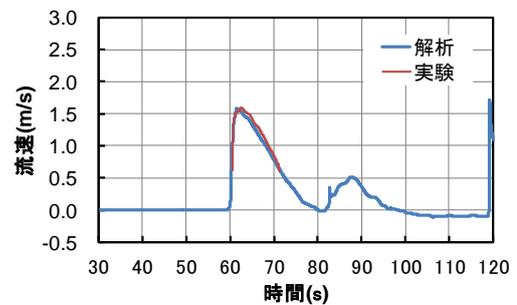
(b)護岸から-10m(海上)における水位



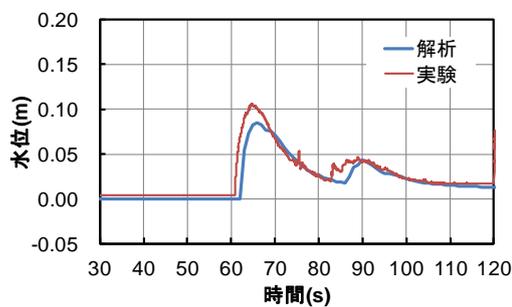
(c)護岸から-10m(海上)における流速



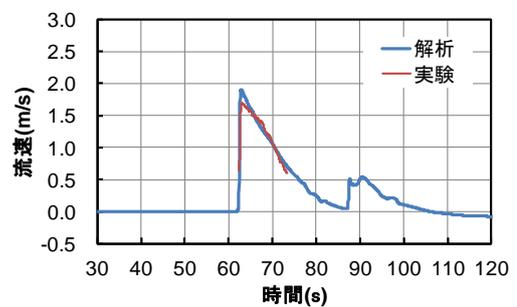
(d)護岸から+2m(陸上)における水位



(e)護岸から+2m(陸上)における流速



(f)護岸から+5m(陸上)における水位



(g)護岸から+5m(陸上)における流速

図 2-15 進行波解析における水位・流速の解析値と実験結果の比較

(Fr = 1.95)

2.3.2 波力解析

図 2-16から図 2-18に、フルード数が1.38, 1.67, 1.95において、護岸から+5mの位置に設置したタンクにかかる波力の数値解析値と実験結果との比較結果を示す。また、図 2-19に水平波力の最大値の比較、図 2-20から図 2-22にタンク周囲の圧力分布を示す。全てのフルード数において、解析値と実験結果は良好に一致した。波力について最大値で比較すると、フルード数が1.38, 1.67, 1.95における誤差は、それぞれ3%, 0.5%, 2%であった。

また、タンクに作用する波力が最大となった時刻の水面形状およびタンク表面の圧力、タンク表面近傍の流速分布を、それぞれのフルード数について、図 2-23, 図 2-24, 図 2-25に示す。なお、壁面の流速は0 m/sとなるので、境界層を考慮して壁面から2メッシュ目の中心位置の速度を記載した。全ての結果で不連続な領域や特異な点は無いため、解析を安定的に実行できたことが確認できる。

以上のことより、実験と比較して解析で得られた波力は妥当な結果であることから、確立したシミュレーション手法は、タンクの波力評価式の検討に利用できると判断した。

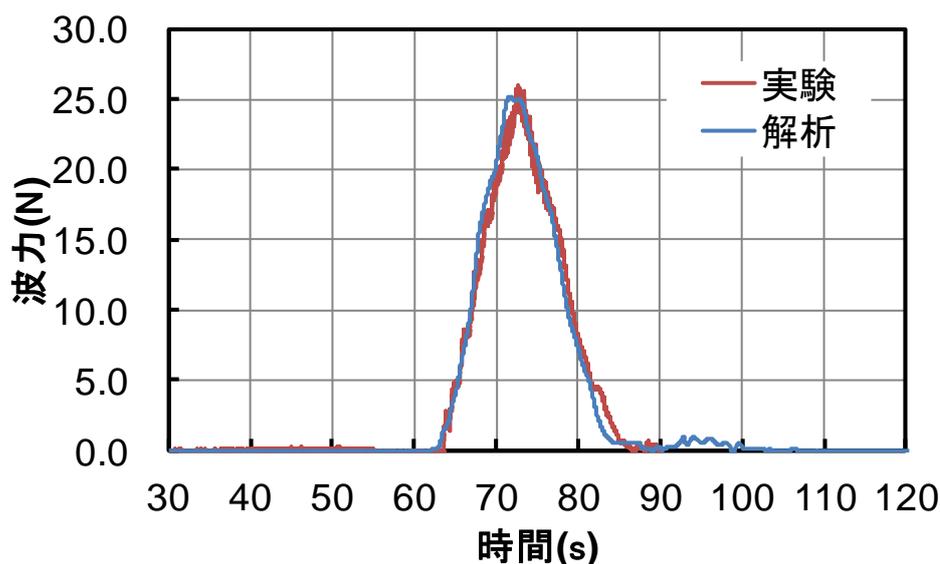


図 2-16 タンクに作用する波力の解析値と実験結果の比較 (Fr = 1.38)

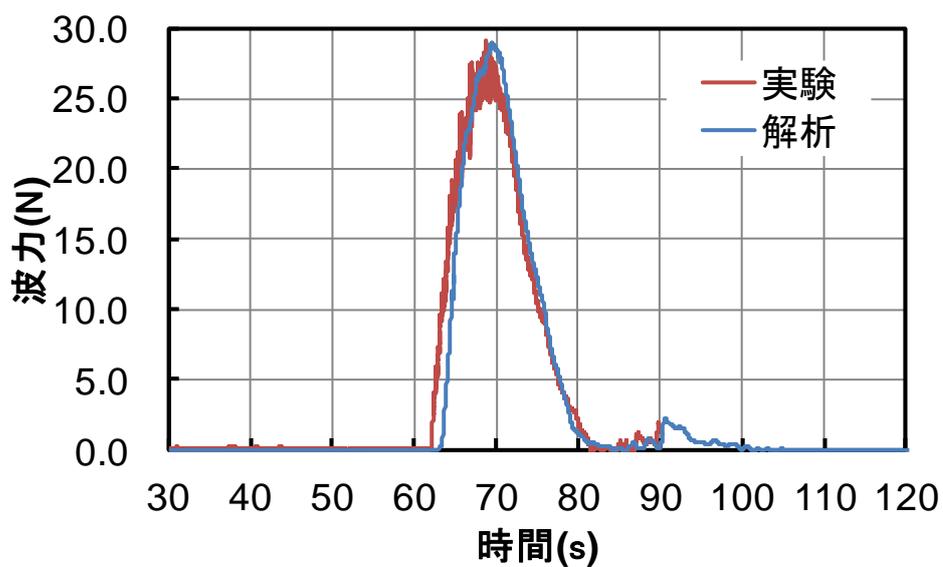


図 2-17 タンクに作用する波力の解析値と実験結果の比較 ($Fr = 1.67$)

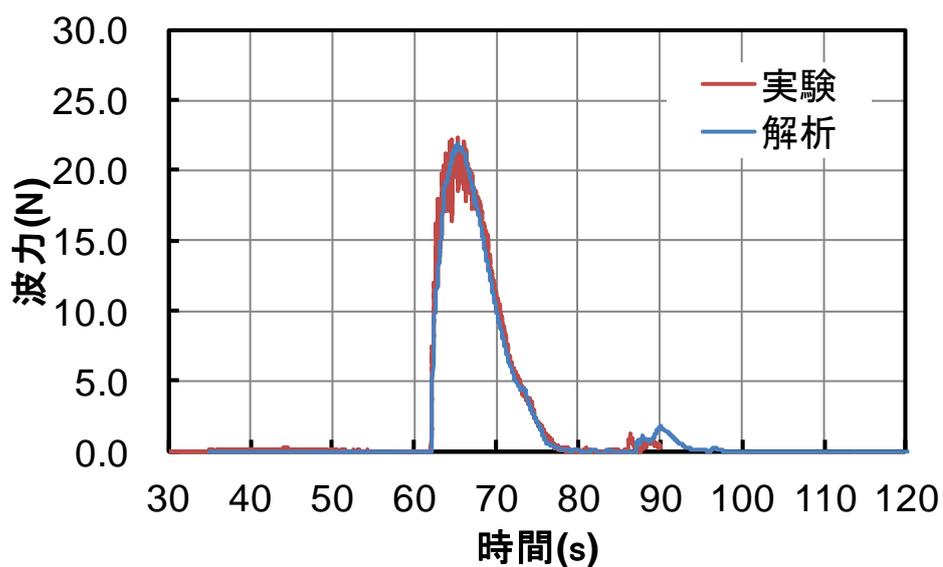


図 2-18 タンクに作用する波力の解析値と実験結果の比較 ($Fr = 1.95$)

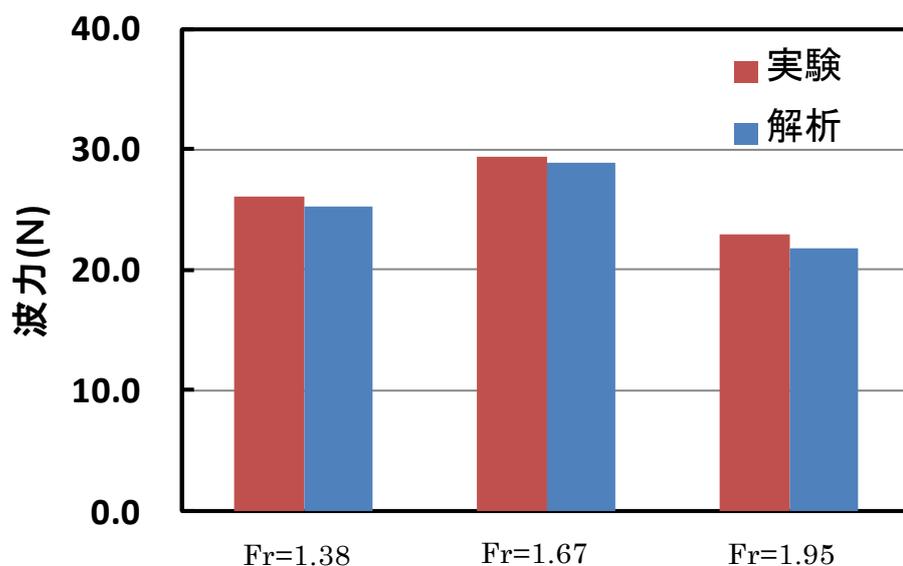


図 2-19 タンクに作用する水平波力の最大値

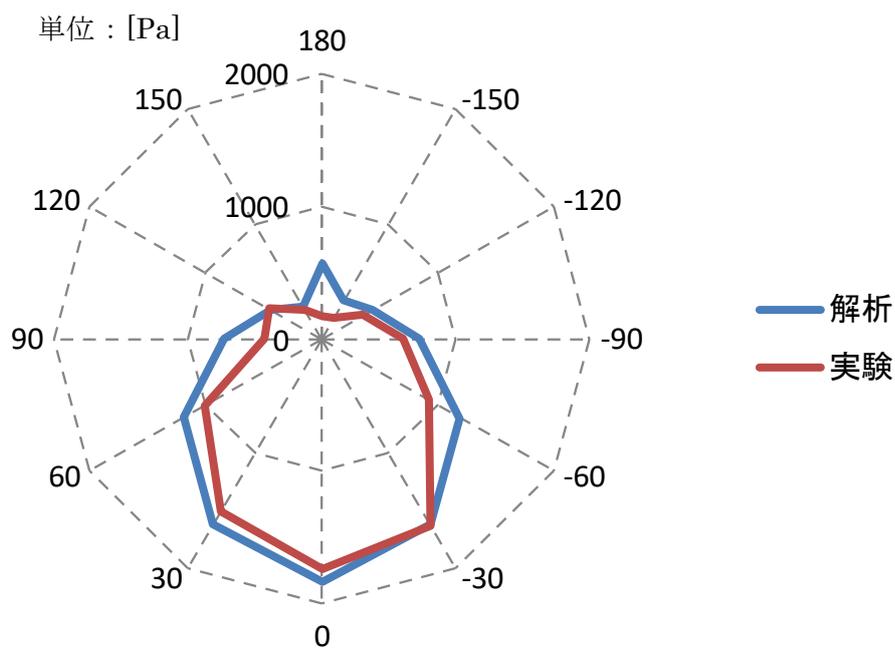


図 2-20 タンク周囲の圧力分布
(Fr=1.38, タンク底部から0.02mの位置)

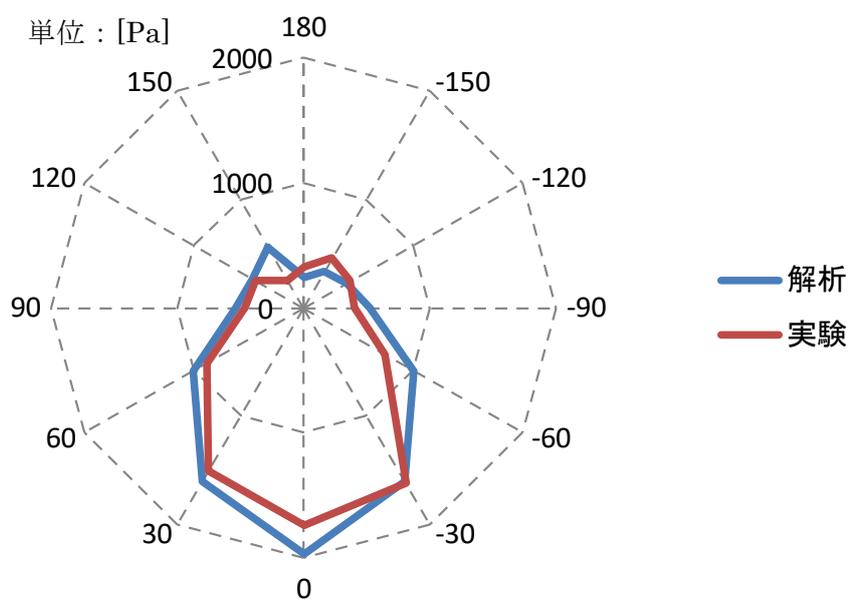


図 2-21 タンク周囲の圧力分布
($Fr=1.67$, タンク底部から0.02mの位置)

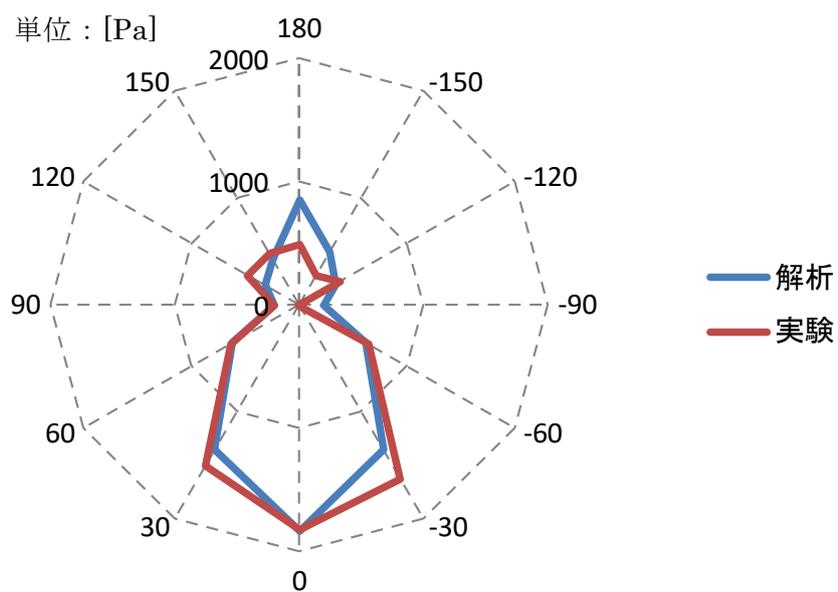
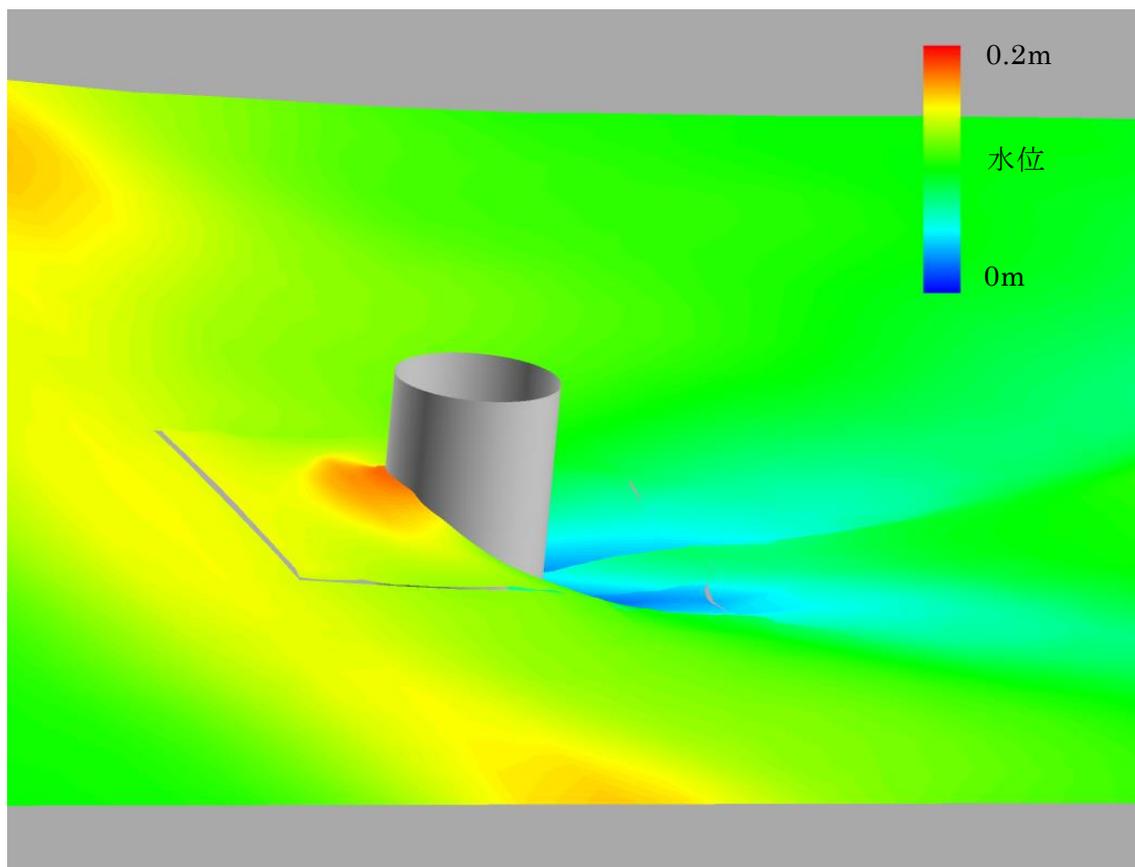


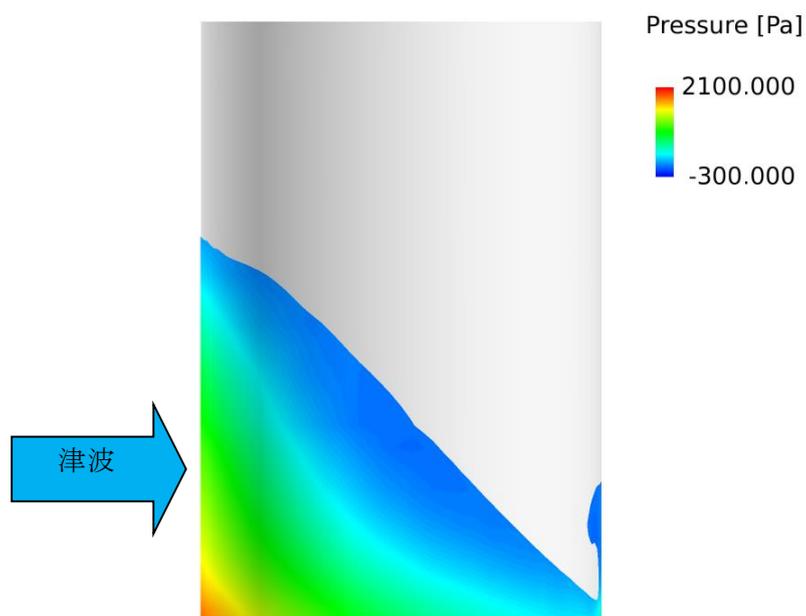
図 2-22 タンク周囲の圧力分布
($Fr=1.95$, タンク底部から0.02mの位置)



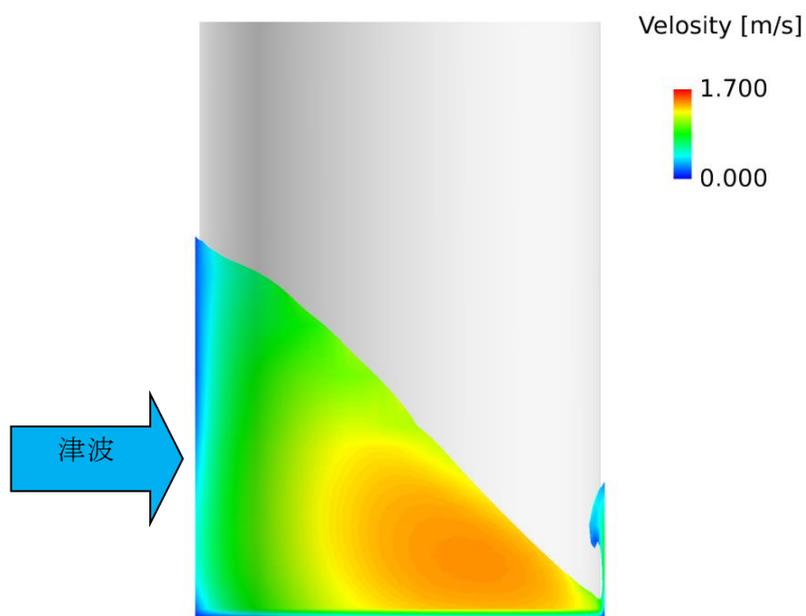
(a)水位分布



(b)断面図

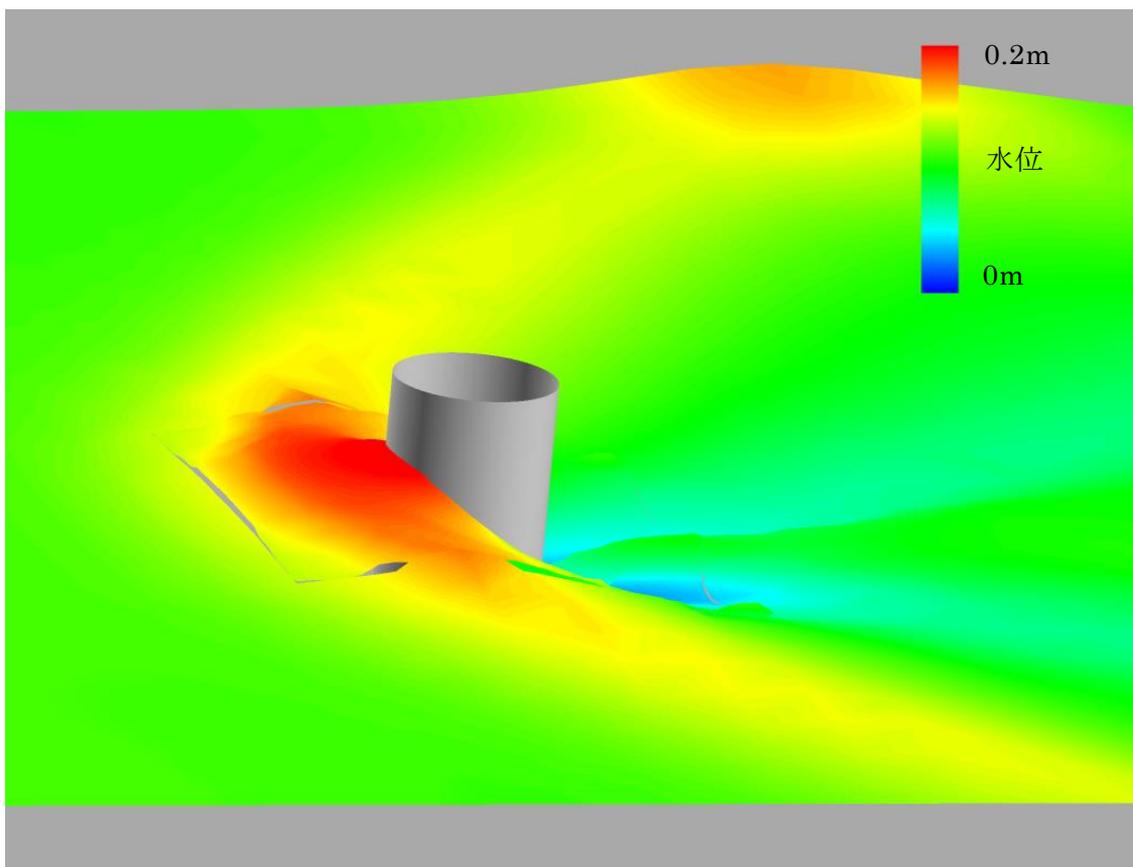


(c) 圧力分布



(d) 流速分布

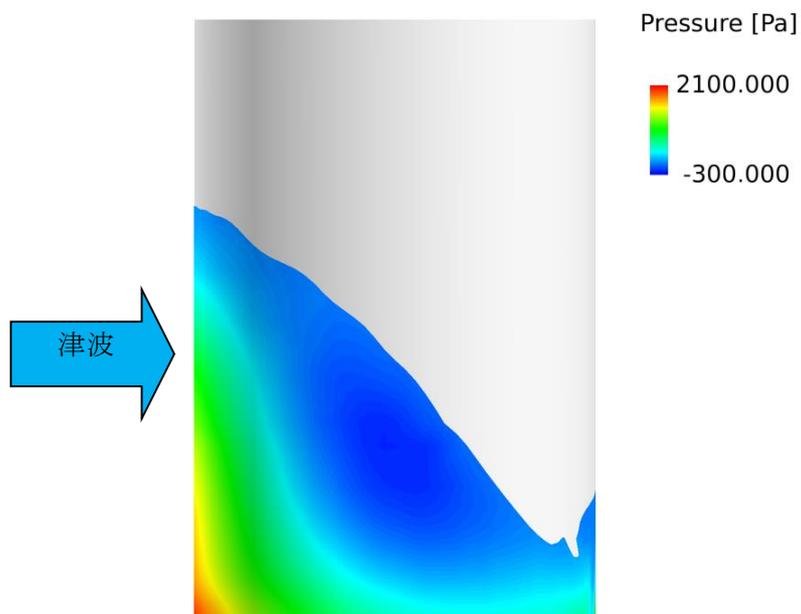
図 2-23 $Fr = 1.38$ における遡上津波の解析結果（波力最大時）



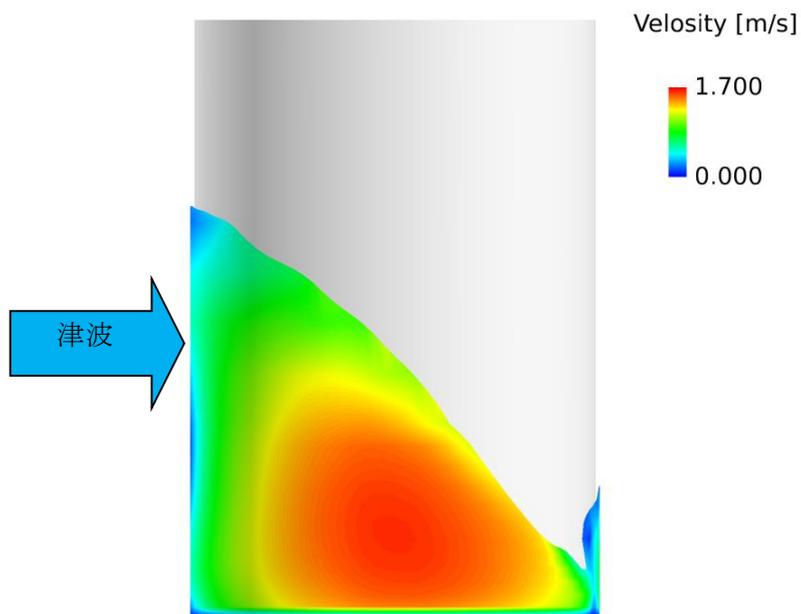
(a)水位分布



(b)断面図

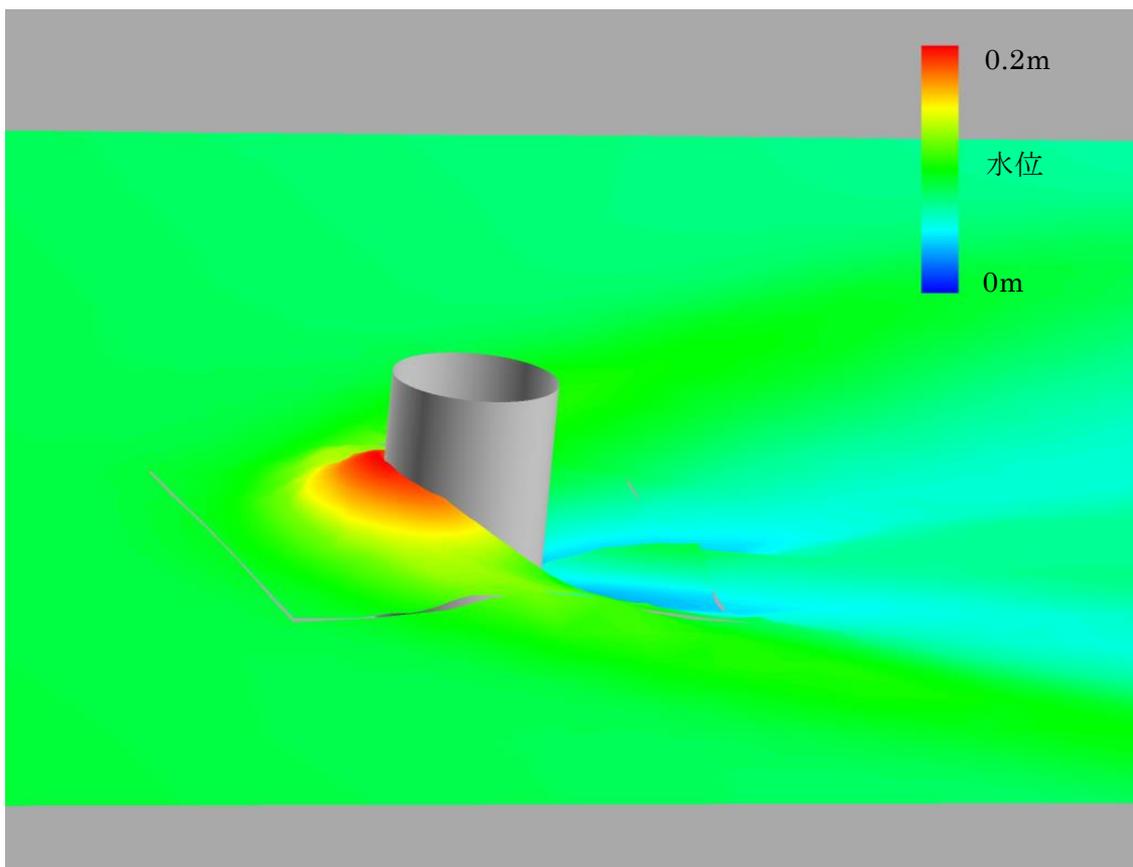


(c) 圧力分布



(d) 流速分布

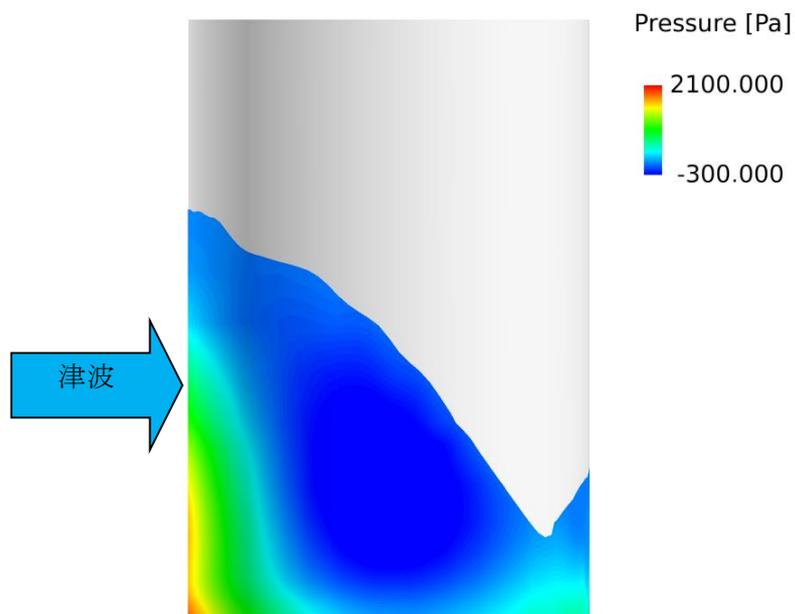
図 2-24 $Fr = 1.67$ における遡上津波の解析結果（波力最大時）



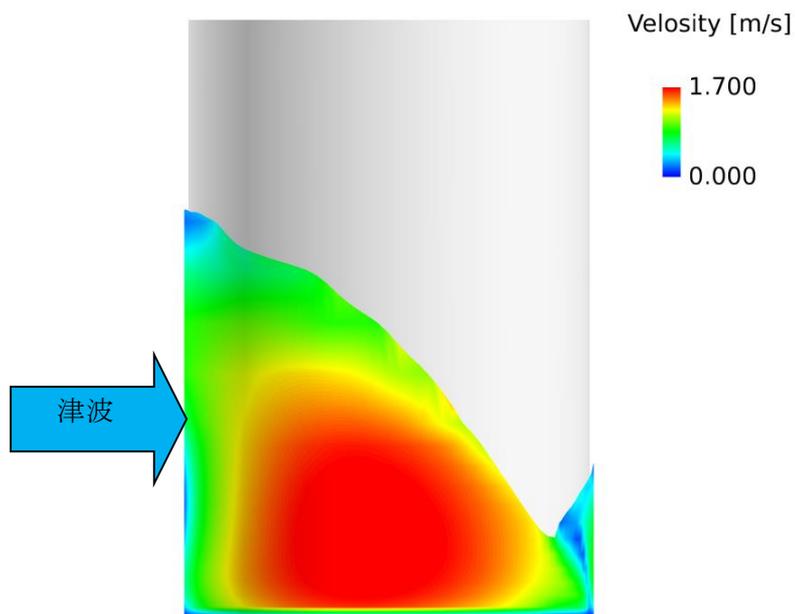
(a)水位分布



(b)断面図



(c) 圧力分布



(d) 流速分布

図 2-25 $Fr = 1.95$ における遡上津波の解析結果（波力最大時）

2.4 波力評価式の検討

本項では、前項で構築した遡上津波の解析技術および榊山ら^[22]によって実施された模型実験の結果を用いることで、フルード数1.9までの領域に対応した高精度な波力評価式の提案を目的とする。

2.4.1 消防庁の波力評価式

(1) 消防庁式の構成

遡上した津波が円筒タンクに作用する波力を評価できる既往の手法として、消防庁が公開している波力評価式^[18]（以下、消防庁式）があり、比較的高精度な手法として知られている。しかしながら、式の構築に用いた試験結果はフルード数が最大で約1.5であることから、フルード数1.5以上の高フルード数に対応した合理的な評価手法が求められている。

消防庁式は、以下の3つの式で構成される。ここで、 α_F は最大浸水深係数、 $h_x^{max}(\theta)$ はタンク周囲の水位分布、 θ は角度（タンク正面が0 rad）、 η_{max} は津波の最大水位、 F_{tH} は波力、 ρ は密度、 g は重力加速度、 R はタンク半径である。

$$\alpha_F = \begin{cases} 1.8 & (Fr \geq 1.3) \\ 2.0Fr - 0.8 & (1.3 \geq Fr \geq 0.9) \\ 1.0 & (0.9 \geq Fr) \end{cases} \quad (14)$$

$$h_x^{max}(\theta) = \alpha \eta_{max} \sum_{m=0}^3 P_m \cos m\theta \quad (15)$$

ここで、 $P_0=0.680$ 、 $P_1=0.340$ 、 $P_2=0.015$ 、 $P_3=-0.035$ とした。

$$F_{tH} = \frac{1}{2} \int_{-\pi}^{\pi} \rho g [h_x^{max}(\theta)]^2 R \cos \theta d\theta \quad (16)$$

式(14)はタンクに津波が衝突した際に上昇する水位の比率である最大浸水深係数を求める式、式(15)はタンク周りの水位分布を表す式、また、式(16)はタンク周囲の水位分布を静水圧に変換し、微小面積にかかる力を積分することで波力を求める式である。つまり消防庁式は、想定する津波の流速と水位が決まると、算出されるフルード数からタンク前面の最大水位とタンク周囲の水位分布を予測し、その水位分布からタンクにかかる波力を予測している。

消防庁が試験により確認した，フルード数約1.5の上限を超える条件における波力について検証するために，榊山ら^[22]の実験結果を基に式(14)から式(16)を用いて計算したところ，フルード数が大きくなると過小評価になる結果を示した(図 2-26)．そこで，本研究では，遡上津波の解析結果から得られるタンク周囲の物理量を確認し，高フルード数領域における消防庁式の課題を抽出し，消防庁の波力評価式の改善方法を検討した．

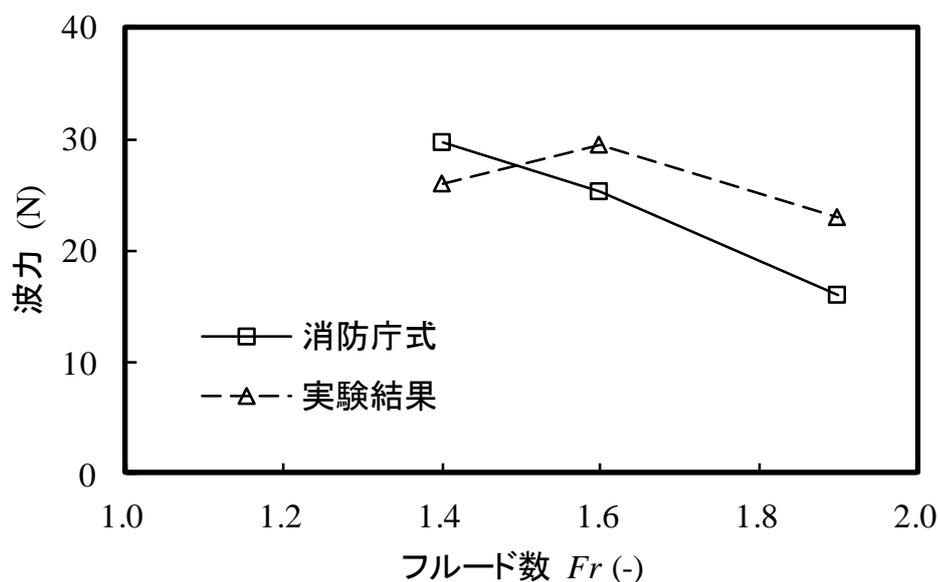


図 2-26 消防庁の波力評価式で得られる最大波力

(2) 消防庁式の課題

フルード数が大きくなると、消防庁式は過小評価する傾向が大きくなる。この理由は、本来フルード数が大きくなれば、タンク前面水位も高くなるが、消防庁式ではフルード数が1.3以上で最大浸水深係数を一定値としているためである。最大浸水深係数については、朝倉ら^[7]の報告で進行波の最大水深の3倍という提案があり、内閣府のガイドライン^[57]にも採用された。また、Asakuraら^[16]から、最大浸水深係数 α について50%の誤差を含み、

$$\alpha = 1 + 1.2Fr^2 \quad (17)$$

で算定できるという報告や、榊山^[17]から、12%から-22%の誤差を含み以下の式で算定できるという報告がある。

$$\alpha = 1 + 1.4Fr^2 \quad (18)$$

しかしながら、これらの算定式は防潮堤もしくはこれに近い構造物を対象とした、流れを堰き止める条件における係数である。対象物の側面に津波が流れ出る空間が有る場合は、試験結果およびベルヌーイの定理を元にした理論式として、榊山^{[22][17]}と加藤^[58]から最大浸水深係数 α_B が以下の式で提案されている。

$$\alpha_B = 1 + \frac{1}{2}Fr^2 \quad (19)$$

図 2-27に、式(19)を用いた最大浸水深係数の値 α_B を α_F および榊山の実験結果^[22]と共に示す。円筒タンク正面の最大浸水深係数 α_B の予測値はフルード数が1.4を超える条件でも実験結果と良好に一致していることが確認できる。

また、消防庁の式(15)と同様の算出方法で、榊山ら^[22]の実験結果を用いて水位分布式を新たに作成した。作成した近似式を以下に示す。

$$h_x^{max}(\theta) = \alpha\eta_{max} \sum_{m=0}^3 P_m \cos m\theta \quad (20)$$

ここで、 $P_0=0.5702$, $P_1=0.3814$, $P_2=0.0215$, $P_3=-0.030$ である。図 2-28に、この式で算定される無次元化した水位分布と、式(15)による消防庁の無次元化した水位分布と合わせて示す。新たな式による水位分布は消防庁式の水位分布とほぼ一致することを確認できる。

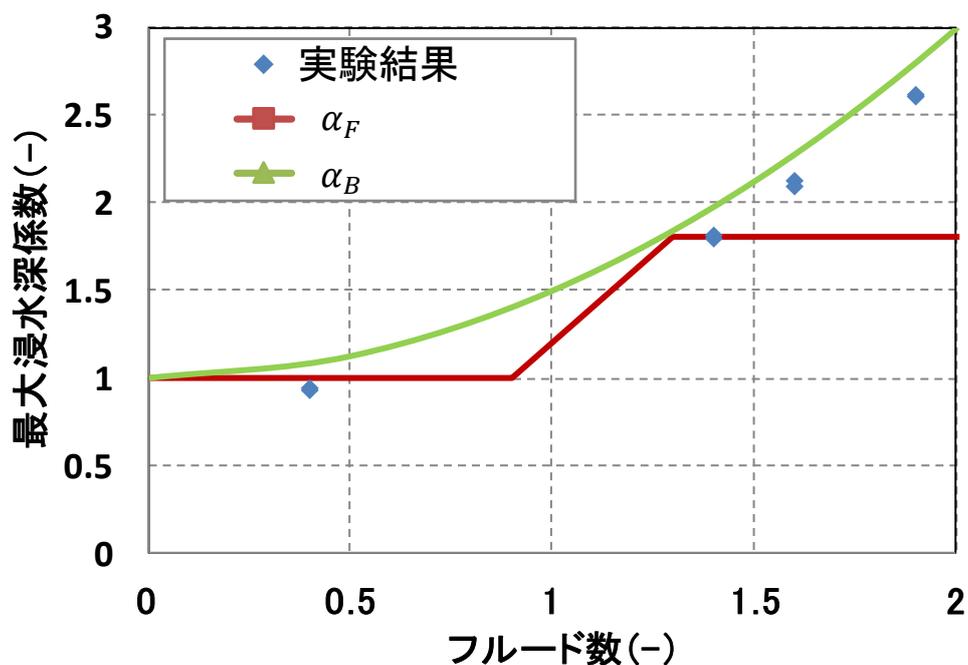


図 2-27 タンク前面の最大浸水深係数とフルード数の関係

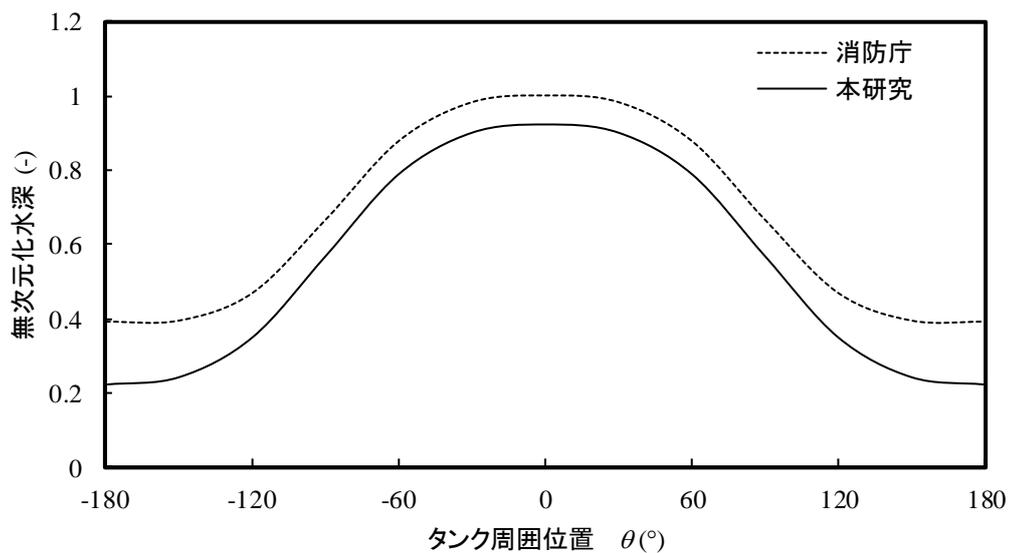


図 2-28 本研究で提案する水位分布と消防庁の波力推定式の水位分布の比較

以上の結果から、最大浸水深の予測方法としては α_B が、また、水位分布式は実験結果から新たに作成した式がそれぞれ適切であるとし、消防庁式で用いられた最大浸水深係数を求める式(14)と水位分布を求める式(15)をそれぞれ、式(19)と式(20)に置換し、消防庁の式(16)をそのまま用いて波力を算出する方法を評価式Aとした。

図 2-29, 図 2-30, 図 2-31に、評価式Aで得られる水位分布を、消防庁式で得られる水位分布と比較して、フルード数ごとに示す。図 2-29で示したフルード数1.38の条件では、どちらの式でも、概ね実験結果と一致していた。しかしながら、図 2-30, 図 2-31で示したフルード数1.67および1.95の条件では、評価式Aが実験結果と良好に一致したのに対し、消防庁式では水位分布が実験結果を大幅に下回る結果を示した。消防庁式が実験結果から乖離し、低い値を示した原因は、式(14)による円筒タンク正面の最大浸水深の計算値が低く見積られるためであり、タンク周囲の水位もこの値を基準に計算するためである。

以上の結果から、消防庁式よりも水位分布を適切に表せる評価式Aの方が、予測精度が向上する可能性が高いため、比エネルギーが最大の条件における水位と流速を用いて評価式Aにより波力を予測した。図 2-32に、評価式Aによる予測波力を、消防庁式による予測波力と実験結果と共に示す。評価式Aは、タンクに作用する波力は保守的に評価できることを確認できるが、フルード数が大きくなると実際の波力に対して2倍程度の過大な評価となった。

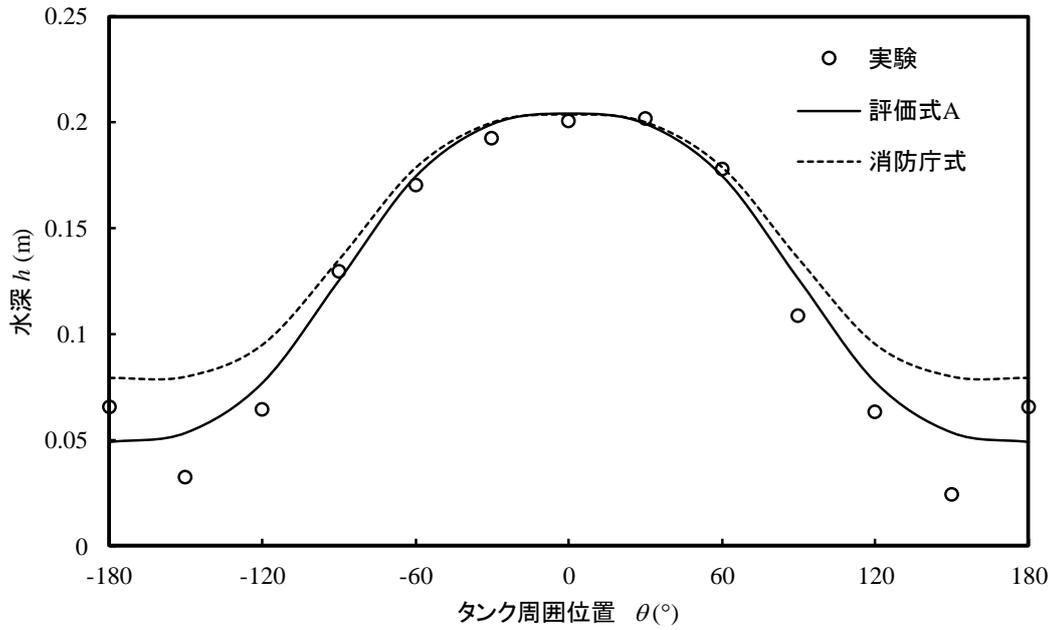


図 2-29 タンク周囲の水位分布の計測値と評価式Aおよび消防庁式の比較 (Fr=1.38)

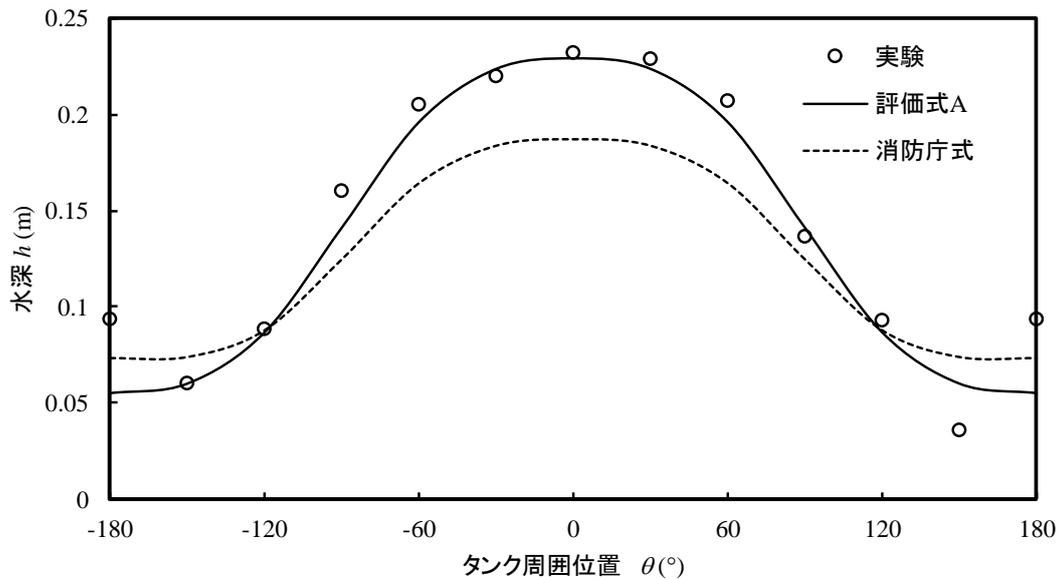


図 2-30 タンク周囲の水位分布の計測値と評価式Aおよび消防庁式の比較 (Fr=1.67)

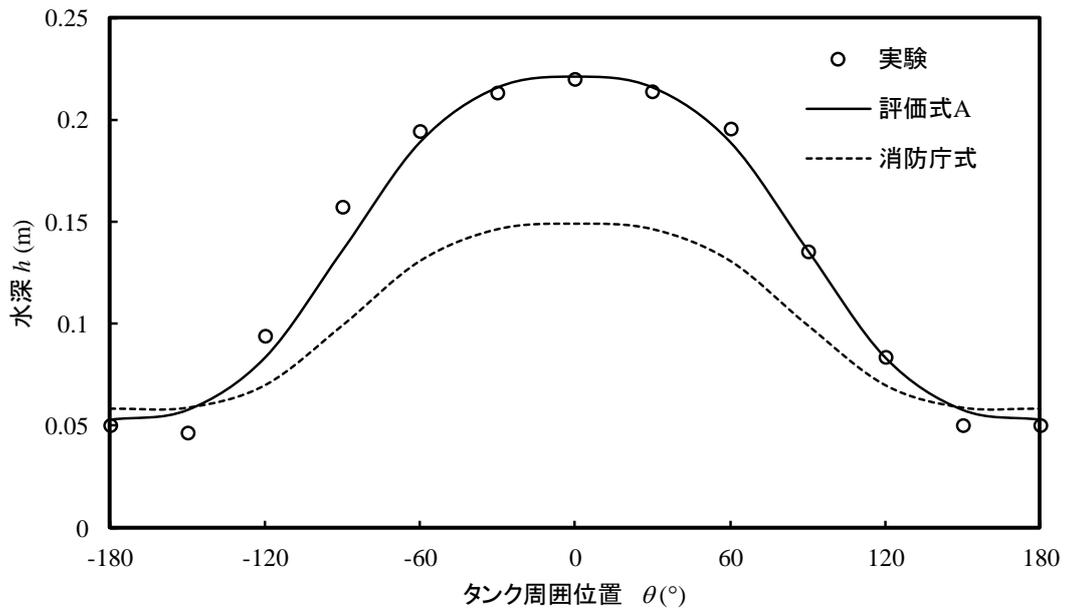


図 2-31 タンク周囲の水位分布の計測値と評価式Aおよび消防庁式の比較 ($Fr=1.95$)

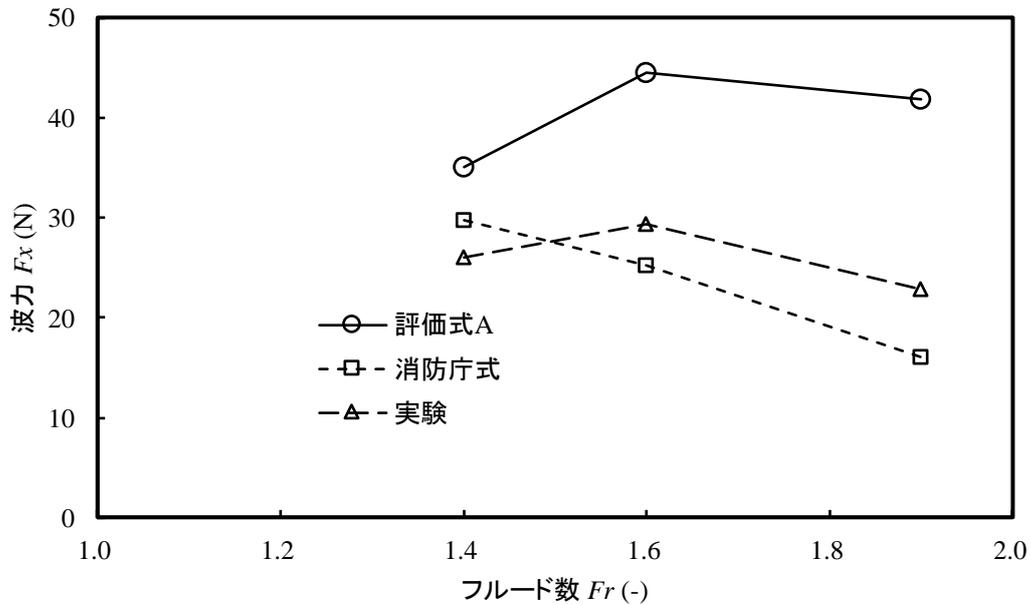


図 2-32 浸水深係数を見直した評価式Aと実験結果の波力の比較

(3) 波力を過大評価した原因の検討

前項で述べたように、最大浸水深係数を理論式である式(19)で代替した評価式Aは、タンク周囲の水位が一致しているにもかかわらず、波力を高精度で予測できない結果となった。この原因を解明するために、フルード数1.95において、最大波力発生時におけるタンク底部周囲の静圧と、タンク周囲の水位から算出した静水圧について実験結果を用いて比較を行った。図 2-33にタンク周囲の静圧分布と静水圧分布を示す。また、図 2-34に波力最大時における底面流速の解析結果を示す。

図 2-33において、水位から算出した静水圧とタンク底部の静圧とが異なることを確認できる。この原因について以下の通り考察した。図 2-33を見ると、タンクに作用する静圧分布は静水圧分布よりも小さい値となっている。水の動きが無いと仮定すると、タンクに働く波力は、タンク表面の微小面積と静圧分布を用いてタンク周囲について積分することで算出できる。しかしながら、消防庁の波力式では圧力分布として静水圧分布を用いるので、タンクに作用する波力が過大評価になることが、この図から明らかになった。静圧が静水圧よりも小さくなる原因は、図 2-34に示すようにタンク周囲で流速が大きく変化しているため、動圧が関与していると推測できる。

さらに、この二つの圧力の差分が動圧に関連することを確認するために、解析結果から動圧を概算した。算出に使用した速度の絶対値は図 2-34に示す波力最大時の解析結果において、境界層の影響を考慮して底部から2メッシュ目、タンクからも2メッシュ目の値を使用した。図 2-35にタンク周囲の動圧について解析結果から求めた算出値と実験結果から求めた算出値について示す。

二つの結果を比較すると下流側でやや乖離した点がある。この原因は、解析結果における速度の取得位置の妥当性や、剥離の発生による再現性の問題などが考えられる。また実験結果についても、圧力分布や水位がタンクの左右で非対称であったことから誤差を含んでいたと考えられる。

しかしながら、二つの結果は全体的な傾向が一致し、それぞれの最大値は近い値を示している。また、前面側で大きな値を示す傾向も同様であったことから、動圧の発生が関連していることを確認できる。

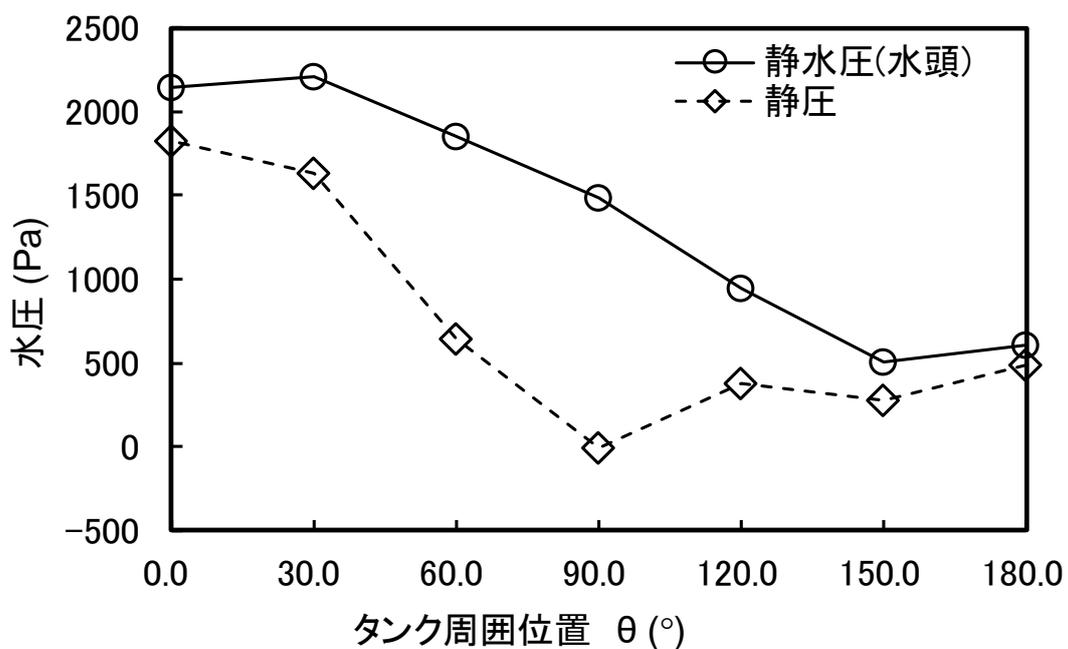


図 2-33 タンク周辺の静圧と水位から算出した静水圧の比較 (Fr=1.95)

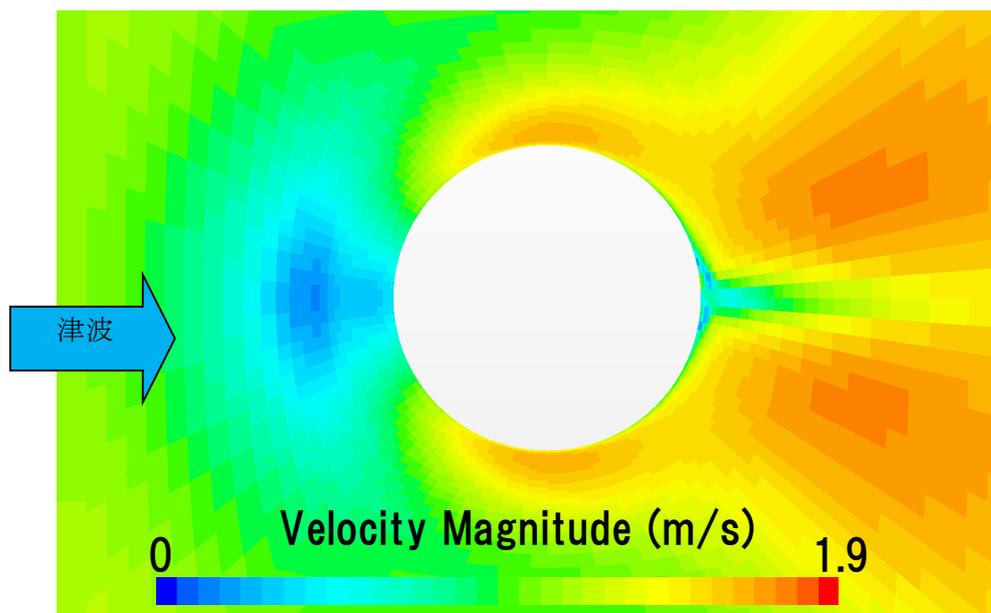


図 2-34 タンク周辺の流速分布
(Fr=1.95 地面から0.03mの位置の断面図)

第2章 円筒タンクに作用する遡上津波の現象把握と波力評価

界面が無い一様流における円筒周りの流れは、約 30° の位置から動圧が急上昇することが知られており[59]、自由界面が存在するという差異があるものの、本研究の対象とする円筒タンク周囲においても、タンク前面の静圧が流れの速度上昇に伴い動圧に変化すると考えられるため、本研究では水位と静水圧の差異は動圧の発生に起因するとして検討を進める。

数値解析で算出したタンク底部の圧力を、タンク周囲で積分した値は、タンクに働く波力と一致し、水位分布から求まる静圧を積分した値は上述のように過大評価となった。図 2-36に、水位の変化を考慮しない場合の静圧と速度、動圧の関係を示す。タンク周囲の流動状態は、タンクに衝突する津波がタンク前面のよどみ点で一旦静止し、増速しながら水位が低下してタンク背面に流れる。したがって、静圧の一部が動圧に変換されるので、水位分布から算出した静水圧とタンク底部の静圧が一致せず、静圧は静水圧から動圧分が削減された結果になった。また、 90° の位置におけるタンク底部の静圧が、 0Pa を示していることから動圧の発生が確認できる。

このように、タンクの前面側において動圧の発生により静圧が減少したため、静水圧分布から算出する波力よりも、実際にタンクにかかる波力は減少する。今回対象とした実験では、フルード数を増加させた条件では流速が増加していた。したがって、評価式 Aでは、動圧の増加により静圧が減少する効果が入り入れられていないため、フルード数が大きくなほど津波による波力が過大評価になった。

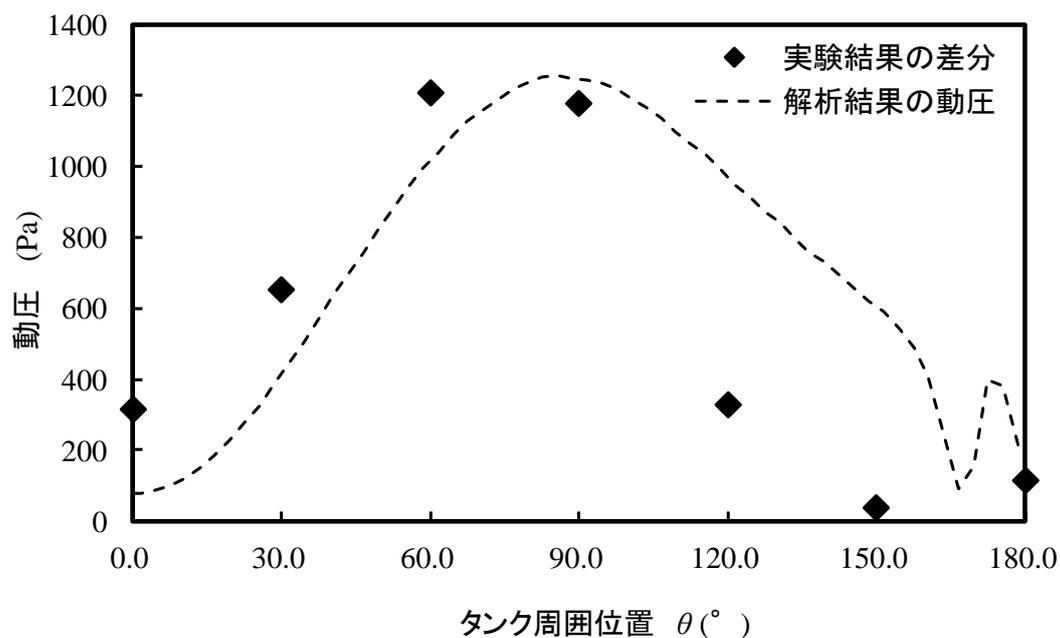


図 2-35 タンク周囲の動圧の解析値と実験結果の動圧 (Fr = 1.95)

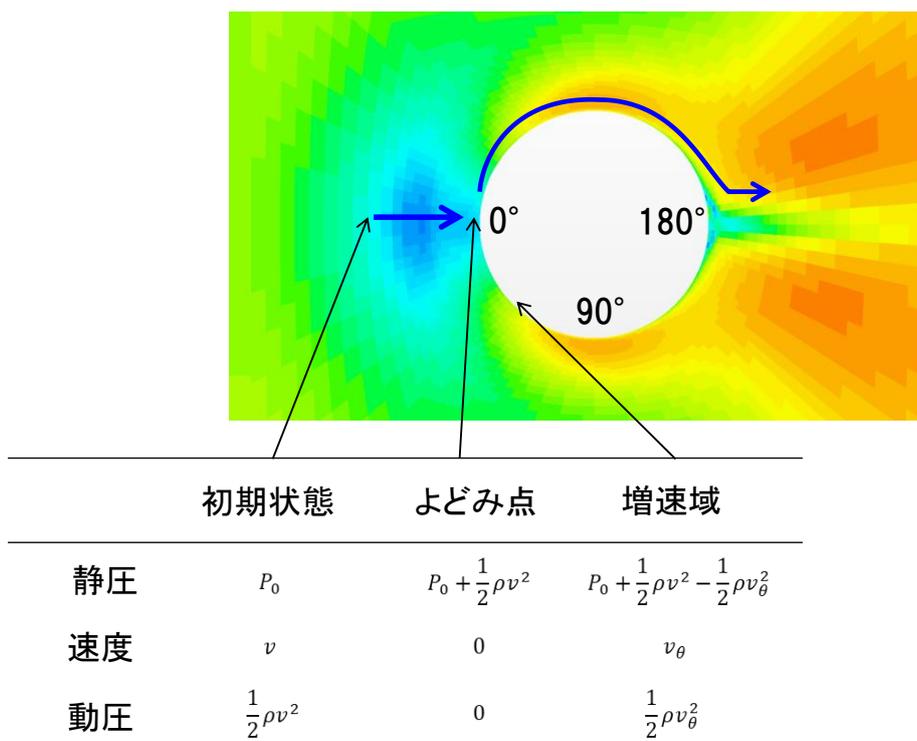


図 2-36 タンク周辺の静圧と速度，動圧の関係

2.4.2 タンク周囲の流動現象の把握と波力評価式の改良

図 2-37に、タンク周囲の流動状態を示す概念図を示す。遡上津波を定常流れと仮定し、かつ壁面および底面での流動摩擦損失は無いとする。入口境界をタンク前面側で十分に離れた位置と想定し、底面から水面 h_0 まで流速 v_0 が一様、水面の圧力を $P_{0,up}$ 、底面の圧力を $P_{0,lo}$ 、密度を ρ 、重力加速度を g とすると、水面および底面でそれぞれ次に示すベルヌーイの定理が成り立つ。

$$\frac{1}{2}\rho v_0^2 + P_{0,up} + \rho g h_0 = C_1 \quad (21)$$

$$\frac{1}{2}\rho v_0^2 + P_{0,lo} + \rho g \cdot 0 = C_2 \quad (22)$$

ここで、水面の圧力をゲージ圧とすると式(21)の第2項の $P_{0,up}$ は0となり、静水圧を考えると式(22)の $P_{0,lo}$ が $\rho g h_0$ となり、式(21)と式(22)は等しくなる。水面と底面の流線がそれぞれタンク周囲まで保存されると仮定し、タンク周囲位置座標 θ における水位を h_θ 、水面の速度を $v_{\theta,up}$ 、底面の速度を $v_{\theta,lo}$ とすると、式(21)と式(22)を用いてタンク底面の静圧 $P_{\theta,lo}$ を次式で表せる。

$$P_{\theta,lo} = \rho g h_\theta - \left(\frac{1}{2}\rho v_{\theta,lo}^2 - \frac{1}{2}\rho v_{\theta,up}^2 \right) \quad (23)$$

右辺の第1項は静水圧を示しており、第2項は動圧項であり底面と水面の動圧差を示している。第2項の支配変数は、入口境界の動圧 $1/2\rho v^2$ と θ であり、この二つの変数の関数であると考えると式(23)の右辺第2項の動圧差 P_{dp} を次式で表せる。

$$P_{dp} = \Delta P^*(\theta) \cdot \frac{1}{2}\rho v_0^2 \quad (24)$$

ここで、式(24)の $\Delta P^*(\theta)$ は位置座標 θ のみの関数であり、無次元数である。

底面から水面までの圧力分布がほぼ水深に比例すると仮定し、タンク半径を R とすると、津波の進行方向に作用する波力 F_x は、 $P_{\theta,lo}$ から位置座標 θ における微小投影面積 $h(\theta) \cdot R \cos \theta \cdot d\theta$ を用いて次式で表せる。

$$F_x = \frac{1}{2} \int_{-\pi}^{\pi} \rho g [h(\theta)]^2 \cdot R \cos \theta \cdot d\theta - \frac{1}{2} \int_{-\pi}^{\pi} P_{dp} h(\theta) \cdot R \cos \theta \cdot d\theta \quad (25)$$

式(25)の第2項に含まれる P_{dp} は、全ての位置座標 θ における流速 $v_{\theta,up}$ と $v_{\theta,lo}$ の理論的な算出が困難なため、以下のように実験結果を用いて定めた。

使用した実験結果は、進行波試験においてタンク位置の比エネルギーが最大時の、波

第2章 円筒タンクに作用する遡上津波の現象把握と波力評価

力試験におけるタンク周囲の水位分布と静圧分布である。静圧分布はタンク接地面の値が必要だが、計測値は $h = 0.02 \text{ m}$ で取得されたため、圧力水頭を加算してタンク接地面の静圧に変換した。3種のフルード数の実験結果において、水位分布から算出した静水圧分布とタンク底部の静圧分布との圧力差から動圧を算出した。波力評価式へ導入するために、得られた動圧についてそれぞれ無次元化を行った。無次元化圧力 $P^*(\theta)$ の算出式を式(26)に、結果を図 2-38に示す。ここで U は進行波における代表速度である。

$$P^*(\theta) = \frac{P(\theta)}{0.5\rho U^2} \quad (26)$$

図 2-38を見ると明らかなように、無次元化した圧力はフルード数に依存せず良好に一致する結果が得られた。したがって、消防庁式では未考慮であった動圧を、無次元圧力を用いて波力評価式に導入することで、精度を向上できると考えられる。無次元圧力を波力評価式に導入するために、式(26)で得られた各フルード数で得られた無次元圧力の近似式を最小二乗法により作成した。作成した近似式は、位置座標 θ のみの関数となる。

$$P^*(\theta) = \sum_{m=0}^4 A_m \cos m\theta \quad (27)$$

ここで、 $A_0=0.4273$, $A_1=0.1648$, $A_2=-0.2391$, $A_3=-0.1779$, $A_4=-0.09079$ とする。

作成した近似式を無次元圧力と比較した結果を図 2-39に示す。ここで作成した式(27)の近似式を用いることで、動圧により波力を減少させる力 F_{dp} を次式で算出できる。

$$F_{dp} = \frac{1}{2} \int_{-\pi}^{\pi} h(\theta) \cdot R \cos \theta \cdot P^*(\theta) \cdot \frac{1}{2} \rho v_0^2 \cdot d\theta \quad (28)$$

消防庁式は、遡上津波がタンク周辺に形成する水位分布に基づき、静水圧分布と仮定することで波力を算出する波力評価式であるが、2.4.1項で記述したように、評価式の精度向上には、実験結果と解析結果の検討により動圧の考慮の必要であった。したがって、波力の評価精度のさらなる向上を目的に、考慮すべき動圧を求める式(28)を、動圧補正項として評価式Aに導入し、高精度に波力 F_x を算出できる次式を評価式Bとした。

$$F_x = \frac{1}{2} \int_{-\pi}^{\pi} \rho g [h(\theta)]^2 \cdot R \cos \theta \cdot d\theta - F_{dp} \quad (29)$$

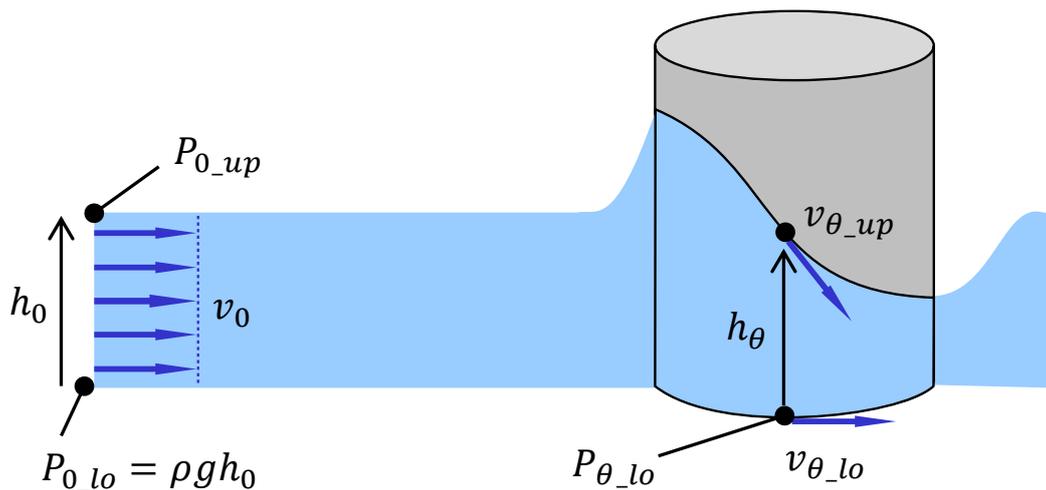


図 2-37 円筒タンク周囲の流れの概念図

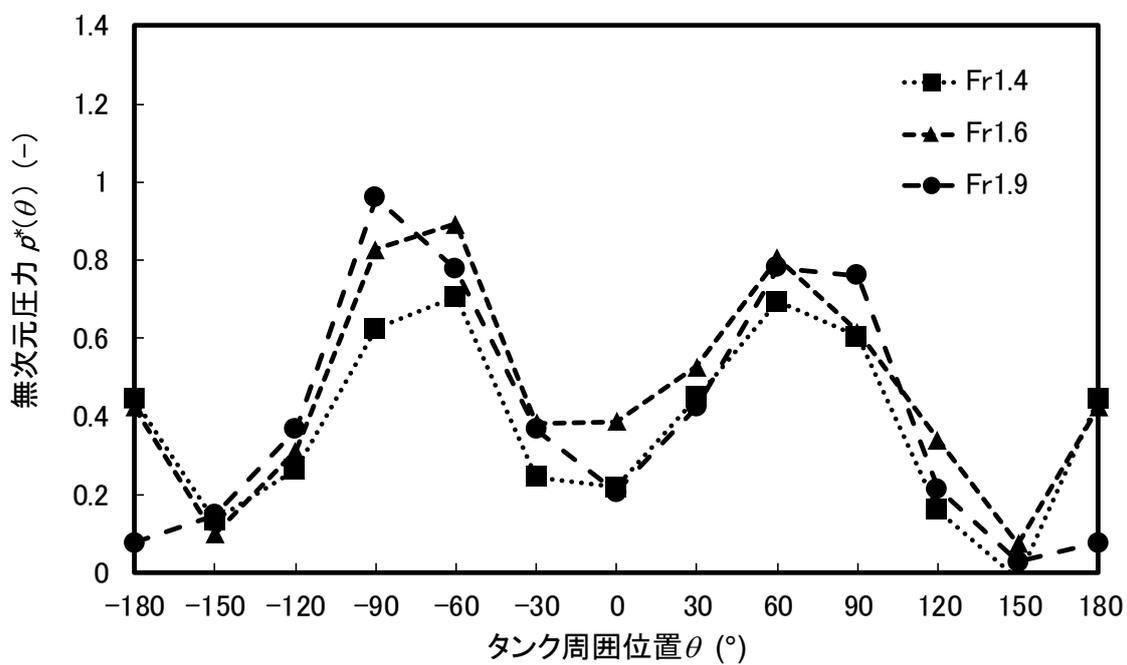


図 2-38 タンク周囲の無次元圧力

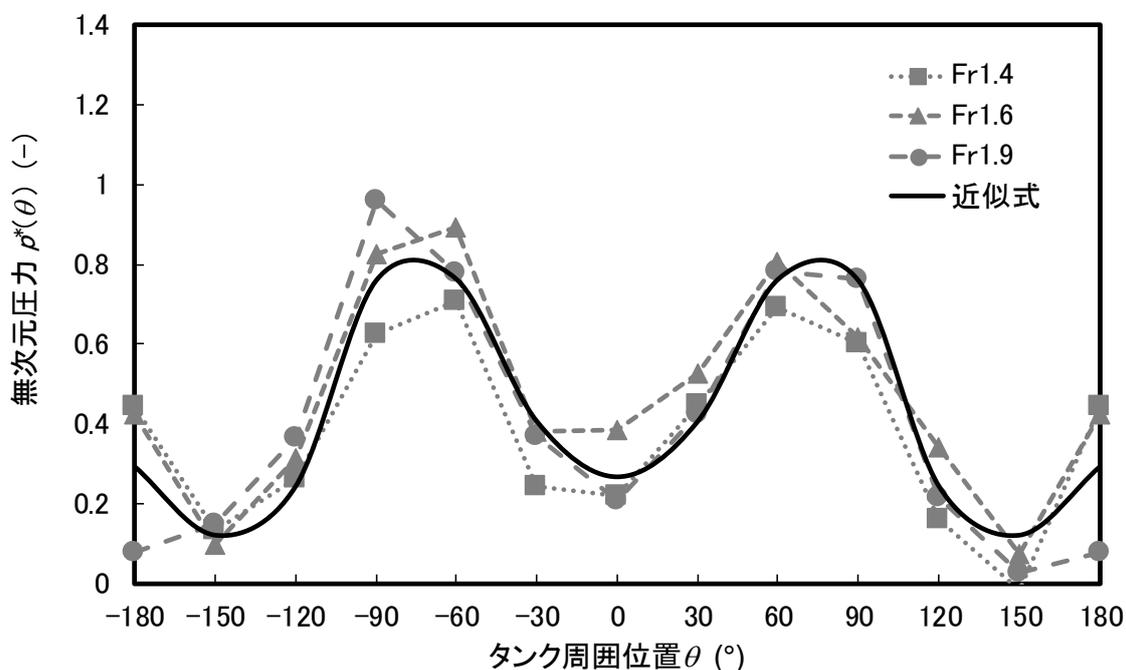


図 2-39 タンク周囲における無次元圧力の近似式と実験結果の比較

評価式Bによる波力の導出過程を以下にまとめる.

- (1) タンク前面の最大水位は, ベルヌーイの定理から導かれる最大浸水深係数 α_B を用いて算出する.
- (2) 上記 α_B を使用し, 新たに作成した水位分布式でタンク周囲の水位を算出する.
- (3) タンク周囲の静水圧分布を元に, 微小面積ごとに力を算出し積分する.
- (4) タンク周囲の動圧分布を近似式から算出してタンク周囲で積分することで動圧とし, 上記の静水圧から算出した力の積分値から差し引き, 波力とする.

2.4.3 提案した波力評価式の比較

新たに作成した評価式Bの精度を検討するために、榊山らの波力試験の結果^[22]と共に評価式Aおよび数値解析結果と比較した。図 2-40にそれぞれの式を用いてフルード数ごとに波力を算出した結果を示す。図 2-40に示した実験結果との比較では、評価式Aが過大評価であったのに対し、評価式Bでは大幅に予測精度が向上した。また、現象把握のために津波試験を再現した円筒タンクに作用する波力の数値解析結果も実験結果と良好に一致していたことを確認できる。

また、図 2-41に、榊山らの波力試験のうち、比エネルギー最大時のフルード数が1.95の試験において、試験開始からの経過時間が64秒、66秒、68秒、70秒における計測値を用いて算定した予測波力とフルード数の関係を示す。これに対応するフルード数と流速、水位の関係を図 2-42に示す。図 2-41に示した比較結果においても、上述の結果と同様に、評価式Aよりも評価式Bにおいて予測精度が向上することを確認した。

さらに、図 2-43に、表 2-3に示す消防庁が公開している実験結果^[18]を用いて評価式Aと評価式Bによる予測波力について比較した結果を示す。消防庁の実験は、タンク形状や造波水路構造などが本研究と異なる実験系で実施されたが、図 2-43に示すように、動圧を考慮しない評価式Aの最大誤差100%に対し、動圧を考慮する評価式Bは最大誤差が50%となり、精度が向上する結果が得られた。

以上の検証結果から、2.4.2項で示した円筒タンク周囲で生ずる動圧を考慮した新たに提案する波力評価式である評価式Bは、フルード数が1.95以下の範囲で実用性が高いことを確認した。

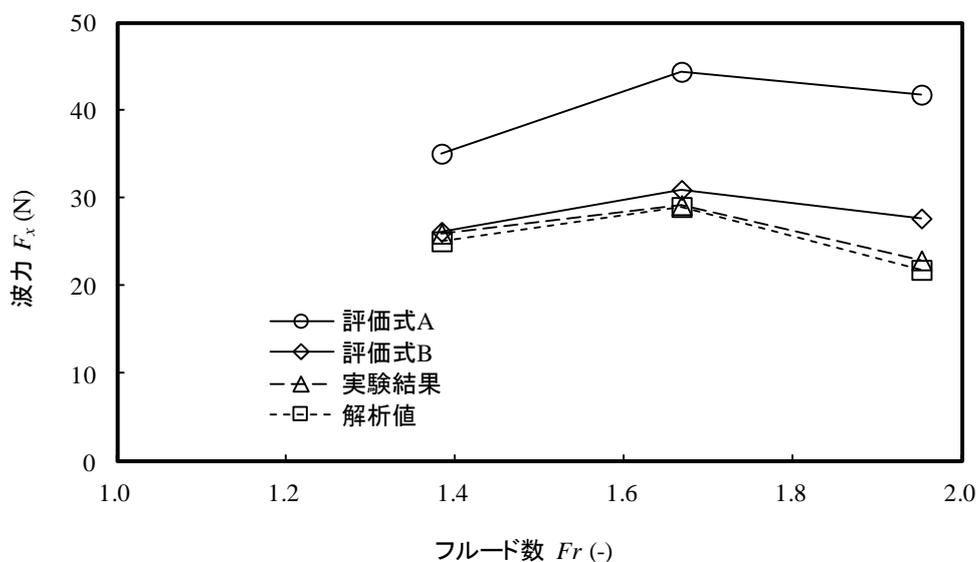


図 2-40 提案する波力評価式で算定した波力とフルード数の関係
(評価式A, 評価式Bと実験結果, 解析値との比較)

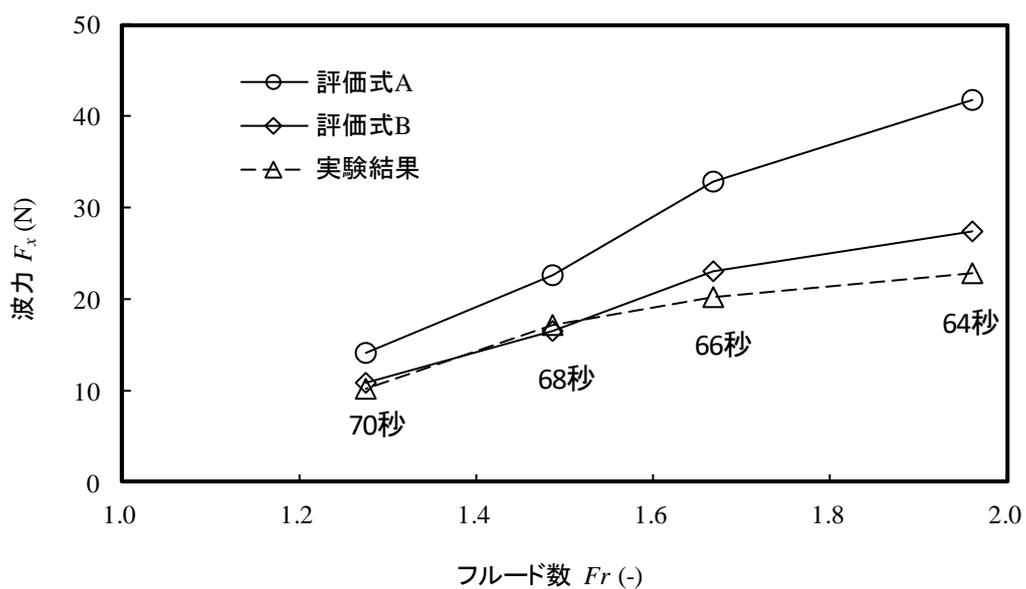


図 2-41 提案する波力評価式で算定した波力とフルード数の関係
($Fr = 1.95$ の試験における64秒, 66秒, 68秒, 70秒の計測値との比較)

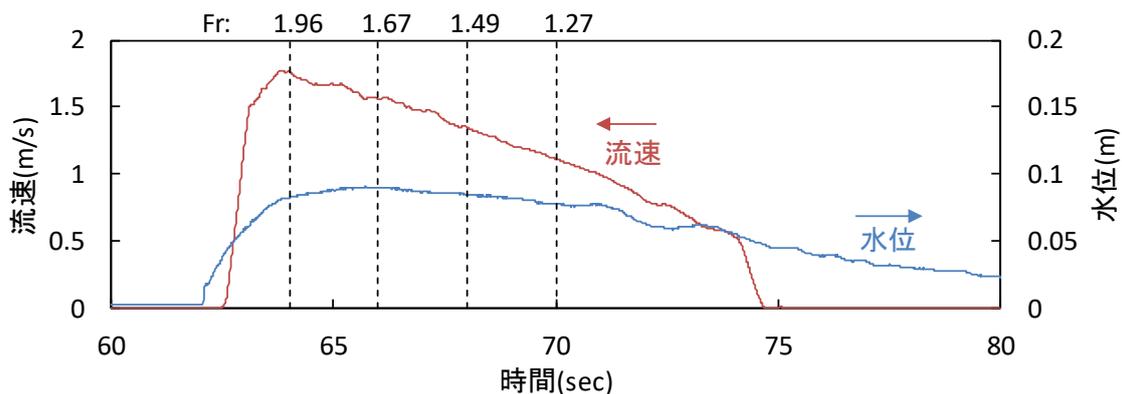


図 2-42 Fr = 1.95の試験における流速と水位の計測値と、
評価式の検証に用いた時刻とフルード数の関係

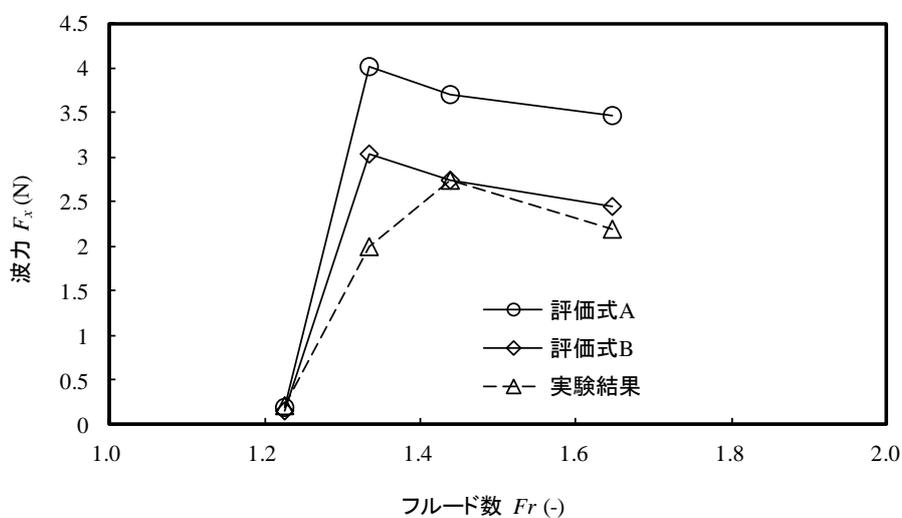


図 2-43 消防庁の実験を対象とした提案する評価式の波力の検証

表 2-3 検証に用いた消防庁の実験結果

フルード数 (-)	流速 (m/s)	水位 (m)
1.23	0.3681	0.0092
1.33	0.8304	0.0395
1.44	0.8458	0.0353
1.65	0.8852	0.0295

2.4.4 波力評価式の検証

前項では、消防庁の波力評価式の予測精度を改善できる新たな波力評価式を構築し、実験結果を用いてその効果を記述したが、本項では構築した波力評価式を、数値流体解析を用いて検証する。

構築した評価式の動圧補正項は、静水圧と静圧の差を無次元化したものであり、式(23)において、右辺第1項(静水圧)と左辺(静圧)との差である。また、残りの右辺第2項は水面と底面の動圧差を示しており、式(23)では、この静水圧と静圧との差と、動圧差が等しいとしている。

図 2-44に静水圧分布とタンク底部の静圧分布の解析値を示す。静水圧は、タンク周囲の水位から圧力水頭として算出した。この結果は、実験結果を用いて作成した図 2-33に対応し、同等の結果を示している。

図 2-45にタンク周囲の水面流速と底部流速の解析値を示す。ここで流速を取得した位置は壁面の境界層の影響を避けることを目的に、水平方向は双方ともタンクから2メッシュ目の中心位置とし、垂直方向は、水面においてVOF値が0.5の位置、底部は底面から2メッシュ目の中心位置とした。

式(23)は、図 2-44に示したグラフから算出する圧力差と、図 2-45に示したグラフから算出する動圧の差が等しいことを表す。図 2-46にそれぞれの差をまとめて示す。両者を比較した図 2-46では、良い一致が見られる(剥離の影響が大きい $\theta=45^\circ$ よりも後方(0° 側)を除く)。全体にわたって200Pa程度の差が観察されるが、これは、式(23)を導く上で、津波の流速を一様と仮定し、底面の粘性抵抗を無視したことに起因すると考えられる。また、図 2-46に示した結果は、図 2-39に示した無次元化圧力 $P^*(\theta)$ の近似式が、 60° から 90° の間で最大値を示したことも一致している。

表面流速が重力の影響で背面まで加速することを確認するために、タンク前面水位を基準としたタンク周囲の水位分布を用いて、背面に向かって位置エネルギーが運動エネルギーに変化したと仮定し、流速を算出した。図 2-47にベルヌーイの定理を用い、前面の最大水位を基準とした水位差から流速を算出した結果を示す。水位変化により算出した流速を換算流速として記載した。図 2-47から明らかなように、前面($\theta=0^\circ$)から約 120° まで、換算流速と水面流速が良好に一致している。約 120° よりも背面側で乖離が大きくなる理由は、この領域の水面ではタンク表面からの剥離が発生しているためである。

以上のことから、タンク周囲で発生する静圧と静水圧の差は、表面流速と底部流速から導かれる動圧差に置き換えできると明らかにした。

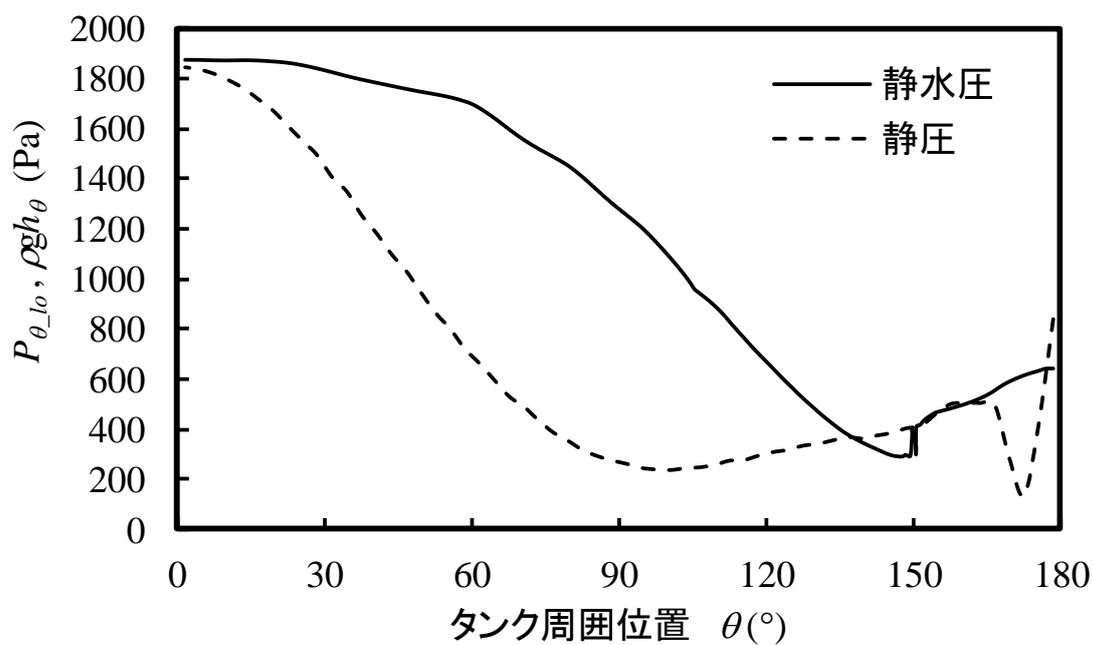


図 2-44 タンク周囲の静圧および静水圧とタンク周囲位置の関係 ($Fr=1.95$)

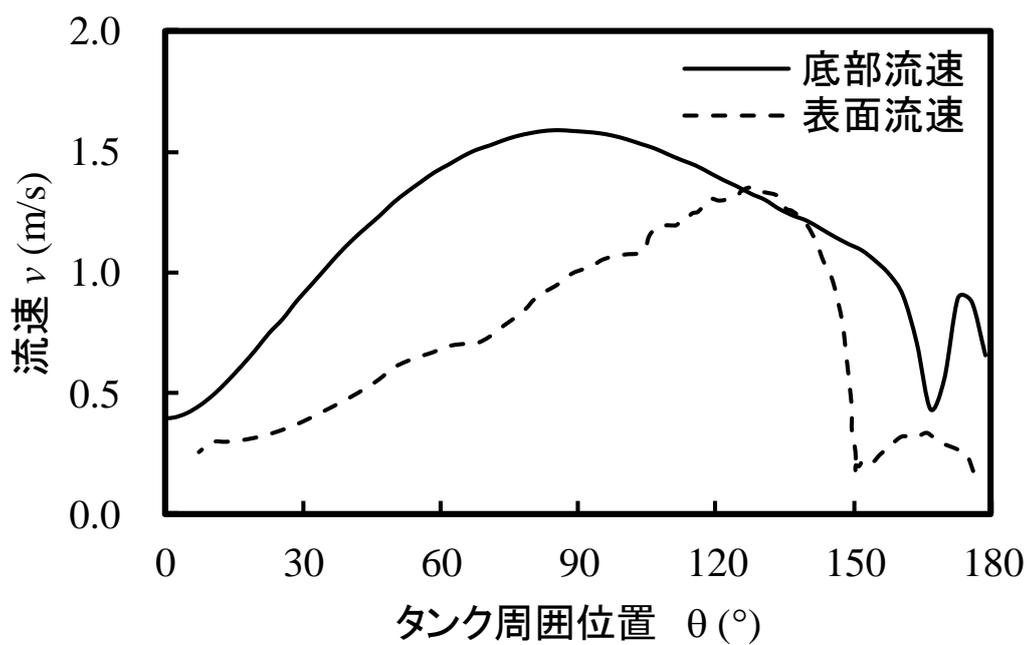


図 2-45 タンク周囲の水面と底面の流速 ($Fr=1.95$)

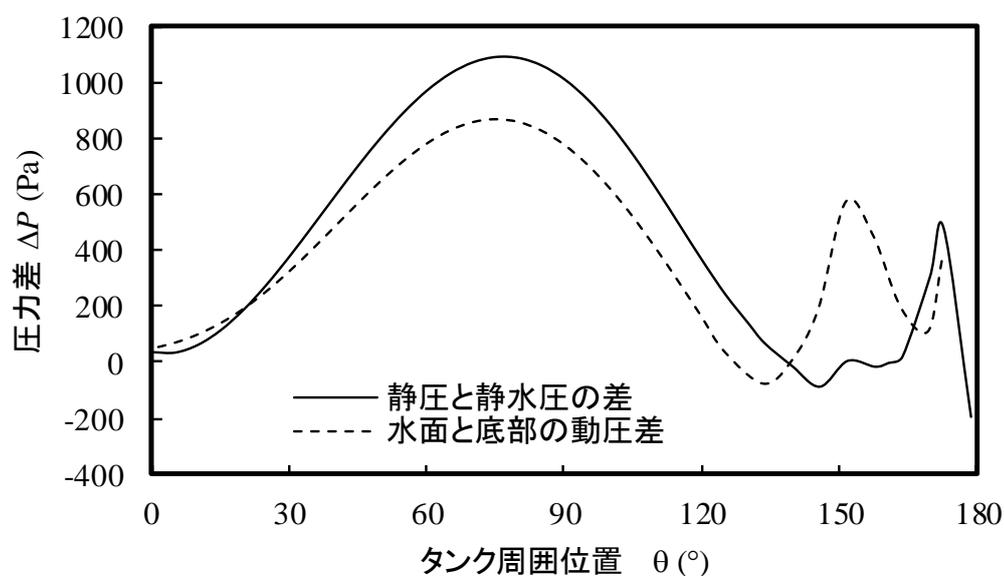


図 2-46 静水圧と静圧との差および水面と底面の動圧差の比較 (Fr=1.95)

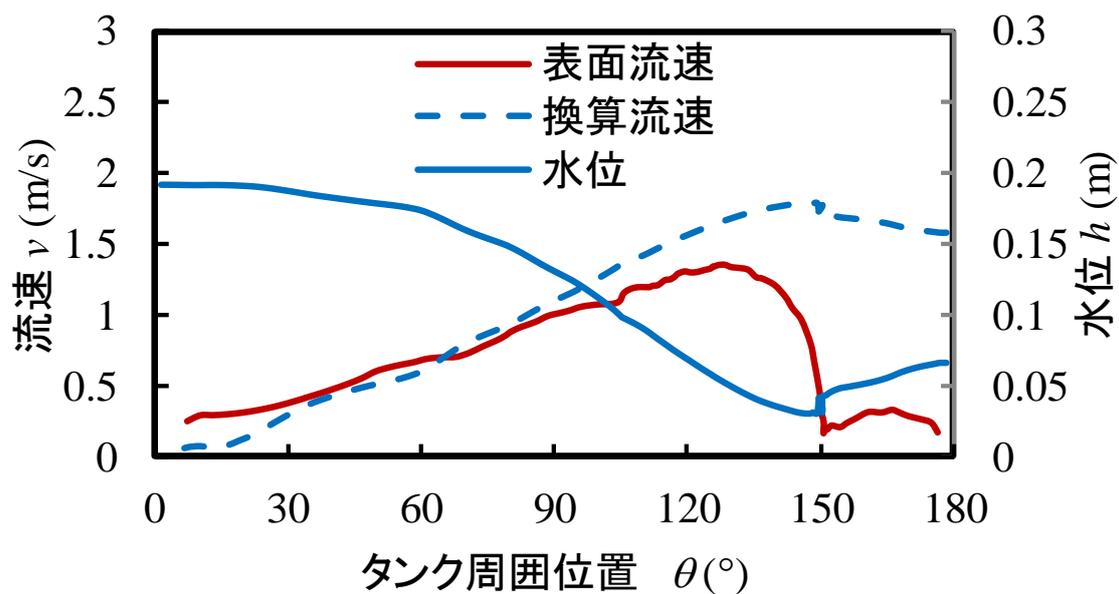


図 2-47 水位差から算出した換算流速と表面流速との比較 (Fr=1.95)

2.5 まとめ

陸上に設置された円筒タンクに作用する遡上津波の波力を対象とし、円筒タンク周囲の流動状態を詳細に把握するために、3次元CFDによる津波遡上解析手法を構築した。この検討結果を元に、円筒タンクに及ぼす津波波力を高精度で予測可能な波力評価式の提案を目的に、フルード数が1.5以上における既往式の改良方法について検討した結果、以下の結論を得た。

- ・3次元CFDによる円筒タンクに作用する波力の解析値は、水理模型実験で得られた結果と良好に一致することから、構築した数値流体解析手法は、円筒タンク周囲の流動状態の把握に使用できる。
- ・静水圧分布の積分により波力を算出する既往の評価式に対し、タンク周囲の流動で発生する動圧を考慮した動圧項の導入により、高フルード数においても実験結果と良好に一致する波力評価式を提案した。
- ・補正に必要な動圧補正項は、タンク周囲の水面流速と底部流速の差に起因する動圧差、もしくは静水圧と静圧の圧力差で表せ、無次元化によりフルード数に無関係な一つの近似式で表現できることを明らかにした。

第3章 遡上津波による漂流物が円筒タンクへ及ぼす影響評価

3.1 はじめに

第3章では、陸上に設置された円筒タンクなどの設備について、これらの設備に対する漂流物衝突の影響評価を検討した。金属同士の衝突を対象とし、大型試験水路を用いた衝突速度と衝突力を評価する2種の衝突試験を行い、既往の衝突荷重の推定式の改良方法と適用性について述べる。

3.2 水中衝突試験

3.2.1 試験方法

(1) 試験概要

水中衝突試験では、被衝突物による水流の乱れにより、漂流物の速度が被衝突物近傍で変化する現象を評価する試験（衝突速度評価試験）と、水中での衝突における最大衝突力を測定する試験（衝突力評価試験）の、2種類の試験を実施した。

衝突速度評価試験では、被衝突体を水路内に設置し、水流が被衝突体によって減速または逆流する反射波を形成させた状態で、漂流物の漂流速度変化を測定した。被衝突体は平板形状と円筒形状の2種類とし、漂流物形状及び流速条件をパラメータとした試験を実施した。水路の閉塞効果による非定常性の発現を抑えるために、水路幅を考慮して被衝突体のサイズを決定した。

衝突力評価試験では、水中で漂流物が被衝突体に衝突する際の衝突力を測定し、気中での衝突に対する水の影響を検討した。本試験では、形状及び比重がことなる複数の漂流物で試験を実施した。被衝突体の全面に生ずる反射波による衝突前の漂流速度低下を極力抑えるため、できるだけ水流を阻害しない形状の被衝突体を製作して衝突力を測定した。また、水中での衝突力との比較のため、水中試験と等しい条件で気中衝突試験を実施した。同じ漂流物と被衝突体用い、気中試験においても水中試験での衝突速度、衝突角度を再現した。気中試験は、漂流物を振り子のように紐でぶら下げて被衝突体に衝突させ、衝突時の速度成分が水平方向衝突力を測定した。

どちらの試験においても水中衝突試験では、漂流物がまっすぐ被衝突体正面に流れて衝突するように、水路にガイドレールを設置した。ガイドレールは漂流物の進行方向を津波の流れ方向のみに抑制する構造とし、ガイドレールと漂流物の間は摩擦が生じ難い構造とした。また、本試験の目的から被衝突体はいずれも衝突によって大きな変形が生じないように十分な強度を持たせた構造とした。

(2) 試験設備

本試験で使用した（一財）電力中央研究所が所有する津波・氾濫流水路^[51]の諸元を表 3-1に、外観を図 3-1に、概略寸法を図 3-2に示す。水路幅は4 m，水路高さは2.5 m，試験用水路長は約14 mである。ヘッドタンクの満水高さは6.5 mであり，この水頭を駆動力として流水する。ヘッドタンクの下流に8個のバルブが並列接続され，主に水路の流量制御に使用される。この下流には上下に稼働する下部開放型のコントロールゲートがあり，主に水路の水位制御に使用される。最下流には上部の開放状態を調節するテールゲートがあり，常流の試験時に必要な高水位の設定に使用される。

目的の試験条件の水流を再現するために，上述のバルブと水路入口のゲートの動作を調節して所定的水流条件を設定する。バルブとゲートの動作設定は，実際に水路に水を流して水位と流速を測定し，そのデータを確認する作業を繰返して調整する。一度動作を設定すると，2回目以降は高い再現性で同じ水流条件を構成することができる。

表 3-1 津波・氾濫流水路の諸元

最大流速	7m/s
最大流量	10t/s
ヘッドタンク容量	650t
ヘッドタンク最大水深	6.5m
水路長さ	20m
流路幅	4m
水路高さ	2.5m
洗掘ピット深さ	1m

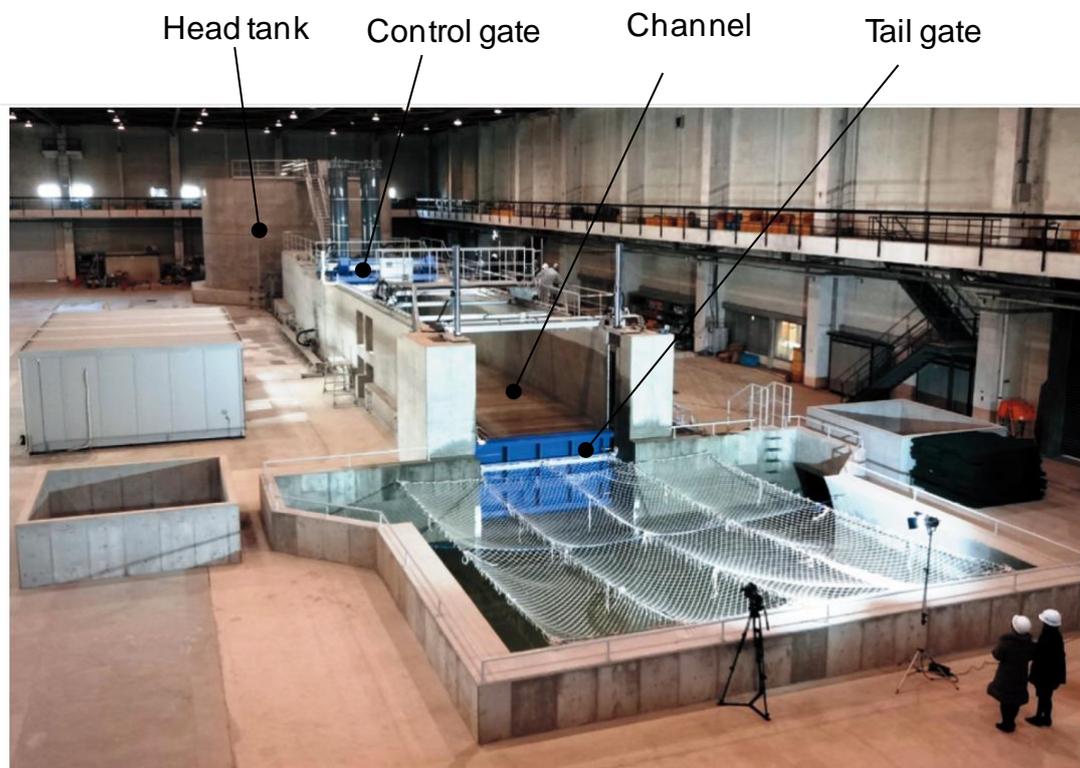


図 3-1 津波・氾濫流水路概要

第3章 遡上津波による漂流物が円筒タンクへ及ぼす影響評価

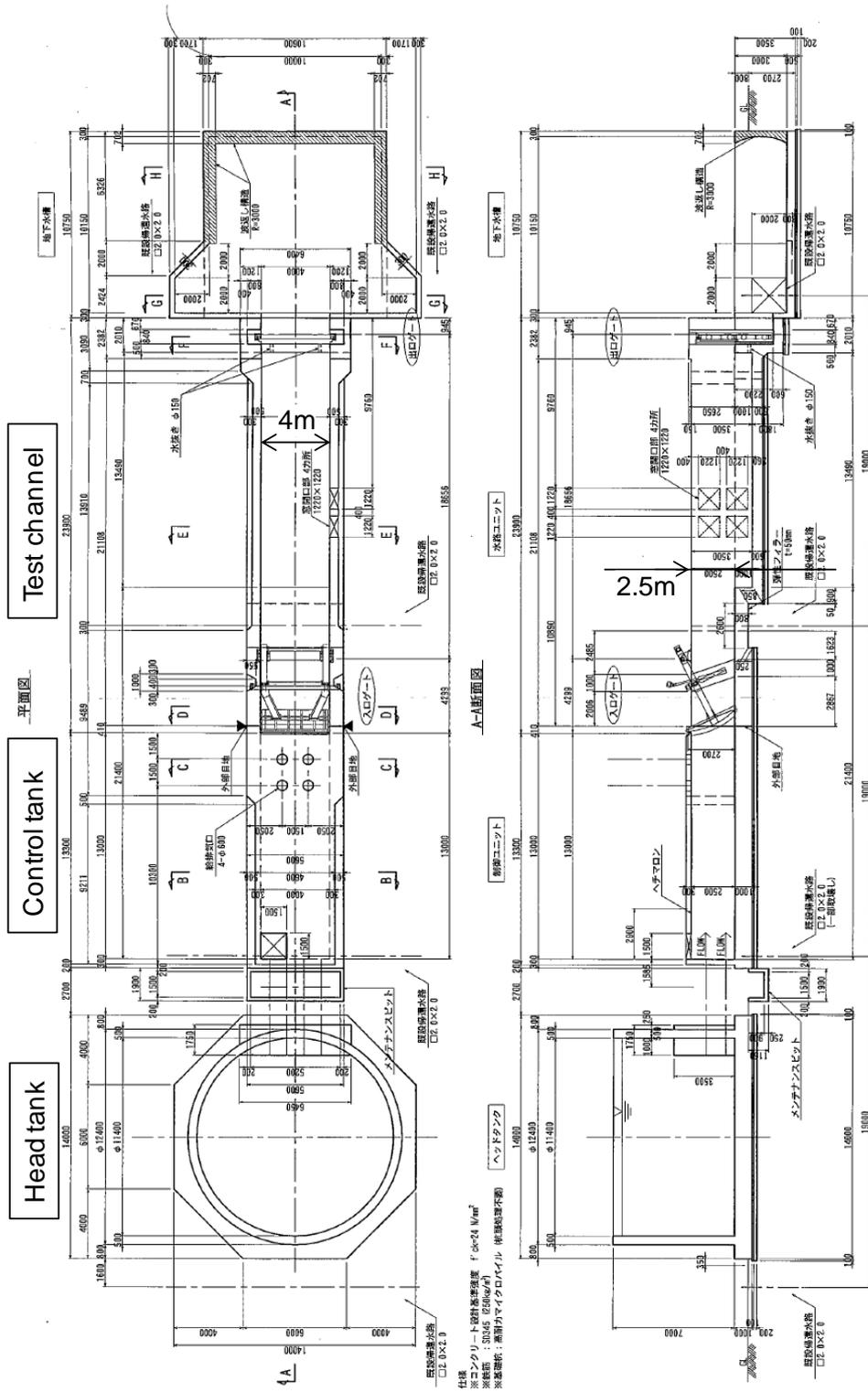


図 3-2 津波・氾濫流水路の概略寸法

(3)計測機器

表 3-2に試験における計測項目と計測機器を示す。被衝突体の前面における漂流物の速度変化は、水路の側面に設置されている観察窓より高速度カメラで撮影し、その画像解析により測定した。撮影速度は4000fpsとした。

平板の被衝突体では、平板の背後に4ヶ所（平板上部の左右2ヶ所、水路底面より下部の左右2ヶ所）のロードセルを設置して、漂流物が接触した際の衝突力を計測した。

漂流物及び被衝突体には、1ヶ所ずつ加速度センサを取り付け、衝突の有無及び衝突時のタイミングを確認した。被衝突体は下流側の表面に、漂流物は前面の板の内側に設置した。

試験時の水位と流速は、漂流物を水面にリリースする位置付近にそれぞれ1ヶ所、さらに水位については2m上流側にもう1ヶ所、水位計と流速計を設置して測定した。これに対し水流調整時の水位と流速は、試験時に使用した流速計の他に、約2m上流側に別の流速計を追加して水流条件を確認した。図 3-3に水位計及び流速計の設置状況を、図 3-4に試験時の流速測定に用いた超音波ドップラー流速計（ADV）の外観と設置状況を示す。

図 3-5に本試験における測定系図を示す。ロードセル、及び加速度センサ、ひずみゲージのデータは衝突時の現象を観測するため、50kHzの高サンプルレートでデータを取得した。高速度カメラは4000fpsの撮影速度にて撮影した。これらのロードセル、加速度センサ、ひずみゲージ、高速度カメラは、各データの時刻を同期させるため、ガイドレールに漂流物が通過した際に信号を発するセンサを設置し、その信号をトリガにしてデータを収録した。図 3-6にトリガ用センサの設置状態を示す。一方、水位データは、水を流し始めてから停止するまで、サンプルレート10Hzでデータを取得した。超音波ドップラー流速計で計測された流速データは、一旦流速計内のメモリに保存されて試験終了後にデータを取り出す仕様であるため、同時に記録された圧力データを元に、水位データとタイミングを合わせることで、試験データの処理に対応した。

表 3-2 水中要素試験の計測項目と計測機器

計測項目	計測対象	計測機器	メーカー型式	計測方法概要
衝突速度	被衝突体	高速度カメラ	キーエンス VW-9000	被衝突体付近に設置されている観察窓より高速度カメラ画像を撮影し分析 撮影速度：4000 fps
衝突力	漂流物	ロードセル	昭和測器 RCD-200KNU	被衝突体背面に設置されている4ヶ所のロードセルにより衝突荷重を測定 (平板の被衝突体のみ)
加速度	被衝突体 漂流物	加速度センサ	昭和測器 2351AW	被衝突体は背面に1ヶ所、漂流物は前面の内側に1ヶ所センサを設置し、衝突の有無、タイミングを確認
水位	試験流路	超音波変位センサ	キーエンス UD-330	漂流物放出位置付近と2m上流側の水路上に設置
流速	試験流路	超音波ドップラー流速計 (ADV)	Nortec社 VECTOR	漂流物放出位置付近の水路床面に設置
		電磁流速計	東京計測 SF-2012	漂流物放出位置より2m上流側の水流中に設置 (試験前の水流条件設定時のみ使用)

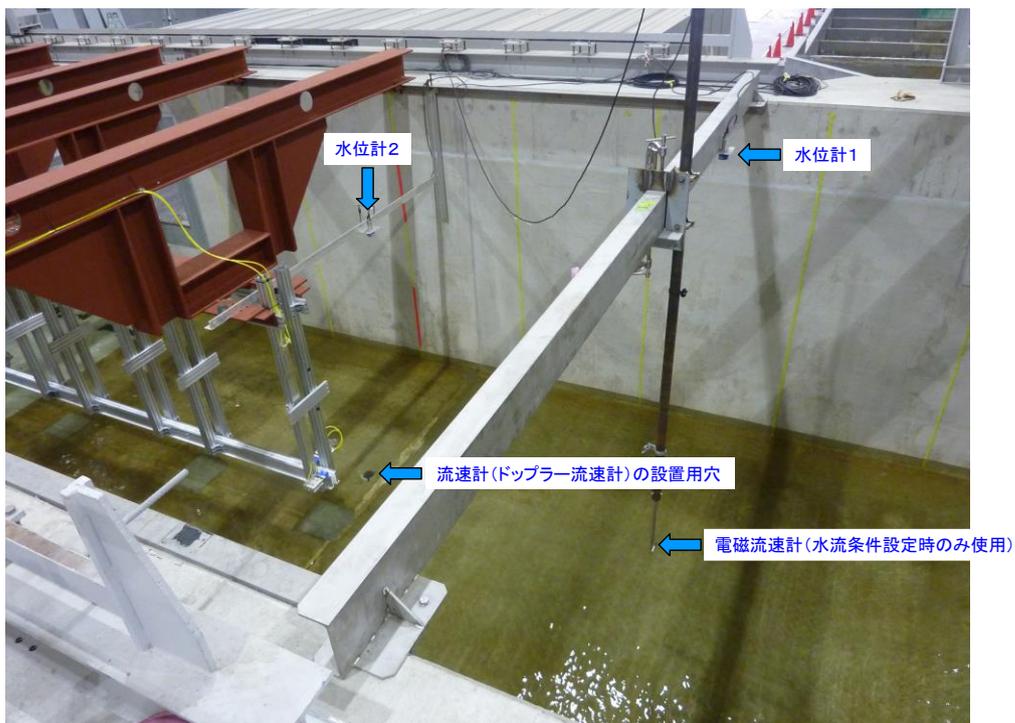


図 3-3 水位計及び流速計の設置状況

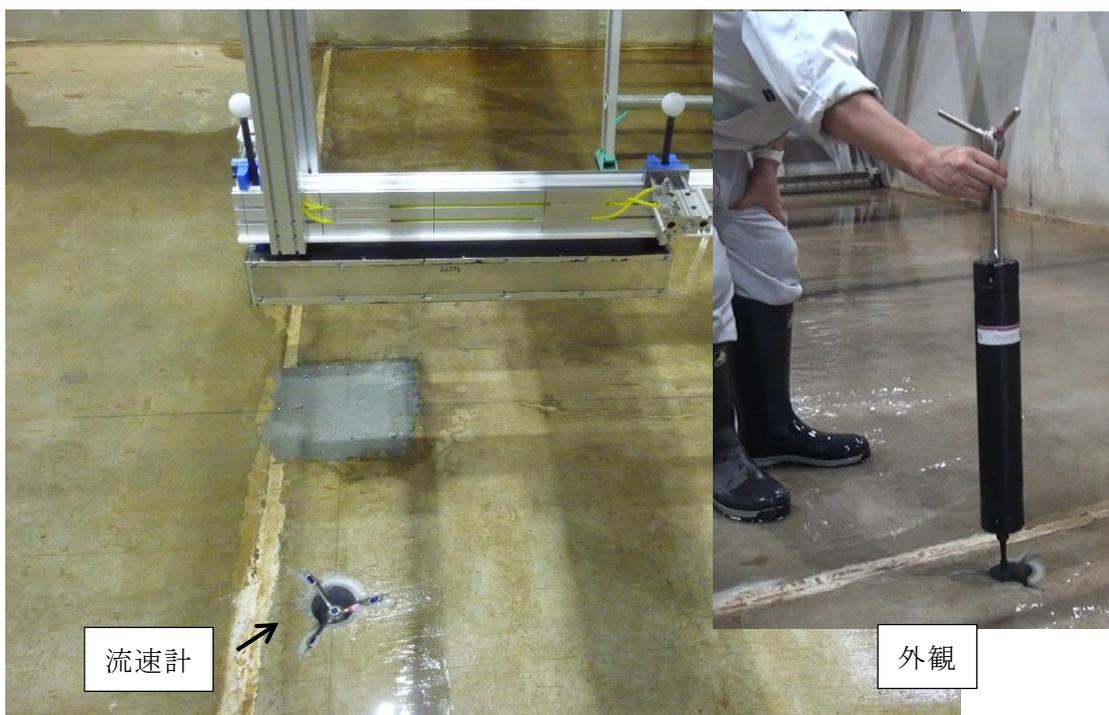


図 3-4 超音波ドップラー流速計の外観と設置状況

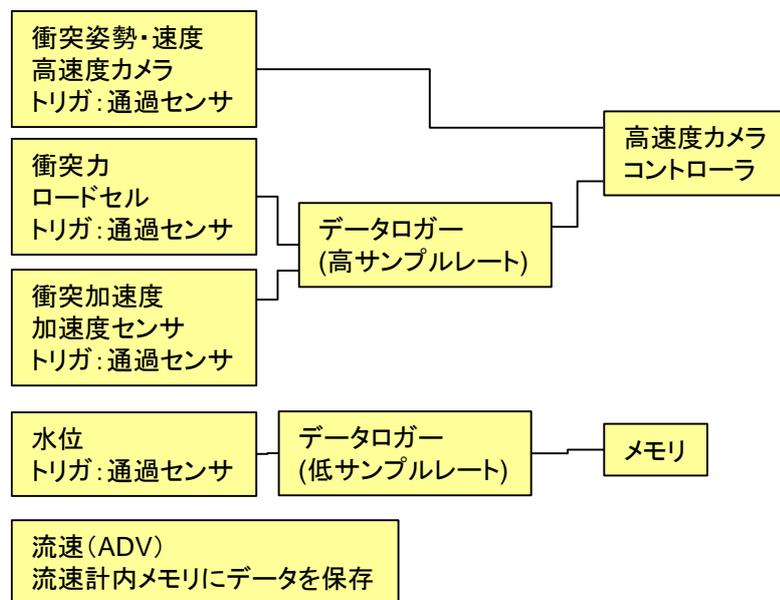


図 3-5 測定系図



図 3-6 データ収録トリガ用センサ

(4) 漂流物形状

表 3-3に各試験に使用した漂流物の形状一覧を示す。漂流物は、アルミ合金の板を組み合わせて作成した。漂流物の構造は中空形状で、衝突面の材質は塑性変形を防ぐ目的でA7075を、他はA6063, A5052を用いた。漂流物を構成するアルミ合金の板厚を各漂流物によって変えることで比重を設定どおりに調整した。また、漂流物の上面にはガイドレールの間を通るように、前後に2本のロッドが設けられ、各ロッドの先端には高速カメラで追跡するための目印となる白い玉を設置した。各漂流物のうち、代表として、形状が100mm×100mm×200mmで比重が0.55の漂流物の構造図を図 3-7に、外観を図 3-8に示す。

衝突速度評価試験の項に記載している通り、漂流物の前面板には加速度センサを取り付けた。加速度センサは前面板の内側中央に固定し、加速度センサのケーブルを漂流物の側面より外に取り出して、計測器のロガーに繋いだ。

表 3-3 漂流物の形状一覧

漂流物形状 幅×高×長 (mm)	比重 (-)	重量 (kg)	使用した試験
100×100×200	0.95	1.9	衝突速度, 衝突力
100×100×400	0.95	3.8	衝突速度, 衝突力
100×100×800	0.95	7.6	衝突速度, 衝突力
50×50×200	0.95	0.48	衝突速度, 衝突力
150×150×200	0.95	4.3	衝突速度, 衝突力
100×34×200	0.95	0.65	衝突力
100×50×200	0.65	0.65	衝突力
100×100×200	0.32	0.64	衝突力
100×100×200	0.55	1.1	衝突速度, 衝突力
100×100×400	0.55	2.2	衝突速度, 衝突力
100×100×800	0.55	4.4	衝突速度, 衝突力

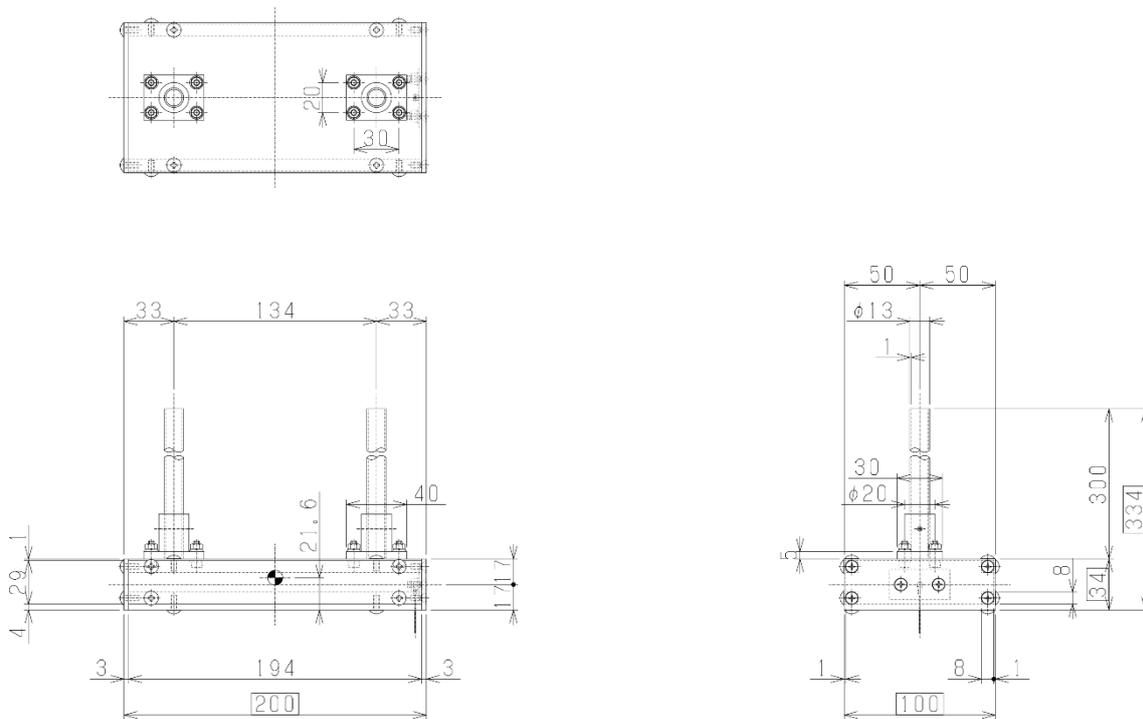


図 3-7 漂流物 (100mm×100mm×200mm, 比重0.55) の構造



図 3-8 漂流物の外観 (100mm×100mm×200mm, 比重0.55)

(5) 水流条件の設定

水路は、水源となるヘッドタンクからのバルブと水路入口のゲートの動作を調節して所定の水流条件を設定する構造となっている。バルブとゲートの動作設定は、実際に水路に水を流して水位と流速を測定し、そのデータを確認する作業を繰返して水流条件を調整する。試験で目標とした水流条件は、ヘッドタンクの貯水量を考慮して、水位を0.3m、流速を3m/s、4m/s、5m/sの3種類とした。

水流条件調整時は、漂流物を水面にリリースする位置付近と、さらに2m上流側にそれぞれ1ヶ所ずつ水位計と流速計を設置して測定した。このときの調整後の水位及び流速の結果を、各流速条件について、図 3-9から図 3-14に示す。

流速計は、漂流物をリリースする位置では超音波ドップラー流速計(ADV)を用い、2m上流側の位置では電磁流速計を用いて測定している。計測原理の異なる流速計で測定しているが、両者の流速変化は良好に一致しており、流速は精度良く測定できていることが確認できる。

目標の水流条件に対し、得られた水流は若干変動しており、目標の条件とやや乖離している時間帯も見られる。そこで、漂流物を水中にリリースする時刻は、本結果から目標の条件に近い時刻となるように設定し、衝突速度評価試験及び衝突力評価試験の各試験を実施した。漂流物をリリースするタイミングは、流速3m/sの条件で上流側のゲートを開いてから14秒、流速4m/sの条件で13秒、流速5m/sの条件で10秒とした。図 3-9から図 3-14の時間は、上流側のゲートを開いた時間を0秒とした。

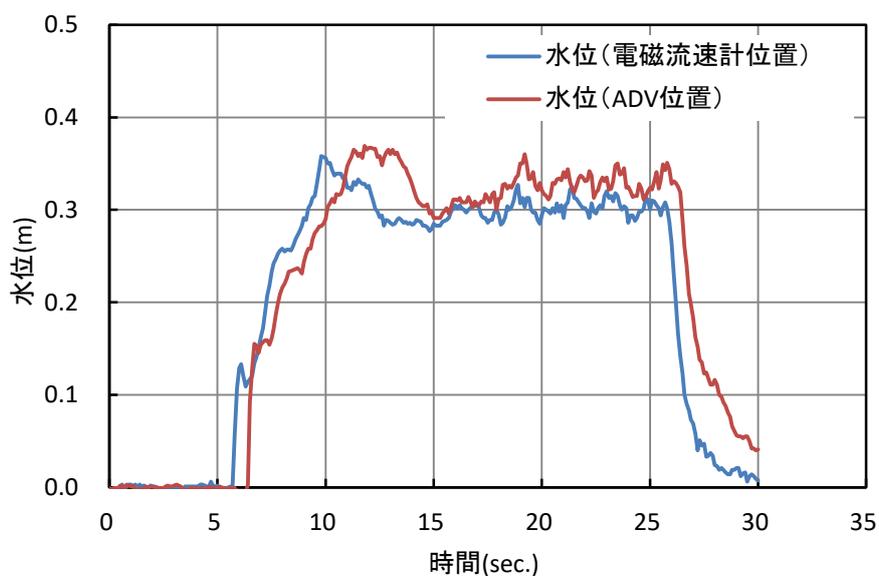


図 3-9 水位0.3m, 流速3m/sの条件で調整した水流の水位データ

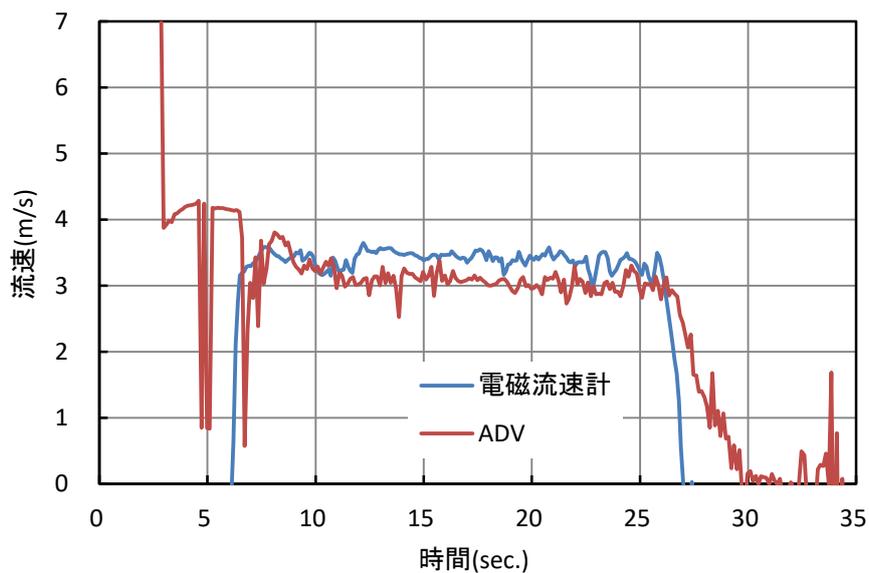


図 3-10 水位0.3m, 流速3m/sの条件で調整した水流の流速データ

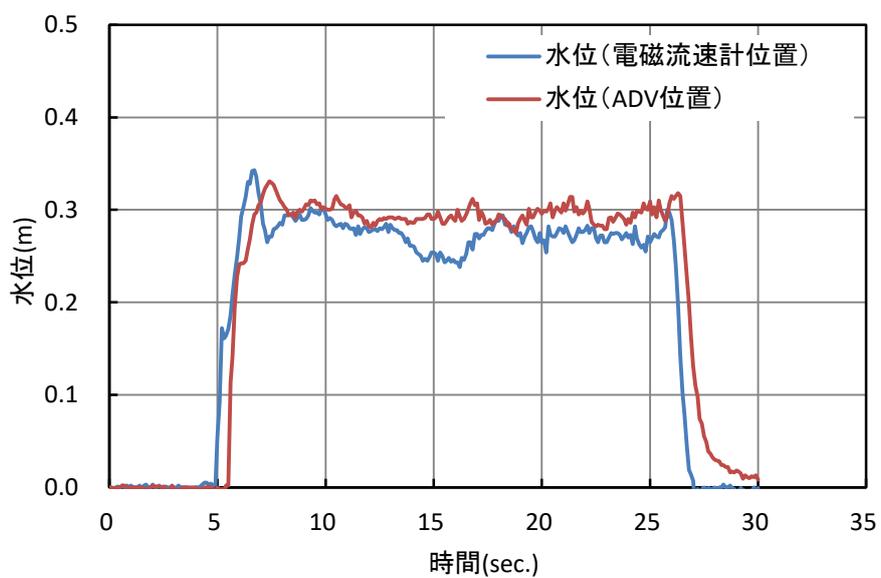


図 3-11 水位0.3m, 流速4m/sの条件で調整した水流の水位データ

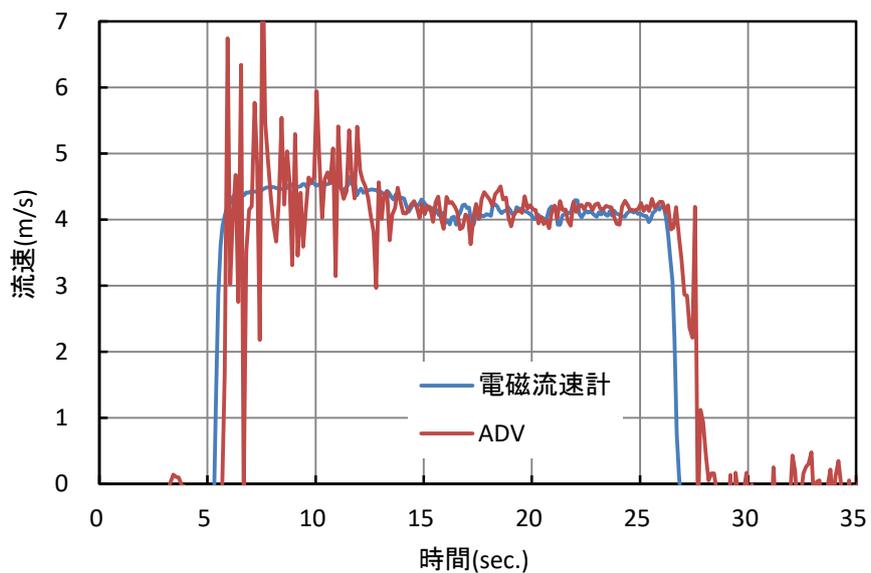


図 3-12 水位0.3m, 流速4m/sの条件で調整した水流の流速データ

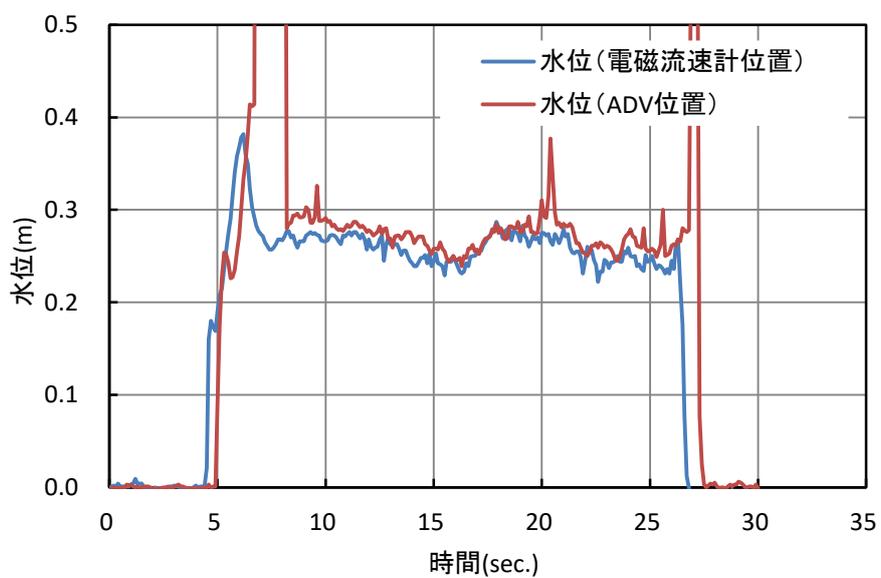


図 3-13 水位0.3m, 流速5m/sの条件で調整した水流の水位データ

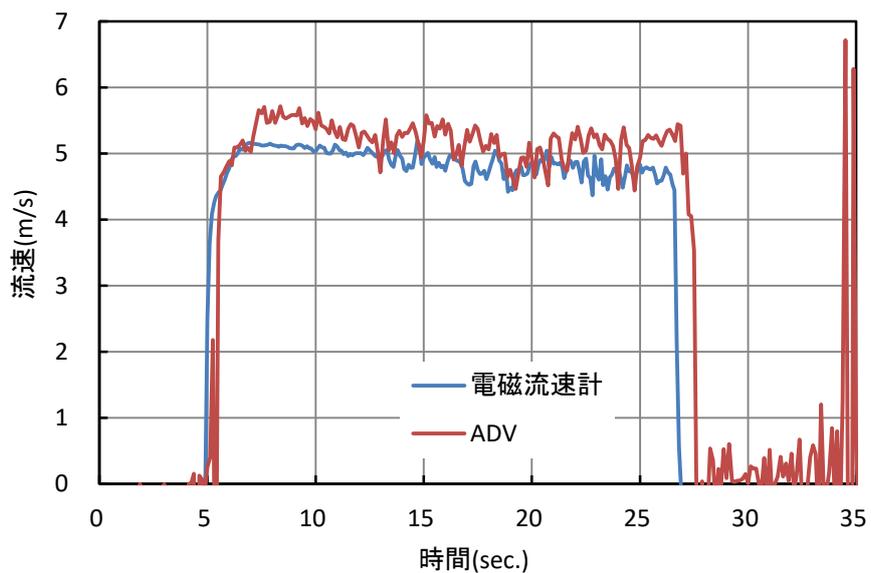


図 3-14 水位0.3m, 流速5m/sの条件で調整した水流の流速データ

(6) 計測誤差補正

本研究では漂流物の速度の確認が重要である。漂流物は津波表面の微小な波や被衝突物前面の反射波によって没水するので、速度解析のターゲットには適さない。したがって、漂流物から離れた上部に画像解析用のターゲットとして2つの白球を設置した。また、本試験体系では、漂流物はガイドレールにより自由度が拘束されているが、前後方向の回転運動（ピッチング）は制限されない。したがって、漂流物に回転運動が生ずるとその回転速度が漂流物本体の速度に誤差として加算されてしまうので、本研究では図 3-15に示した回転速度の誤差評価モデルを用い、必要に応じて漂流物の速度補正を行った。以下にその手順を示す。

漂流物が重心を中心に回転しながら並進するとし、重心位置の速度 (\dot{x}_c, \dot{y}_c) と白球の回転速度 (V_r) を、白球の速度 (\dot{x}_1, \dot{y}_1) , (\dot{x}_2, \dot{y}_2) から算出する。白球の位置を (x_1, y_1) , (x_2, y_2) とすると、 θ は以下の式で求まる。

$$\tan \theta = \frac{y_2 - y_1}{x_2 - x_1} \quad (30)$$

α は以下の式で求まる。

$$\tan \alpha = \frac{A}{B} \quad (31)$$

また、左の白球の速度については以下の式が成り立つ。

$$V_r \cos(\theta + \alpha) = \dot{x}_1 - \dot{x}_c \quad (32)$$

$$V_r \sin(\theta + \alpha) = \dot{y}_1 - \dot{y}_c \quad (33)$$

右の白球の速度については以下の式が成り立つ。

$$V_r \cos(\theta - \alpha) = \dot{x}_2 - \dot{x}_c \quad (34)$$

$$V_r \sin(\theta - \alpha) = \dot{y}_2 - \dot{y}_c \quad (35)$$

したがって、求めるべき衝突時の水平速度 (\dot{x}_c) は、式(32)と式(34)の連立方程式を解くことで算出できる。また角速度 β は以下の式で算出できる。

$$\beta = \frac{V_r}{L} \quad (36)$$

次に画角の誤差について図 3-16を用いて検討する。画像中心部と、画像の縁部では見かけの速度が異なるので、その差異を定量的に評価した。正面でのカメラと漂流物の

距離をA, 計測した漂流物の移動距離をB, 移動した際の角度を θ , カメラ正面での実際の微小移動距離を dx_1 , そのときの移動角度を $d\theta_1$, 画像の縁部での実際の微小移動距離を dx_2 , そのときの移動角度を $d\theta_2$ とすると, 以下の式が成り立つ.

$$\tan d\theta_1 = \frac{dx_1}{A} \quad (37)$$

$$\tan(\theta + d\theta_2) = \frac{B + dx_2}{A} \quad (38)$$

式(38)を, 加法定理を用いて整理すると, 以下の式となる.

$$\tan d\theta_2 = \frac{B + dx_2 - A \tan \theta}{A + B \tan \theta + dx_2 \tan \theta} \quad (39)$$

実際の移動距離は, $dx_1 = dx_2$ であり, θ が微小な場合, $\theta = \tan \theta$ と近似できるので, それぞれの移動角度の比は以下で示せる.

$$\frac{\tan d\theta_2}{\tan d\theta_1} = \frac{d\theta_2}{d\theta_1} = \frac{A^2}{A^2 + B^2 + B dx_1} \quad (40)$$

ここで, dx_1 が微小とすると, $d\theta_2$ と $d\theta_1$ との比は

$$\frac{d\theta_2}{d\theta_1} = \lim_{dx_1 \rightarrow 0} \frac{A^2}{A^2 + B^2 + B dx_1} = \frac{A^2}{A^2 + B^2} \quad (41)$$

となる. したがって, 例えばカメラとの距離が2.5m, 移動距離が1mとすると, 画像の縁部での速度は正面の86%として計測される. また, 一定区間の平均速度を算出する場合では,

$$\int \frac{A^2}{A^2 + B^2} dB = A \tan^{-1} \left(\frac{B}{A} \right) \quad (42)$$

となり, 上述の条件同様にカメラから漂流物までの距離が2.5m, 漂流物の移動距離が1mとして平均速度を算出すると, 見かけの速度は真値の95%となる.

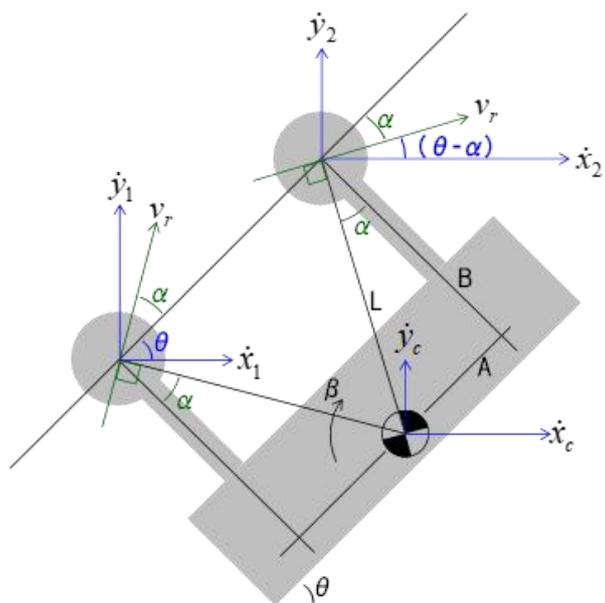


図 3-15 ピッチング方向の回転誤差補正

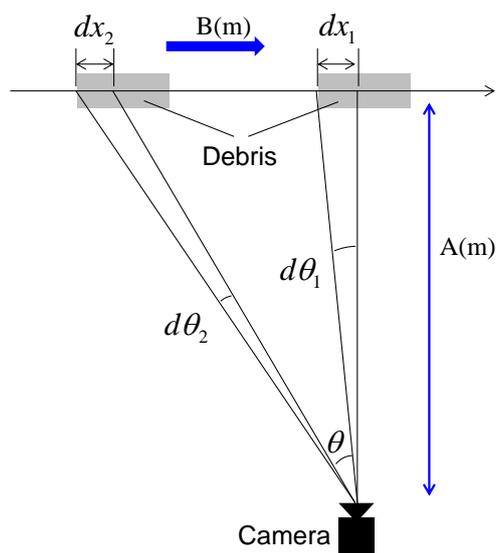


図 3-16 カメラの画角の誤差補正

3.2.2 衝突速度評価試験

(1) 試験装置構造

衝突速度評価試験の試験体系概要を図 3-17に、被衝突体の構造概要を図 3-18に示す。本試験では、被衝突体は平板の場合と円筒の場合の2種類実施した。それぞれの被衝突体の図面を図 3-19及び図 3-20に示す。また、被衝突体の写真を図 3-21及び図 3-22に示す。

被衝突体の平板、及び円筒は、幅を約400mmに設定しており、水路の流路幅4mに対して約1/10となっている。被衝突体の幅が水路に対して相対的に大きくなると、側壁との間の流路幅が減少するので、閉塞効果の影響を受けて被衝突体により造波された波による影響が無視できなくなる^{[52][53]}。この影響を排除するために被衝突体横幅について200, 400, 600 mmでSTAR-CCM+^[54]による数値流体解析を実施し、600 mmで抗力係数が大きく変化したことから被衝突体幅を400 mmに設定した(図 3-23)。

また、漂流物を上流側からそのまま流した場合(自由度に制限が無い場合)、被衝突体手前の流れによる影響を受けて、漂流物が被衝突体の正面に到達しない可能性がある。したがって、漂流物が被衝突体の正面に確実に進むように、本試験では被衝突体の手前1.3m(被衝突体が平板の場合)または1.6m(被衝突体が円筒の場合)まで、水路の上にガイドレールを設置している。漂流物上面の前後にそれぞれロッドを立てて、ガイドレールの中に漂流物のロッドを通すことで漂流物の進行方向を被衝突体正面の方向に制限している。ガイドレールとロッドが接触する面は摩擦係数の小さいテフロン^[55]の平滑面として、極力ガイドレールとロッドの摩擦の影響を小さくしている。ガイドレール全体の外観写真を図 3-24に示す。

漂流物は、ガイドレールの最上流側に設置したリリース装置にセットし、水の流れが定常状態となったタイミングで漂流物をリリースして流す。リリース装置は漂流物のロッドの途中に設置した棒に引っ掛ける形で漂流物を水面より上に保持し、遠隔操作で引っ掛けている部分を動かして漂流物を水面に落下させて漂流させる構造となっている。ガイドレールに漂流物をセットしている状態の写真を図 3-25に示す。

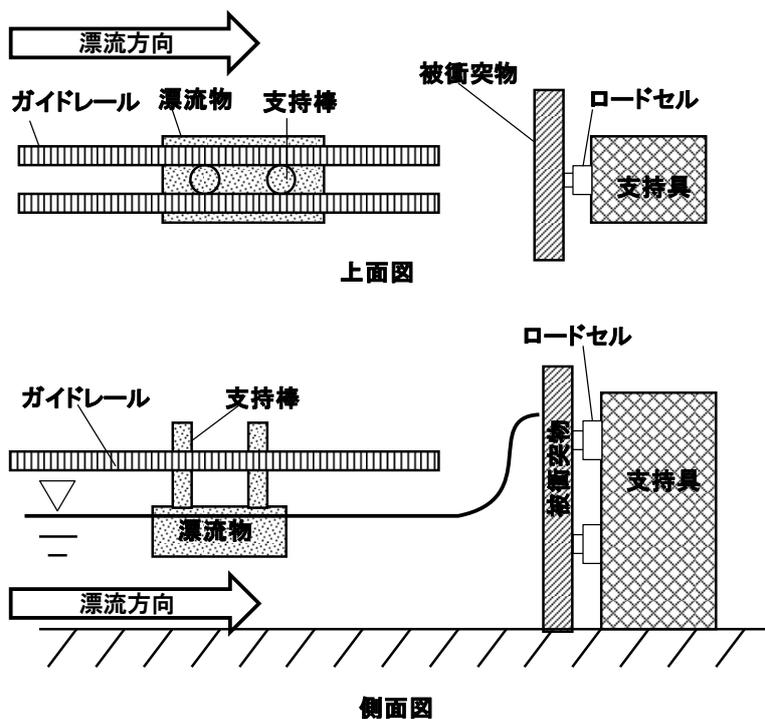


図 3-17 衝突速度評価試験の試験体系概要（被衝突体が平板の例）

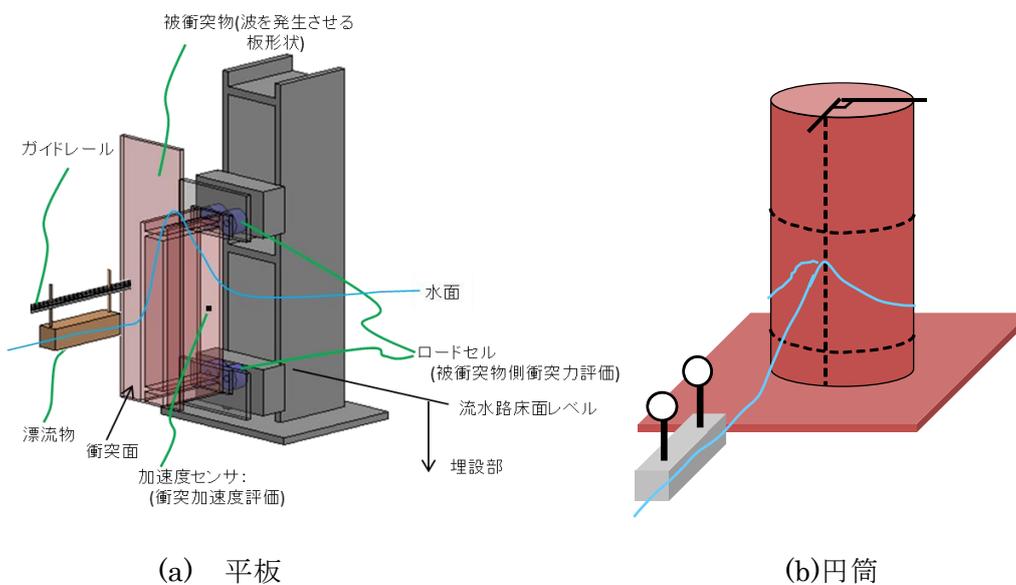


図 3-18 衝突速度評価試験の被衝突体構造概要

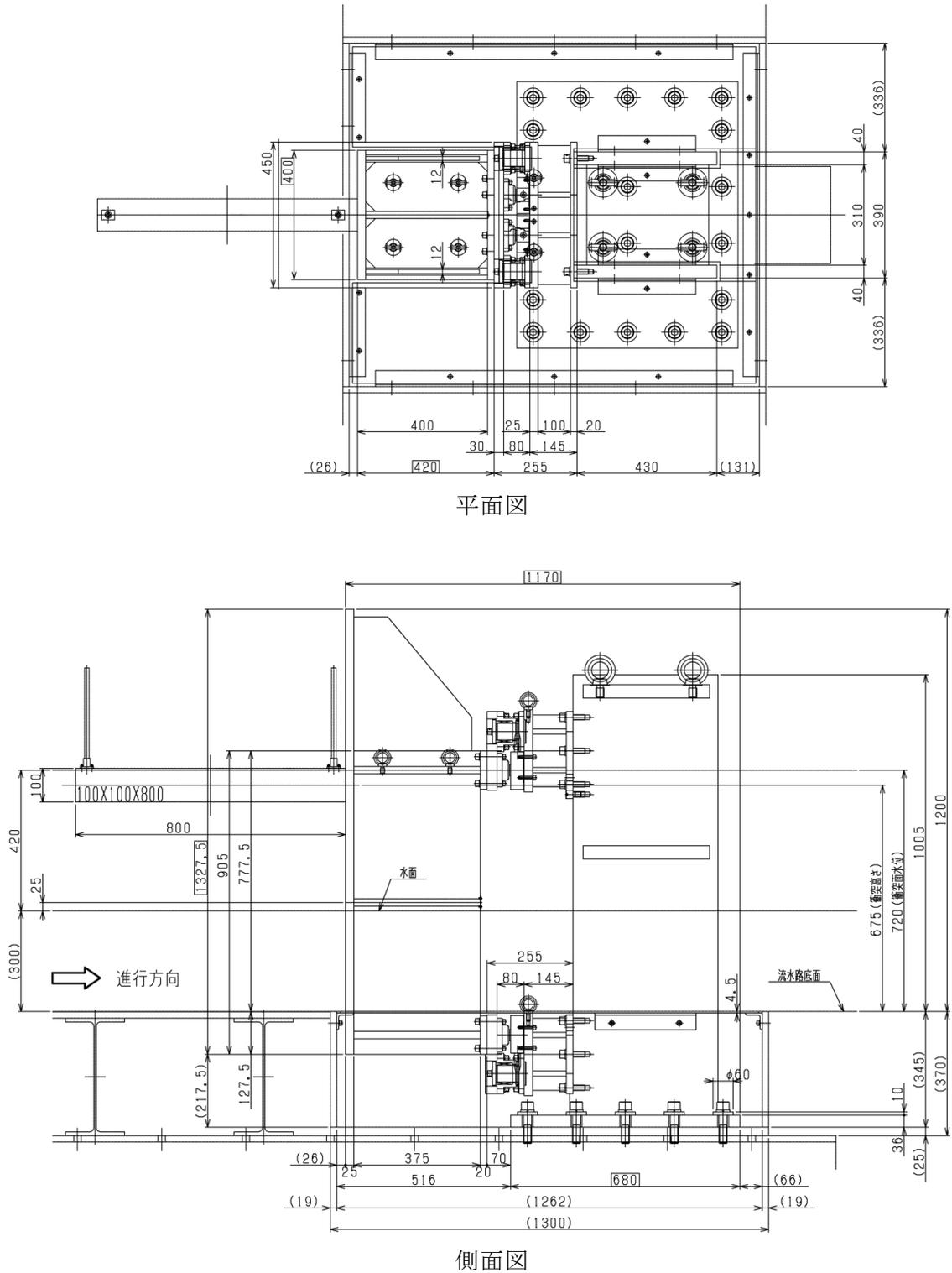


図 3-19 衝突速度評価試験の平板被衝突体構造図

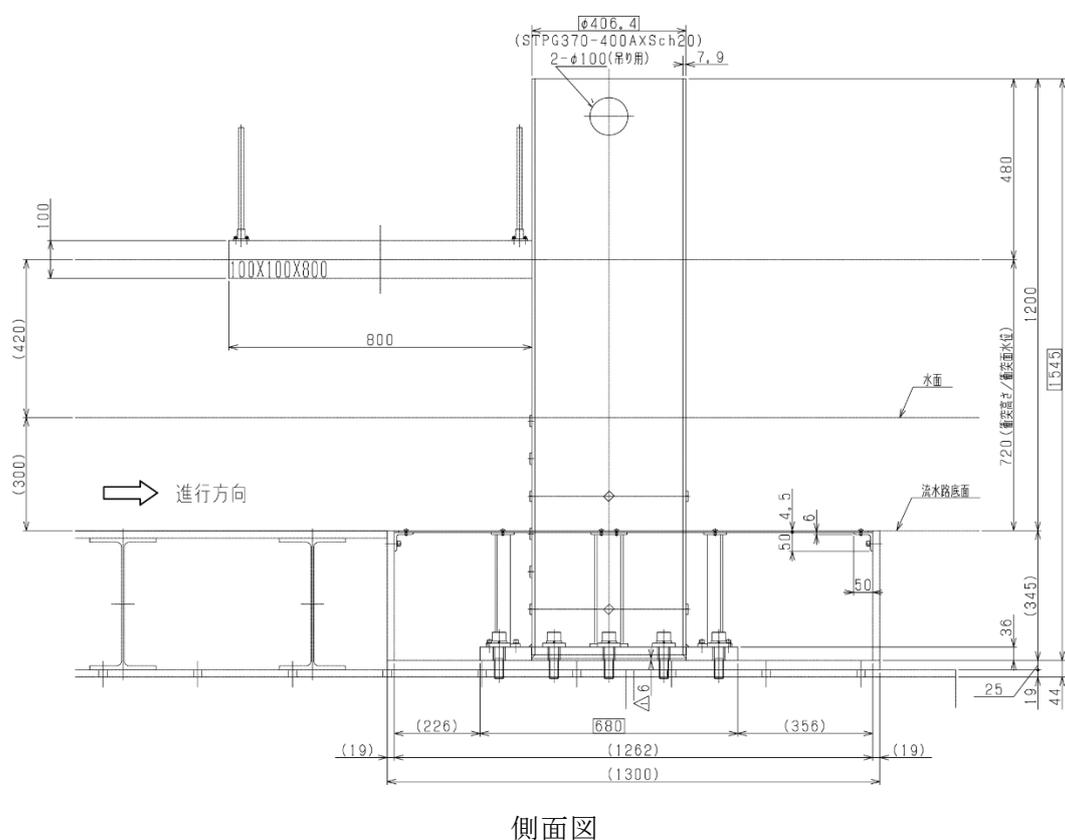
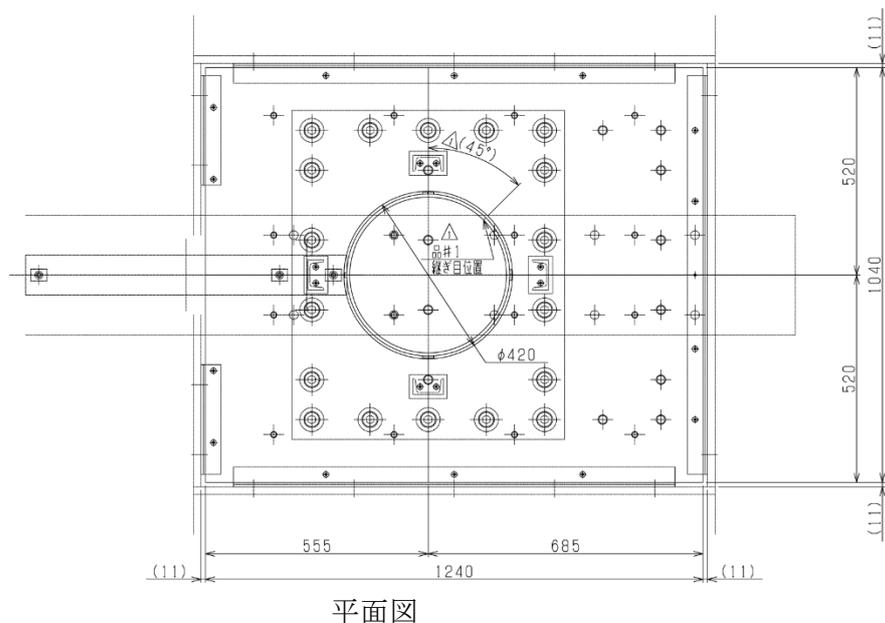


図 3-20 衝突速度評価試験の円筒被衝突体構造図

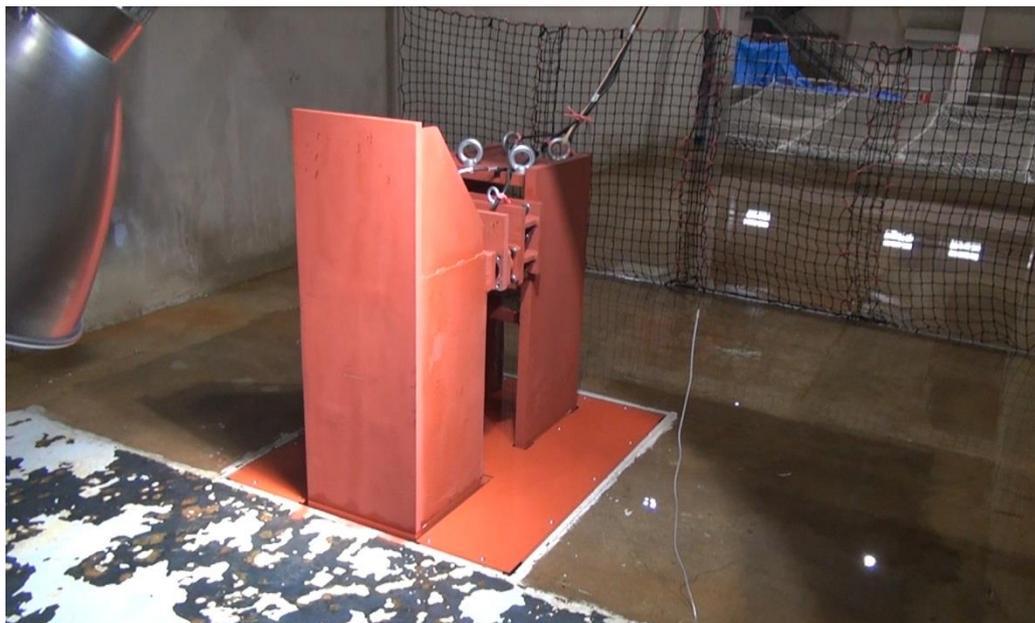
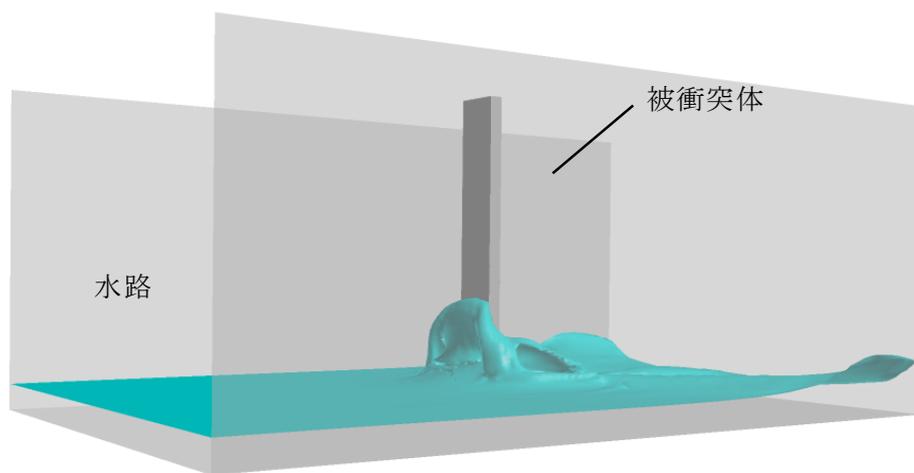


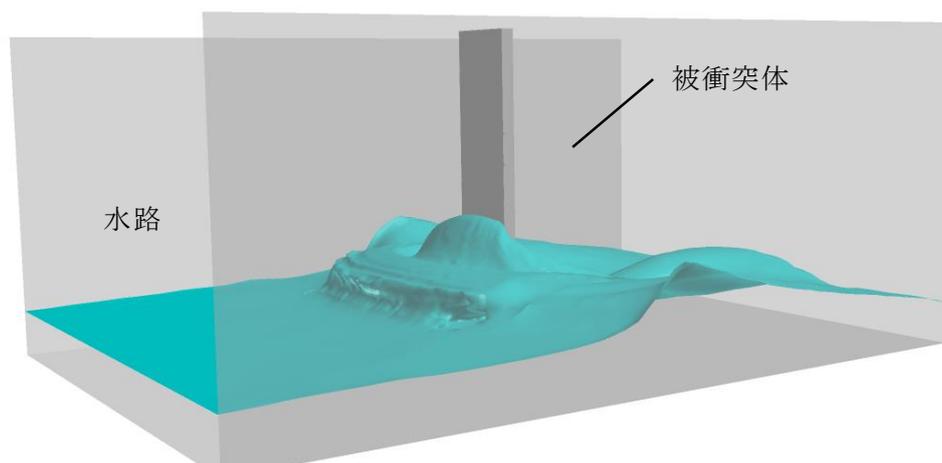
図 3-21 衝突速度評価試験の平板被衝突体



図 3-22 衝突速度評価試験の円筒被衝突体



(a) 被衝突体の幅 400mm



(b) 被衝突体の幅 600mm

図 3-23 水路幅に対する被衝突体幅の影響 (CFD評価結果)



図 3-24 ガイドレール

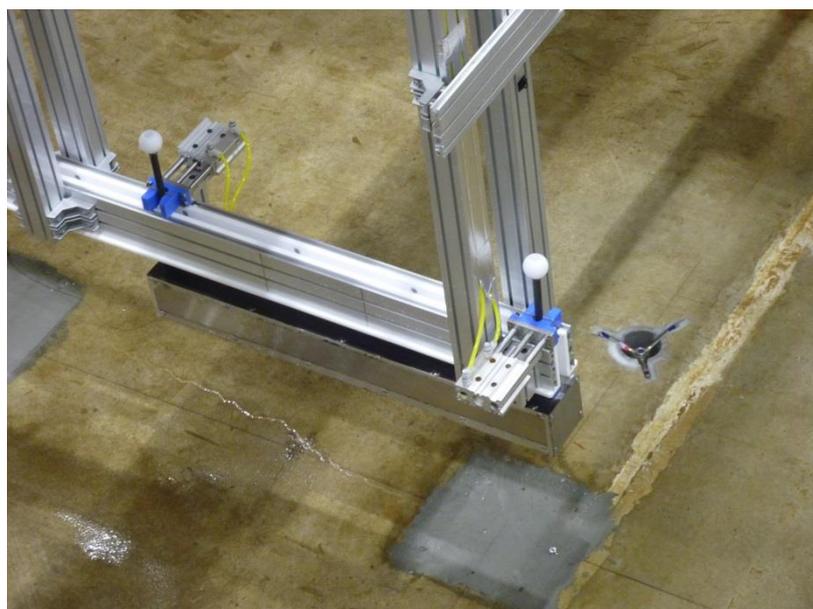


図 3-25 ガイドレールに漂流物をセットしている状態

(2) 試験ケース

衝突速度評価試験の試験ケースを表 3-4に示す。漂流物及び流速条件を変えて、平板の被衝突体では13ケース、円筒の被衝突体では4ケースの試験を実施した。一部において、再現性の確認のために複数回の試験を実施した。

表 3-4 衝突速度評価試験の試験ケース

被衝突体 形状	ケース	漂流物形状 幅×高×長(mm)	比重 (-)	カメラ追跡用 ロッド長さ(mm)	流速 (m/s)
平板	101-1	100×100×200	0.55	280	3
	102-1	100×100×400	0.55	280	3
	103-1 103-2	100×100×800	0.55	280	3
	104-1	100×100×200	0.55	280	5
	120-1	100×100×400	0.55	280	5
	105-1 105-2	100×100×800	0.55	280	5
	108-1	100×100×200	0.95	480	3
	109-1 109-2	100×100×800	0.95	480	3
	116-1	100×100×200	0.95	480	5
	119-1	100×100×400	0.95	480	5
	117-1 117-2	100×100×800	0.95	480	5
	118-1	50×50×200	0.95	530	3
	111-1	150×150×200	0.95	430	3
円筒	112-1 112-2	100×100×200	0.55	280	3
	113-1 113-2	100×100×800	0.55	280	3
	114-1 114-2 114-3	100×100×200	0.55	280	5
	115-1 115-2	100×100×800	0.55	280	5

3.2.3 衝突力評価試験

(1) 試験装置構造

衝突力評価試験の試験体系概要を図 3-26に、被衝突体の構造概要を図 3-27に示す。衝突力評価試験では、被衝突体によって水流が妨げられ、前面に形成される反射波による衝突速度の変化を避けるため、被衝突体の形状は水流をできるだけ妨げない形状とした。被衝突体の図面を図 3-28に、被衝突体の外観写真を図 3-29に示す。

被衝突体形状の流れへの影響を確認するため、数値流体解析を実施した。図 3-30に、入口境界流速を5 m/sの非定常解析とし、5秒後の水面下10 mmにおける被衝突物周囲の流速分布の解析結果を示す。また、この流速分布を用い、長さ L が短いために最も流速の変化の影響を受け易い $50 \times 50 \times 200$ mmの漂流物を対象とし、抗力による減速効果を算出した。図 3-31に計算結果を示す。被衝突体の先端では津波流速の低下が認められるが、その範囲が狭いため、漂流物の背面側での流速低下が少なく、漂流物の速度低下は0.33%と少ない結果を得た。また、これよりも大きな漂流物では前面と背面の速度差がさらに大きくなるので、漂流物速度に対する津波流速低下の影響はさらに小さく、計測値に与える影響は軽微になる。

漂流物を、拘束設備を用いずにそのまま流した場合、リリース時のわずかな横方向の力の影響を受けて、衝突時の向きがバラつくことも予想される。このため、衝突力評価試験でも漂流物が被衝突体の正面に確実に衝突し、衝突姿勢も制御できるように、水路上にガイドレールを設置した。衝突力評価試験の場合は被衝突体の手前で水流が遮られることによる水位上昇は無いため、ガイドレールは被衝突体まで設置し、被衝突体に対して衝突軸を垂直に保った。ガイドレールの構造は前項で示した衝突速度評価試験と同等の構造を用いた。

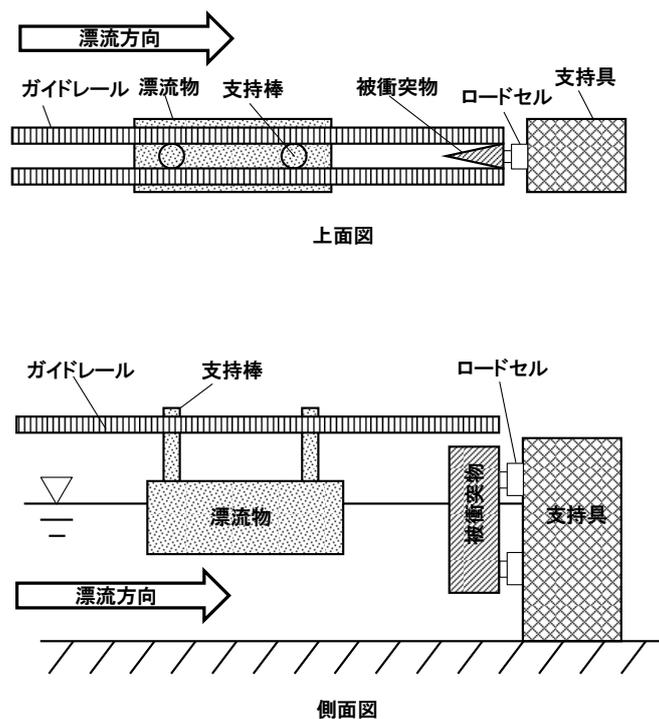


図 3-26 衝突力評価試験の試験体系概要

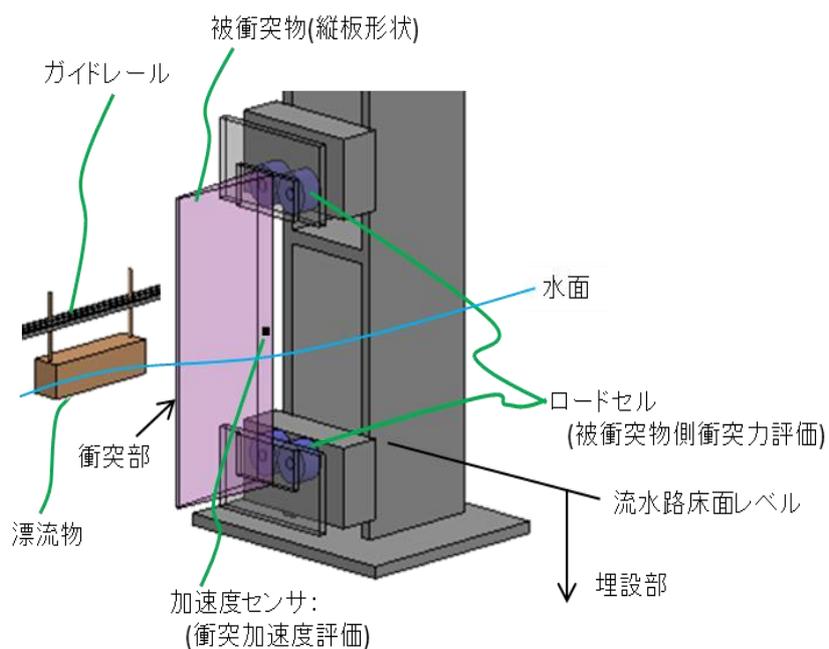


図 3-27 衝突力評価試験の被衝突体構造概要

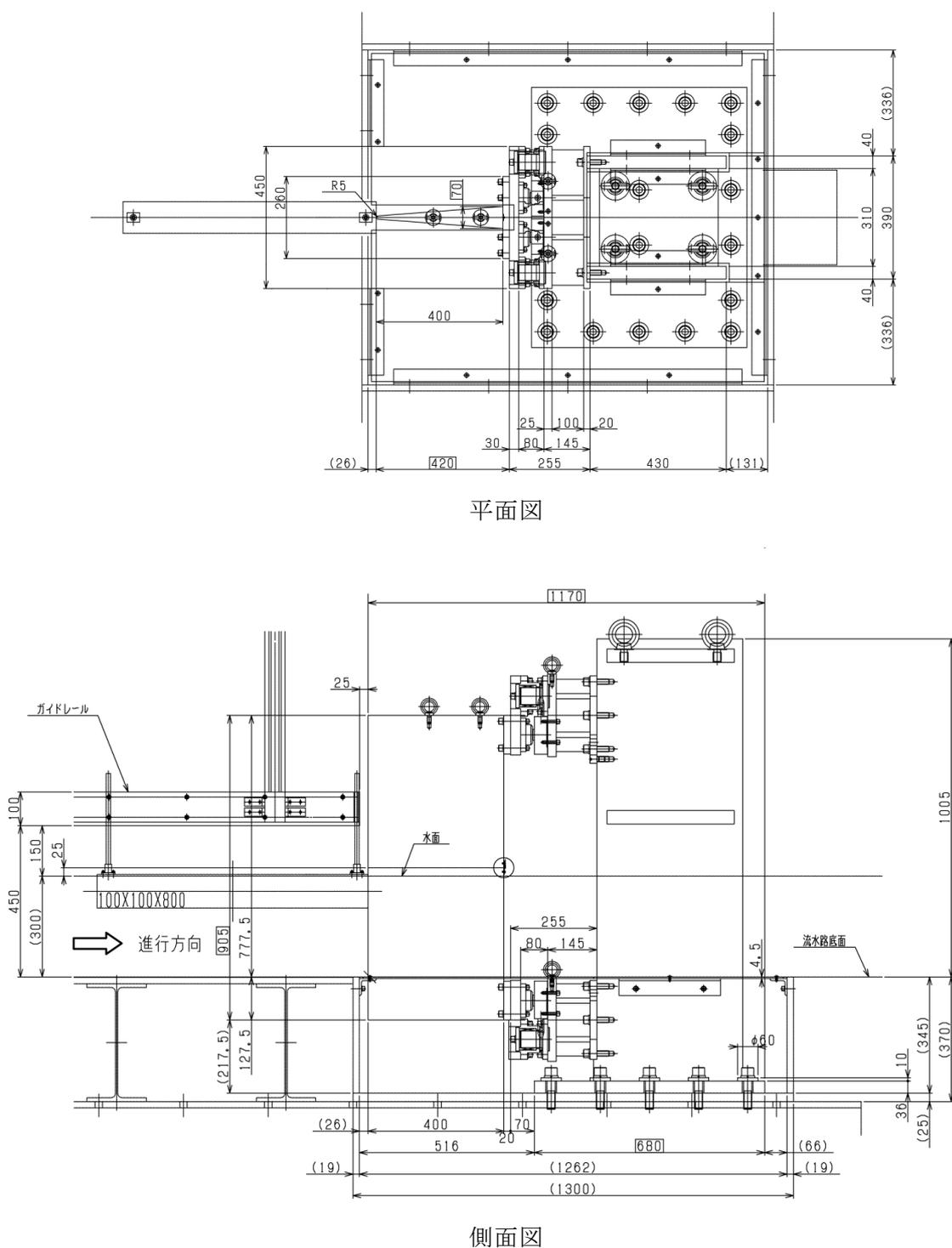


図 3-28 衝突力評価試験の被衝突体構造図

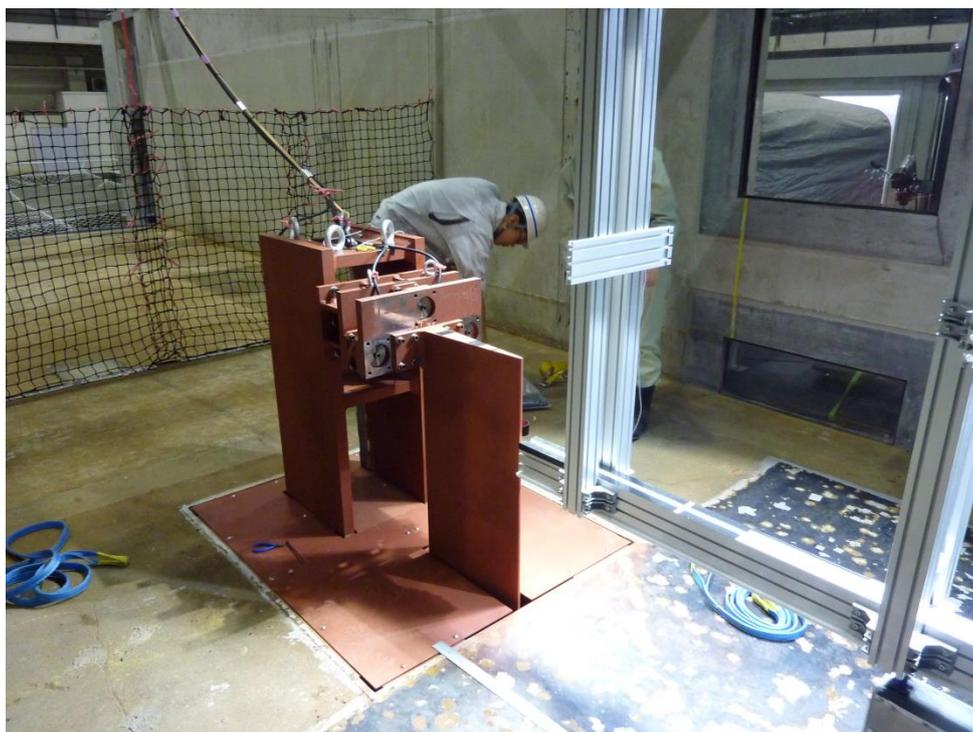


図 3-29 衝突力評価試験の被衝突体

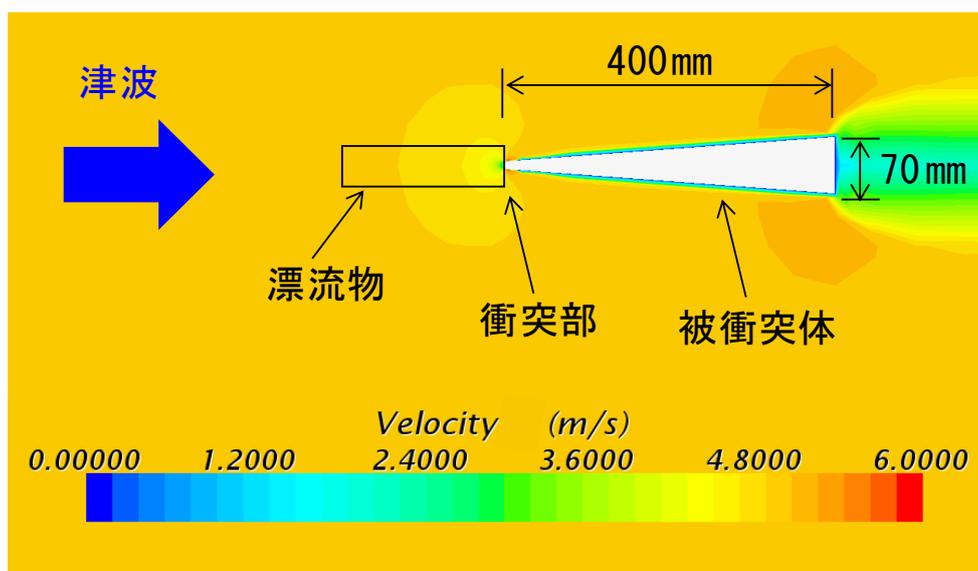


図 3-30 被衝突物による水流への影響確認結果
(CFDによる衝突力評価試験の被衝突体付近流速分布)

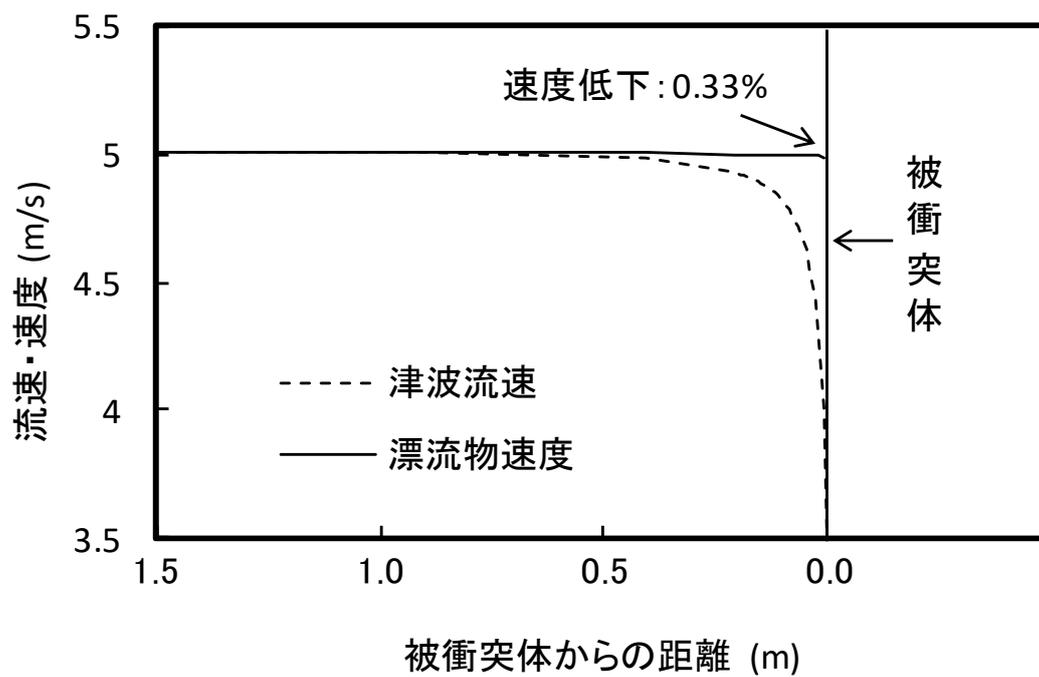


図 3-31 くさび形被衝突体前面の流速低下による漂流物速度への影響

(2) 気中衝突試験

衝突力評価試験では、水中での衝突速度評価試験と比較するため、水の無い状態で衝突力を測定する気中衝突試験を実施した。気中衝突試験は、被衝突体は水中で実施した衝突力評価試験と同じ被衝突体を用いて、漂流物を紐でぶら下げて振り子のように運動させて被衝突体に衝突させ、その衝突時の荷重を測定した。気中衝突試験の概要と試験時の状況をそれぞれ図 3-32、図 3-33に示す。

気中試験の試験条件は、漂流物の衝突姿勢（角度）や衝突速度が水中で実施した衝突力評価試験の結果と同じ条件となるように、漂流物の落下高さや漂流物をぶら下げている紐の長さを調節して実施した。

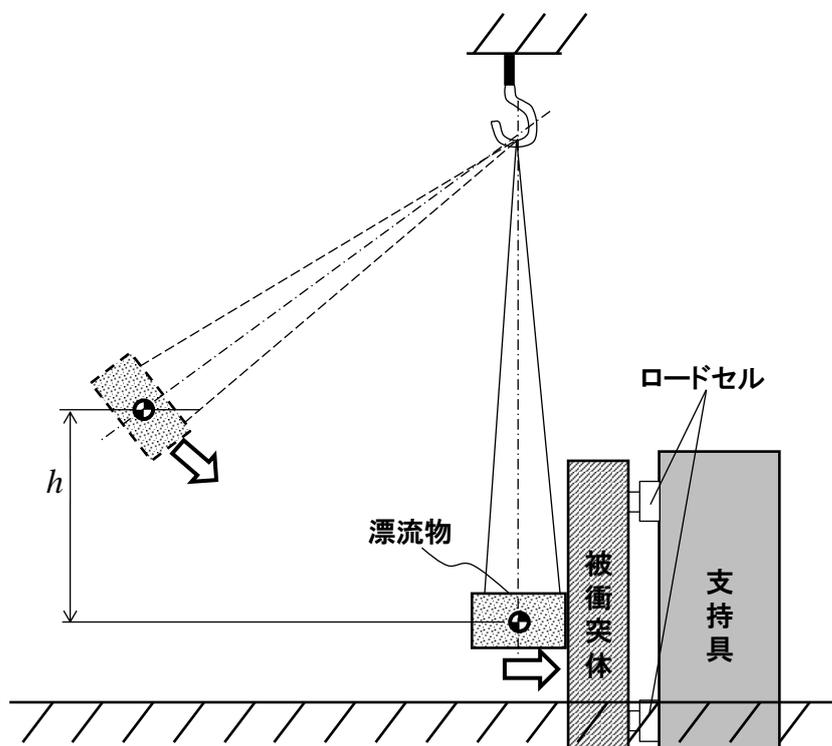


図 3-32 気中衝突試験の試験体系概要



図 3-33 気中衝突試験の状況

(4)試験ケース

衝突力評価試験の試験ケースを表 3-5に示す。また、気中で実施した試験ケースを表 3-6に示す。

表 3-5 衝突力評価試験の試験ケース

ケース	漂流物形状 幅×高×長 (mm)	比重 (-)	カメラ追跡用 ロッド長さ (mm)	流速 (m/s)
1-1	100×100×200	0.95	480	3
2-1	100×100×400	0.95	480	3
3-1 3-2	100×100×800	0.95	480	3
4-1	150×150×200	0.95	430	5
5-1	150×150×200	0.95	430	4
6-1	150×150×200	0.95	430	3
12-3	100×100×200	0.95	380	5
16-1	50×50×200	0.95	280	5
17-2	100×34×200	0.95	380	5
18-1 18-2	100×50×200	0.65	280	5
19-1	100×100×200	0.32	280	5
22-1	100×100×800	0.55	280	5
23-1	100×100×800	0.55	280	4
24-1	100×100×800	0.55	280	3
25-1	100×100×400	0.55	280	4
26-1	100×100×200	0.55	280	4

表 3-6 衝突力評価試験（気中試験）の試験ケース

ケース	漂流物形状 幅×高×長 (mm)	比重 (-)	比較対象の 水中試験ケース
201-1	100×100×200	0.95	1-1
202-1	100×100×400	0.95	2-1
203-1	100×100×800	0.95	3-1, 3-2
203-2			
204-1	150×150×200	0.95	4-1
204-2			
205-1	150×150×200	0.95	5-1
206-1	150×150×200	0.95	6-1
212-1	100×100×200	0.95	12-3
212-2			
216-1	50×50×200	0.95	16-1
217-1	100×34×200	0.95	17-2
218-1	100×50×200	0.65	18-1, 18-2
218-2			
219-1	100×100×200	0.32	19-1
219-2			
219-3			
222-1	100×100×800	0.55	22-1
222-2			
223-1	100×100×800	0.55	23-1
224-1	100×100×800	0.55	24-1
224-2			
225-1	100×100×400	0.55	25-1
226-1	100×100×200	0.55	26-1
226-2			

3.3 衝突試験結果

3.3.1 衝突速度評価試験

(1) 試験結果

図 3-34から図 3-38に、被衝突体が平板、円筒とし、津波流速を3m/s, 5m/sとした場合における、漂流物が衝突直前の高速度カメラ画像を示す。被衝突体が平板の場合と比較して、円筒場合では、前面に形成される反射波の領域が狭い。これは、円筒の被衝突体の方が平板よりも側方へ流れやすいためであり、流れを阻害され反射流となる水の割合が少ないためである。

表 3-7に衝突速度評価試験の試験結果一覧を示す。被衝突体として平板と円筒の2種、津波流速は3m/sと5m/sで実施した。被衝突体が平板の試験では13ケースのうち、明確に衝突が確認でき、衝突荷重も測定できたケースは4ケースで、残りは衝突しない、もしくは衝突が微弱なケースとなった。一方、被衝突体が円筒のケースでは、実施した4ケースのうち衝突しなかったのは1ケースのみとなった。

撮影した高速度カメラの動画から、速度の時刻歴を直接算出できるが、一コマごとに速度を算出するのでバラツキが大きい。このため本研究では、まず漂流物の上部に設置した白球の位置座標を特定し、漂流物中心の位置に変換した上で、解析対象の時刻の前後百点の位置座標を用いて時刻と位置の2次関数を作成し、これを微分することによって解析対象時刻における速度を求めた。

図 3-39に、平板を被衝突体としたケース101-1, ケース103-1, ケース103-2, ケース104-1において画像解析結果から算出した速度の時刻歴を示す。図 3-40に、円筒を被衝突体としたケース112-1, ケース112-2, ケース114-1, ケース114-2における速度の時刻歴を示す。漂流物は図の左側から進入し、右側の0mの位置にある被衝突体に近づき、条件によっては衝突する。なお、一部の試験ケースにおいては、被衝突体に接触する前に前面に形成される反射波によって漂流物が反転するなどして画像解析対象である白球が水没したため、位置座標を確定出来ないために終端速度を解析出来なかったが、別途ロードセルと加速度センサにより、衝突の有無を確認したため、衝突無しの場合は終端速度を0m/sとして漂流物の挙動を考察した。

例えばケース101-1（流速3m/s, 漂流物長さ200mm）の例（図 3-34）では、漂流物中心が被衝突体より0.7mほど手前で流速が急激に低下しており、このケースでは漂流物が被衝突体で反射波に押されて衝突していない様子が示されている。衝突前の動画を観察すると、反射波先端に到達した後ピッチング方向に複数回回転した後、被衝突体に接触せず、側方に流れた。

ケース103-2（流速3m/s, 漂流物長さ800mm）の例（図 3-35）では、漂流物中心位置が長さの半分であるため、被衝突体より0.4mの位置で流速が約0.7m/sとなっている。つまり、漂流物はこれ以上進むことはできず、この位置で接触していることを示しており、衝突速度が約0.7m/sであったことが示されている。

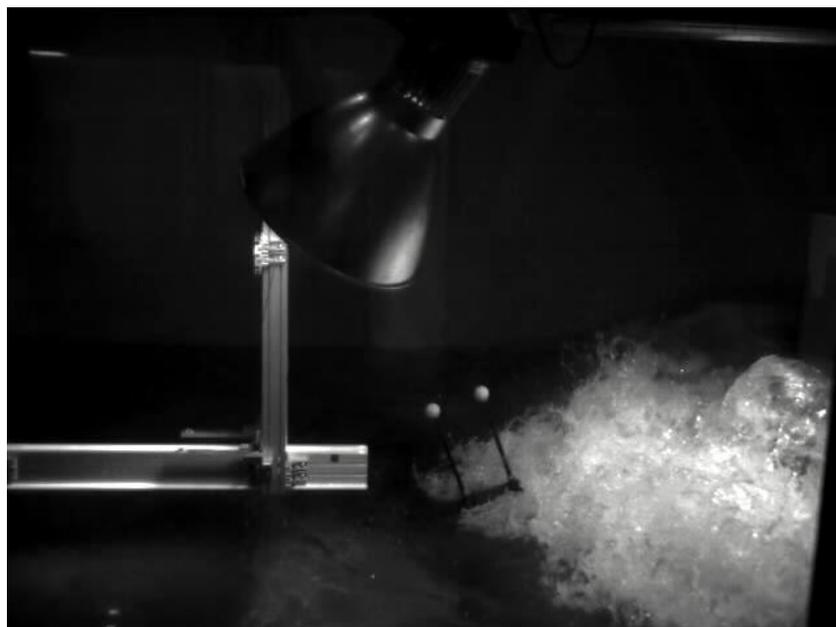


図 3-34 試験ケース101-1の高速カメラ画像（平板被衝突体）
（漂流物：100×100×200mm，比重0.55，流速：3m/s）



図 3-35 試験ケース103-2の高速カメラ画像（平板被衝突体）
（漂流物：100×100×800mm，比重0.55，流速：3m/s）

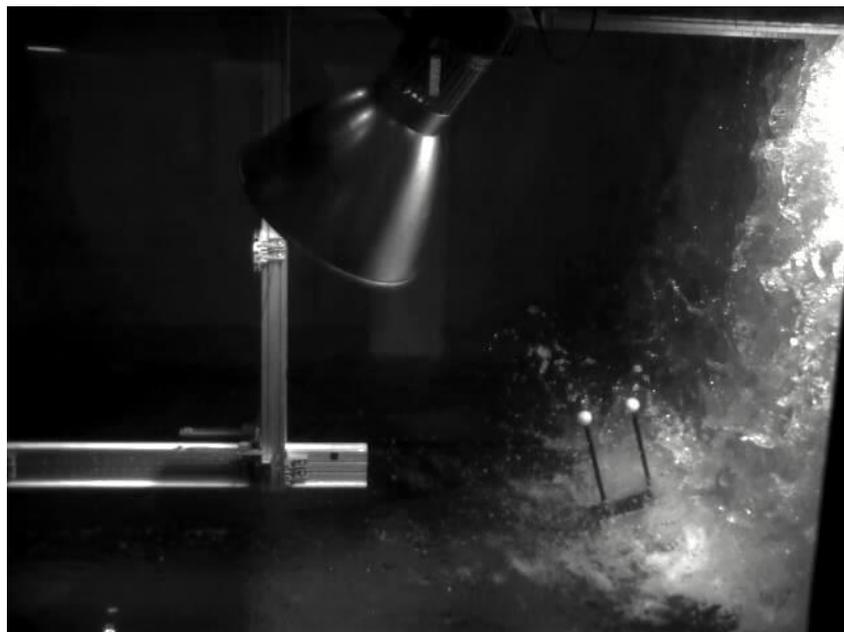


図 3-36 試験ケース104-1の高速カメラ画像（平板被衝突体）
（漂流物：100×100×200mm，比重0.55，流速：5m/s）



図 3-37 試験ケース112-2の高速カメラ画像（円筒被衝突体）
（漂流物：100×100×200mm，比重0.55，流速：3m/s）



図 3-38 試験ケース114-2の高速度カメラ画像（円筒被衝突体）
（漂流物：100×100×200mm，比重0.55，流速：5m/s）

表 3-7 衝突速度評価試験の結果

被衝突 体形状	ケース	漂流物形状 幅×高×長 (mm)	比重 (-)	カメラ 追跡用 ロッド長さ(mm)	流速 (m/s)	衝突の有無	衝突力 (kN)
	101-1	100×100×200	0.55	280	3	衝突せず	
	102-1	100×100×400	0.55	280	3	衝突せず	
	103-1	100×100×800	0.55	280	3	衝突	2.5
	103-2					衝突	1.5
	104-1	100×100×200	0.55	280	5	衝突せず	
	120-1	100×100×400	0.55	280	5	衝突せず	
	105-1	100×100×800	0.55	280	5	衝突	8.8
	105-2					衝突	7.2
平板	108-1	100×100×200	0.95	480	3	衝突と推測*1	
	109-1	100×100×800	0.95	480	3	衝突と推測*1	
	109-2					衝突と推測*1	
	116-1	100×100×200	0.95	480	5	衝突(微弱)*2	
	119-1	100×100×400	0.95	480	5	衝突	7.2
	117-1	100×100×800	0.95	480	5	衝突	12.9
	117-2					衝突	16.5
	118-1	50×50×200	0.95	530	3	衝突と推測*1	
	111-1	150×150×200	0.95	430	3	衝突(微弱)*2	
	112-1	100×100×200	0.55	280	3	衝突せず	
	112-2					衝突せず	
	113-1	100×100×800	0.55	280	3	衝突	
	113-2					衝突	
円筒	114-1	100×100×200	0.55	280	5	衝突	
	114-2					衝突	
	114-3					衝突	
	115-1	100×100×800	0.55	280	5	衝突	
	115-2					衝突	

*1：漂流物の加速度計に衝突と思われる信号が現れたがロードセルの応答は確認できないケース

*2：ロードセルの応答も確認されたが、荷重値が小さくノイズとの分離が困難なケース

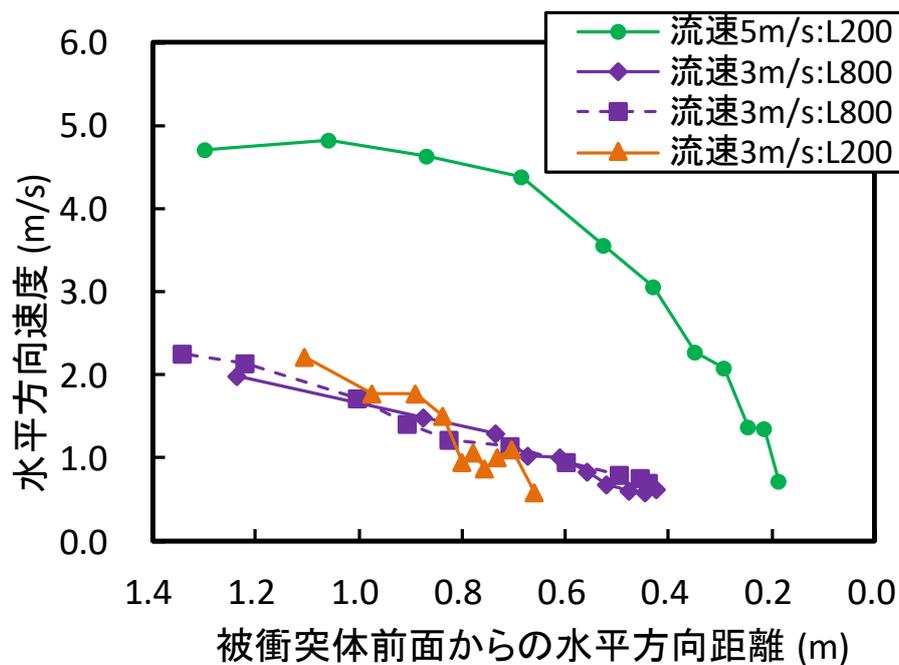


図 3-39 平板衝突体に対する漂流物の重心位置と速度の関係
(漂流物：100mm×100mm×200mm or 800mm，比重0.55)

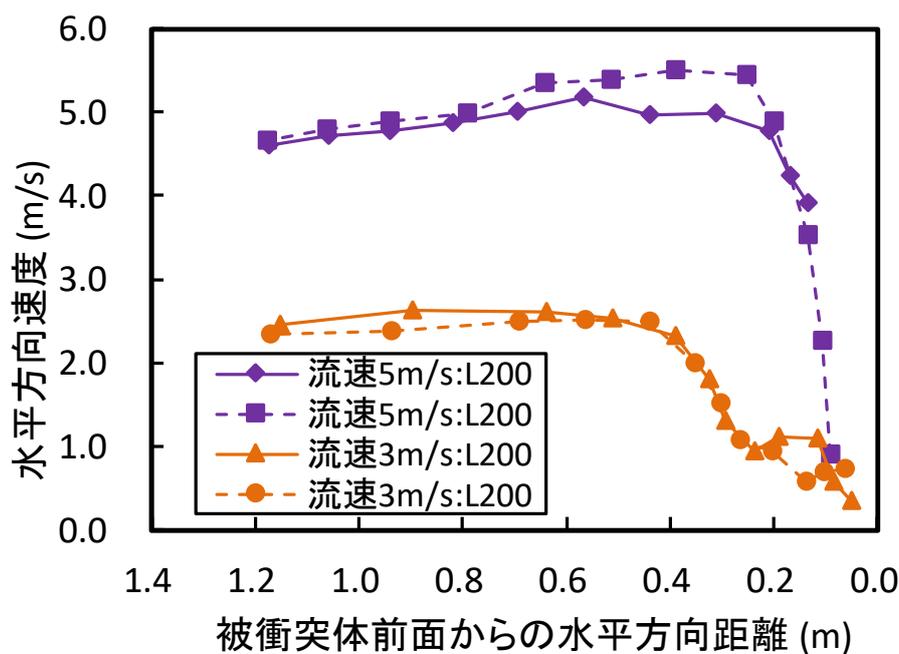


図 3-40 円筒衝突体に対する漂流物の重心位置と速度の関係
(漂流物：100mm×100mm×200mm，比重0.55)

(2) 衝突速度に対する被衝突体形状の影響評価

表 3-8および図 3-41に、被衝突体を円筒及び平板とした場合の衝突速度の比較結果を示す。全ての試験において平板よりも円筒が衝突しやすく、衝突速度が大きくなっている。これは被衝突体形状に由来する前面の反射波形状に起因する。円筒前面では衝突する水流が側面に周り込み易くよどみ難いため、反射波を形成する領域が狭く、反射流も弱い。これに対し平板前面では、衝突する水流は側面に周り込み難いため、衝突する水流は円筒の場合よりも上方、あるいは上流方向に進む成分が多くなる。したがって、被衝突体が平板の場合では反射波の影響が強く、水面近傍の上流方向への流れの影響範囲が広域になり、その結果として漂流物の減速効果が大きくなっている。このことは前述の図 3-39と図 3-40の漂流物の速度履歴でも裏付けられている。図 3-39に示した被衝突体が平板のケースでは、被衝突体からほぼ1mの距離で減速を開始していたのに対し、図 3-40に示した被衝突体が円筒のケースでは、減速を開始する位置が平板の場合よりも衝突体に近くなっていたことから確認できる。

(3) 衝突速度に対する漂流物長さの影響評価

表 3-9と図 3-42に漂流物長さが衝突速度に及ぼす影響を比較した結果を示す。グループごとに短い順に並べて記載した。また、衝突速度が判読困難であった試験ケースは除いた。

本研究における試験条件では、流速と被衝突体の形状の差により、反射波の領域が若干異なっていたが、ほぼ800mmの漂流物と同等の長さの反射波を形成していた。、反射波の長さよりも短い漂流物では、反射波によって衝突前の速度が大幅に減速され、衝突に至らない結果を得た。図 3-39や図 3-40以外でも画像解析で求めた速度履歴はすべての試験ケースにおいて、反射波によって漂流物の速度が大幅に減速されていることが確認でき、甲斐田らの報告^[39]と一致する結果を得た。

表 3-8 被衝突体形状の違いに対する衝突速度の比較

漂流物形状 幅×高×長 (mm)	比重 (-)	流速 (m/s)	円筒試験		平板試験	
			ケース	衝突速度 (m/s)	ケース	衝突速度 (m/s)
100×100×200	0.55	3	112-1	衝突せず	101-1	衝突せず
100×100×800	0.55	3	113-1	1.4	103-1	0.8
			113-2	1.1	103-2	0.5
100×100×200	0.55	5	114-2	0.8	104-1	衝突せず
100×100×800	0.55	5	115-1	3.0	105-2	2.1
			115-2	2.7		

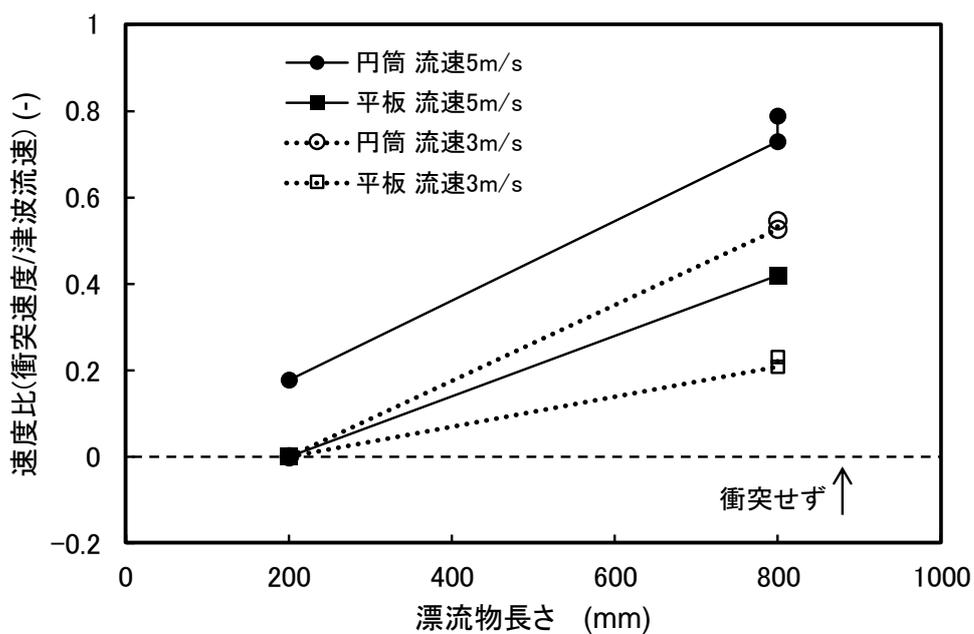


図 3-41 被衝突体形状と衝突速度の関係

表 3-9 衝突速度に対する漂流物長さの依存性

No.	幅 (mm)	比重 (-)	重量 (kg)	津波流速 (m/s)	衝突速度 (m/s)
101-1	100×100×200	0.55	1.1	3	衝突せず
102-1	100×100×400	0.55	2.2	3	衝突せず
103-1	100×100×800	0.55	4.4	3	0.8
103-2					0.5
104-1	100×100×200	0.55	1.1	5	衝突せず
120-1	100×100×400	0.55	2.2	5	衝突せず
105-2	100×100×800	0.55	4.4	5	2.1
108-1	100×100×200	0.95	1.9	3	0.1
109-1	100×100×800	0.95	7.6	3	0.5

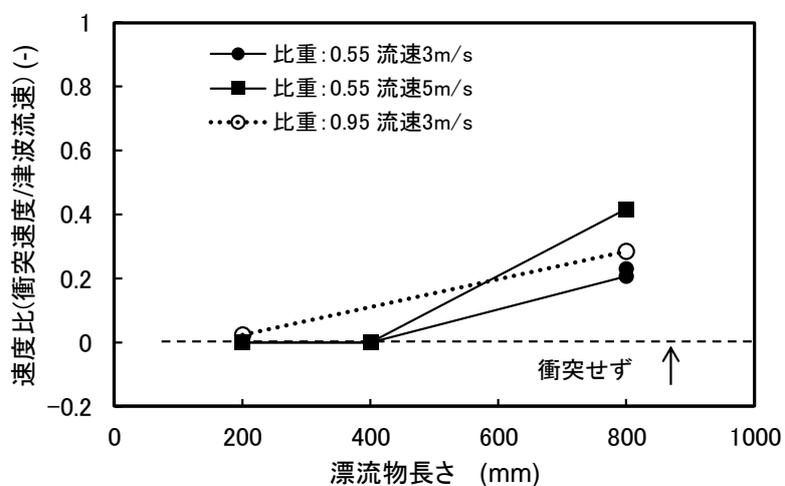


図 3-42 漂流物の衝突速度比と長さの関係

3.3.2 衝突力評価試験

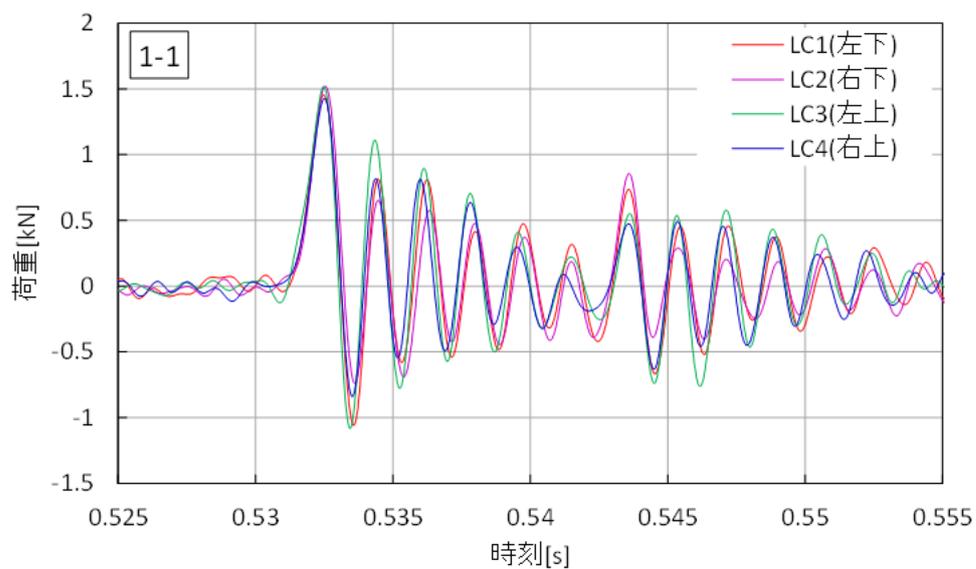
衝突力評価試験では、被衝突体の前面に発生する反射波による衝突速度減少の影響を排除し、被衝突体に対して正面から漂流物を衝突させる事で、水中における漂流物の最大衝突力を計測し、気中衝突と比較することを目的としている。図 3-43に、衝突力評価試験の高速カメラの画像を示す。長さ800mmの漂流物が右側に設置されたくさび形の被衝突体に衝突する直前の画像である。被衝突体の左端が衝突位置であるが、衝突速度評価試験で観察されたような反射波は存在しないことが確認できる。表 3-10に衝突力評価試験の試験結果一覧を示す。表には、水中で実施した衝突力評価試験の試験ケースと、その各ケースと対応した気中試験の試験ケースを同じ行に並べて記載している。表中の衝突速度と衝突角度は、高速カメラの画像解析によって求めた。また衝突力は、4ヶ所のロードセルで測定している荷重の各ピーク最大値の合計を衝突力として示している。図 3-44から図 3-46に代表ケースのロードセルによる荷重の測定結果を示す。なお、ロードセルの荷重データは、ノイズ除去を目的に測定データのFFT処理を実施し、ノイズと考えられる1000Hz以上の信号を除去した結果を示した。



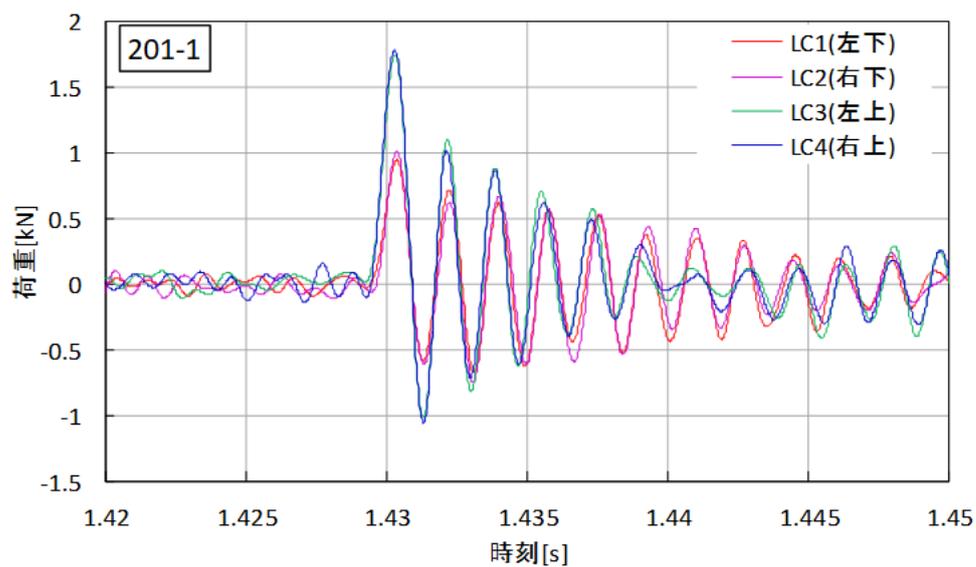
図 3-43 衝突力評価試験の高速カメラ画像

表 3-10 衝突力試験結果

漂流物 幅×高さ×長さ (mm)	比重 (-)	重量 (kg)	水中試験			気中試験				
			試験 No.	衝突速度 (m/s)	衝突角度 (度)	衝突荷重 (kN)	試験 No.	衝突速度 (m/s)	衝突角度 (度)	衝突荷重 (kN)
100×100×200	0.95	1.90	1-1	2.7	50	5.9	201-1	2.2	39.5	5.5
100×100×400	0.95	3.80	2-1	2.6	26	10.0	202-1	2.1	25.0	10.4
100×100×800	0.95	7.60	3-1	2.2	2.1	30.2	203-1	2.3	2.7	35.9
			3-2	2.2	0.9	31.2	203-2	2.2	3.9	37.1
150×150×200	0.95	4.28	4-1	4.9	29	25.1	204-1	2.2	22.2	11.0
			204-2				204-2	4.6	22.0	21.6
150×150×200	0.95	4.28	5-1	3.9	12	21.7	205-1	4.0	14.6	18.9
150×150×200	0.95	4.28	6-1	2.5	48	10.4	206-1	2.3	33.0	8.2
100×100×200	0.95	1.90	12-3	5.0	14	19.0	212-1	4.8	15.7	18.7
							212-2	4.8	13.5	17.8
50×50×200	0.95	0.48	16-1	5.0	6.8	5.7	216-1	4.7	6.4	5.5
100×34×200	0.95	0.65	17-2	5.0	-4.3	5.9	217-1	4.8	-3.6	5.1
100×50×200	0.65	0.65	18-1	5.1	8.6	7.7	218-1	4.9	11.0	6.8
			18-2	4.7	11	7.9	218-2	4.8	11.0	6.9
100×100×200	0.32	0.64	19-1	5.2	0.0	6.5	219-1	4.7	1.3	6.0
							219-2	4.7	1.3	4.7
							219-3	4.8	1.8	4.4
100×100×800	0.55	4.40	22-1	4.6	0.8	46.7	222-1	4.4	1.5	33.4
							222-2	4.4	1.5	36.3
100×100×800	0.55	4.40	23-1	3.6	1.3	32.8	223-1	3.7	3.0	28.8
100×100×800	0.55	4.40	24-1	2.1	0.0	25.5	224-1	2.3	1.2	18.2
							224-2	2.1	1.2	19.1
100×100×400	0.55	2.20	25-1	3.1	6.8	15.5	225-1	3.1	9.1	14.8
100×100×200	0.55	1.10	26-1	4.0	5.4	9.5	226-1	4.3	6.5	9.2
							226-2	4.2	7.7	9.1



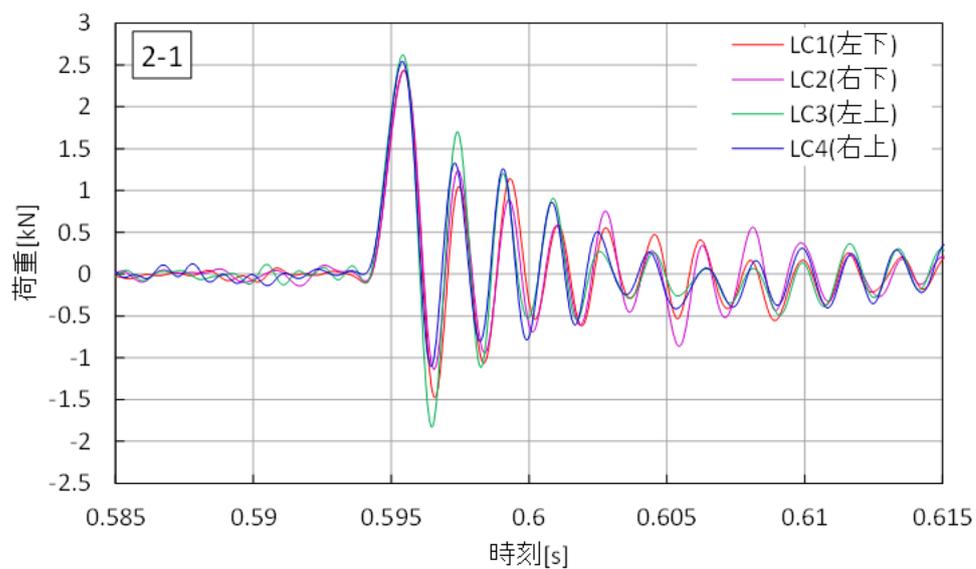
(a)水中衝突試験結果



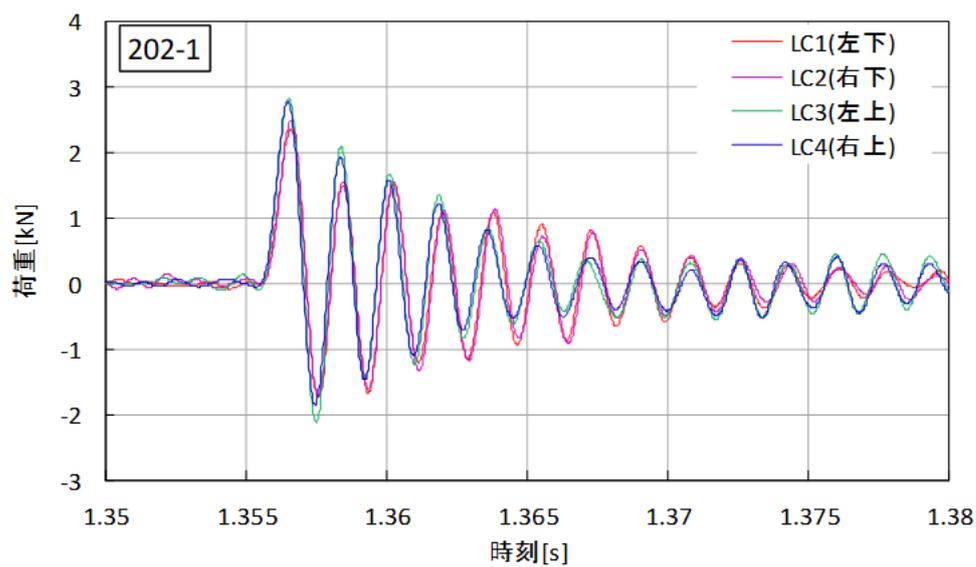
(b)気中衝突試験結果

図 3-44 ロードセルの計測荷重波形

(漂流物 $100 \times 100 \times 200\text{mm}$, 比重 0.95 , 流速 3m/s)



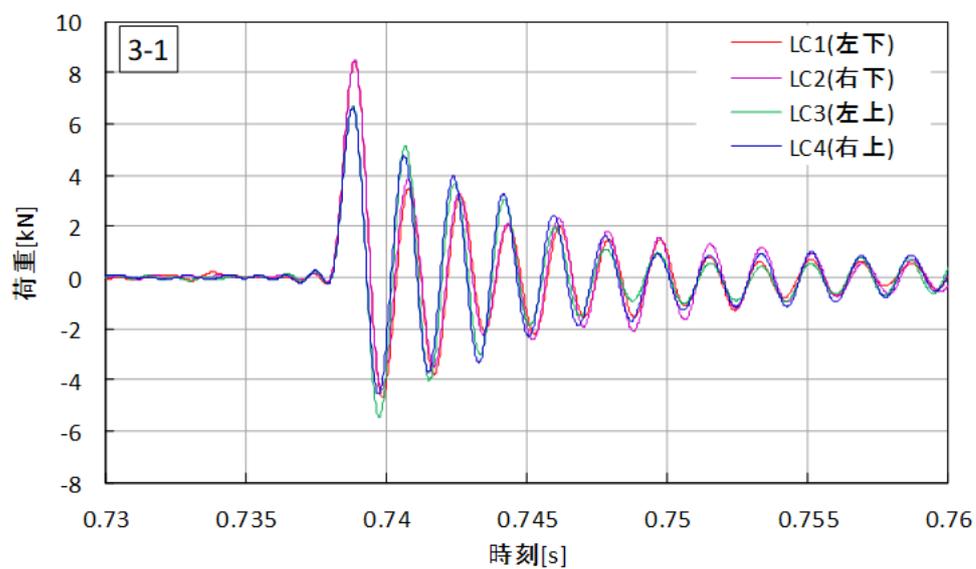
(a)水中衝突試験結果



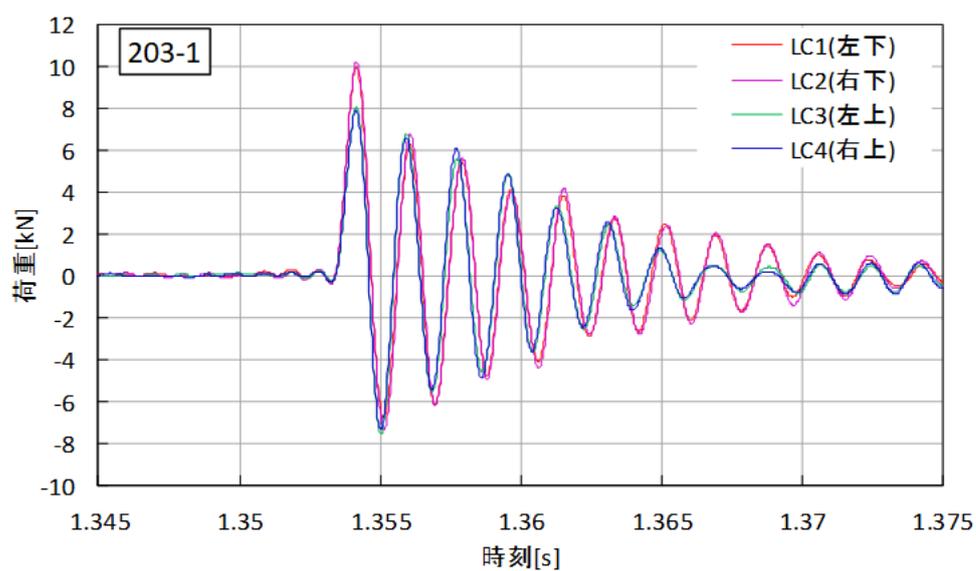
(b)気中衝突試験結果

図 3-45 ロードセルの計測荷重波形

(漂流物 $100 \times 100 \times 400\text{mm}$, 比重 0.95 , 流速 3m/s)



(a)水中衝突試験結果



(b)気中衝突試験結果

図 3-46 ロードセルの計測荷重波形
(漂流物 $100 \times 100 \times 800\text{mm}$, 比重0.95, 流速 3m/s)

3.4 荷重推定式の検討

(1)被衝突体の前面に生ずる反射波の影響

次式で示すFEMA式（再掲）では，速度 u_{max} に，漂流物が流れているサイトの最大流速を設定することとしている．

$$F_i = 1.3u_{max}\sqrt{km_a(1 + c_i)} \quad (43)$$

これは，漂流物は周囲の流れによって移動するため，漂流物の移動速度は周囲の流速を超えないことから，最大流速を設定しておけば保守側の評価になり，衝突力を安全側に概略評価するには有効である．しかし，FEMA式の物理的な意味を考慮すると，本来は速度の値に漂流物が被衝突物に衝突する速度を設定するのが妥当である．衝突速度評価試験で得られた，流速と漂流物の衝突速度の関係を図 3-47に示す．流速に対する衝突速度の比は，被衝突体が円筒の場合で0.2～0.8，被衝突体が平板の場合で0.02～0.4となり，衝突速度は津波流速を上回らない．FEMA式の衝突力評価では，衝突力は設定する速度に比例するため，流速と衝突速度の違いはそのまま衝突力の違いになる．このため，衝突力の評価をする場合には，FEMA式の代わりに速度の項に漂流物の衝突速度を設定する荷重推定式を用いることで合理的に評価することができる．

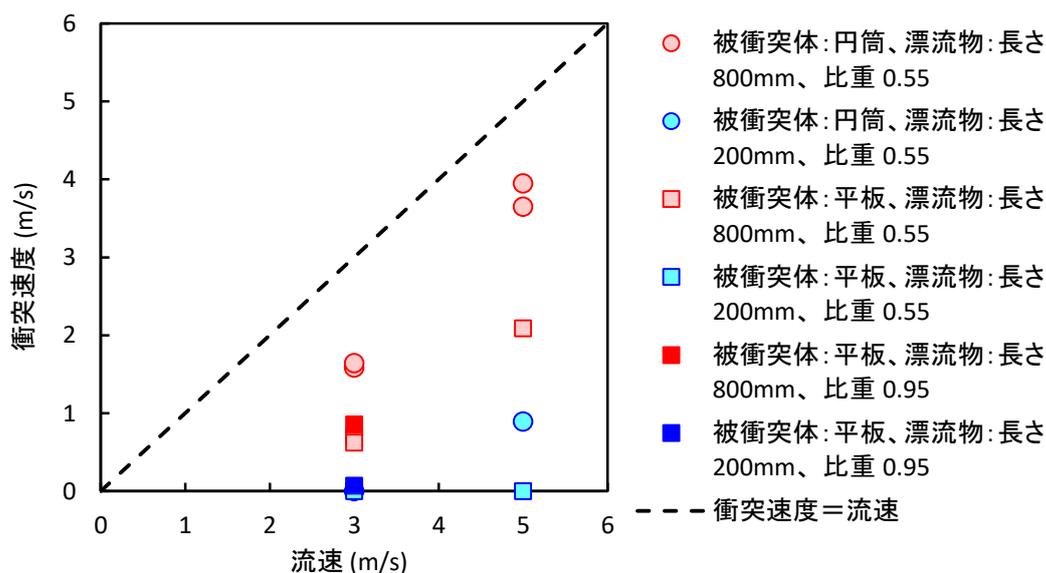


図 3-47 漂流物の衝突速度と流速の関係

(2) 水中衝突力の評価

第1章で述べたように、持続波における漂流物の衝突力の評価方法として、力積を用いる方法、仕事を用いる方法、有効剛性を用いる方法があるが、本研究では有効剛性を用いる方法で検討を進める。

有効剛性を用いる衝突力の算定式は、水中の運動を考慮する際に重要な付加質量係数を考慮して以下の式（荷重推定式）で記述できる。

$$F_c = v_w \sqrt{km(1+C)} \quad (44)$$

ここで、 F_c は衝突荷重、 v_w は水中試験における漂流物の衝突速度、 m は漂流物の質量、 k は有効剛性、 C は付加質量係数である。右辺の衝突速度 v_w を津波流速 u_{max} に置き換え、安全係数1.3を乗ずるとFEMA式による衝突力の評価方法と同等になる。

前述(1)の結果では、衝突速度 v_w は、FEMA式で評価に使用する津波流速 u_{max} を、常に下回ることを示した。また、漂流物の衝突速度については、モリソン式を用いた予測方法の提案^{[34][63]}や、反射波における減速の効果も考慮した漂流物速度の予測方法の提案^[64]も有るため、これらの予測速度を用いることで、式(44)により衝突荷重 F_c を合理的に予測できる。衝突力の算定に必要な有効剛性 k の算出には、次式の関係を用いた。

$$F_a = v_a \sqrt{km} \quad (45)$$

ここで、 F_a は気中試験の衝突力、 v_a は気中試験における漂流物の衝突速度である。この式は力学的エネルギー保存の関係から求められる衝突力の式であり、この関係に基づいて、有効剛性 k を算出した。

図 3-48に付加質量係数 C として1.0を用い、荷重推定式(44)から算出した衝突荷重を水中試験の実測値と比較した結果を示す。また安全係数として、1.25を乗じた値も合わせて示す。なお、FEMA式では安全係数として1.3が用いられた^[60]が、引用元のASCEの改訂で1.25に変更された^[61]ため、新たな係数を用いた算定結果を記載した。この安全係数1.25を準用することで、2475年に一度発生する規模の最大津波に対し、97%の確率で安全が確保される^[62]。また、試験における水中衝突力については、気中衝突力に対して約2割小さい値として計測された場合があったため、全ての実測値を1.2倍として評価に用いた。

図中の破線は衝突荷重の推定値と試験による実測値が等しいことを示す線である。図を見ると、推定した衝突荷重は試験の実測値に近い結果となった。また、安全係数を乗じた比較結果では、荷重の推定値の全てが試験の実測値を上回る結果となった。

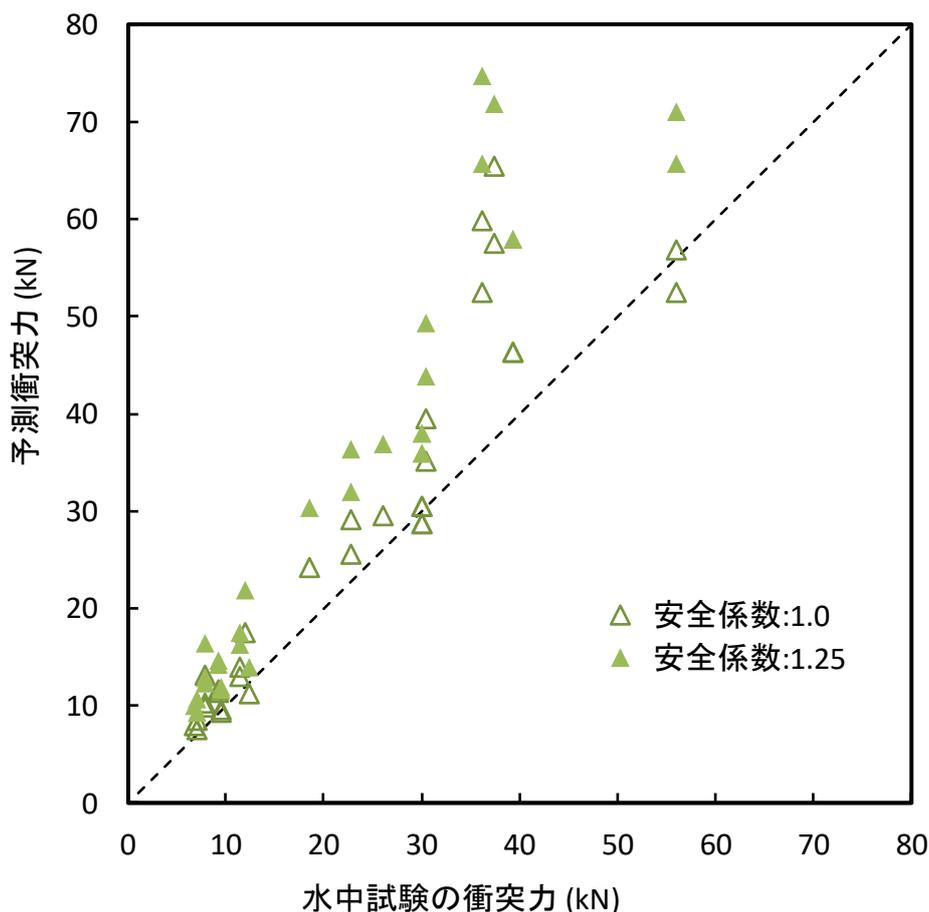


図 3-48 荷重推定式による衝突力と水中衝突試験結果の比較

(3) 荷重推定式による衝突力評価の適用性検討

前項では試験で得られた水中衝突力を用いて、付加質量の検討や、荷重推定式による衝突力との比較を行った。この時の荷重推定式に設定する有効剛性 k は同等の条件による気中試験の衝突力と衝突速度から逆算した値を用いた。評価対象の有効剛性を衝突試験の実施以外で求める方法として、有限要素法による構造解析が利用されるが、ここでは、解析負荷低減を目的に、有効剛性 k を試験体（漂流物、被衝突体）構造、材質から設定し、その有効剛性 k を用いた荷重推定式の衝突力を算出して、試験結果の実測値と比較する。

本研究では、塑性変形による剛性への影響を小さくするため、被衝突体及び漂流物の衝突面は出来るだけできるだけ塑性変形が小さくなるように変形が起きにくい形状や硬い材料を使用した。また、荷重推定式における有効剛性 k は、衝突時の等価剛性とし

で漂流物と被衝突体との直列剛性に置き換えられる。さらに、被衝突体に比べて漂流物の剛性は少なくとも1桁小さくなっているため、有効剛性 k としては、漂流物の剛性とほぼ等価となる。

被衝突体については、試験時に打撃試験による固有振動数の測定を実施している。付加質量試験に用いた被衝突体の固有振動数は、測定の結果およそ580Hzの振動数が観測された。この580Hzの振動数 f と被衝突体の重量 m から、被衝突体の剛性 k_t は次式から約 1.8×10^9 (N/m) と評価された。

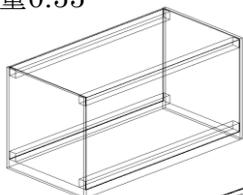
$$k_t = m(2\pi f)^2 \quad (46)$$

漂流物の剛性は、漂流物の構造とよりの理論式を基本とする材料力学理論にて剛性を評価した。漂流物は角材と板で構成されたフレーム構造となっている。試験に使用した代表的な漂流物の構造（透視図）を図 3-49に示す。これに衝突を想定して前面の板に荷重が加わった時、想定される変形を図 3-50に示す。漂流物の衝突はほぼすべて前面中央の下端に衝突するから、衝突による荷重が加わると、前面板背後の短手フレーム（一部の漂流物には無い）の曲げと、短手フレーム背後の長手フレーム及び底面プレートに圧縮力が発生する。そこで、これらの曲げ、圧縮による剛性を漂流物毎に評価し、その組み合わせから漂流物の剛性 k_e を評価した。この結果を表 3-11に示す。漂流物の剛性 k_e は $1 \sim 5 \times 10^8$ (N/m)と評価され、被衝突体よりも1桁小さいことから、有効剛性 k は漂流物の剛性 k_e とほぼ等価となる。

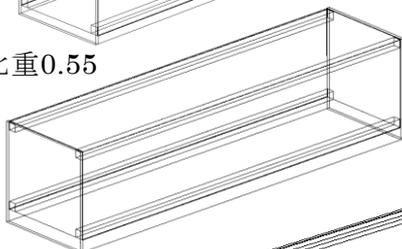
表 3-11に示す漂流物の剛性 k_e を用いて、衝突力評価試験の気中試験条件で荷重推定式によって評価した衝突力と、気中試験の衝突力測定結果とを比較した。速度は衝突速度、重量は漂流物の重量を用いて荷重推定式による衝突力を評価し、試験結果と比較した。結果を図 3-51に示す。

表 3-11の漂流物剛性 k_e を用いて荷重推定式で評価した衝突力は、試験結果に対して大きめの評価となった。本試験の場合、漂流物前面の板に衝突痕が残る程度で塑性変形の影響は小さいため、漂流物に弾性変形の剛性を設定することで、荷重推定式で衝突力を安全側に評価できることを示した。

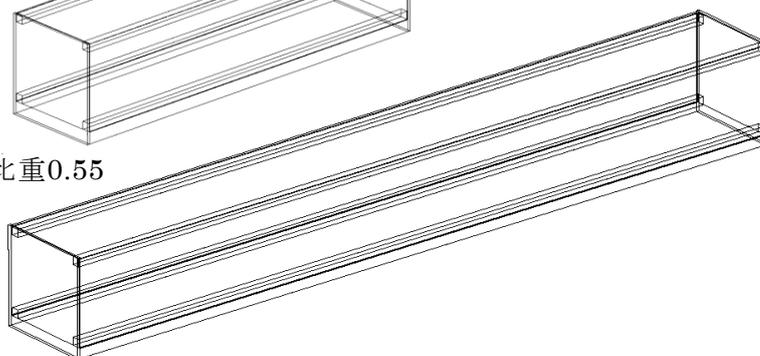
100×100×200, 比重0.55



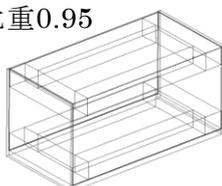
100×100×400, 比重0.55



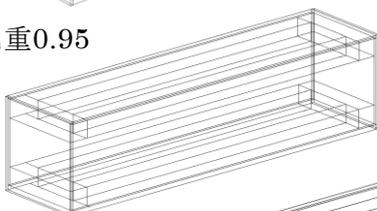
100×100×800, 比重0.55



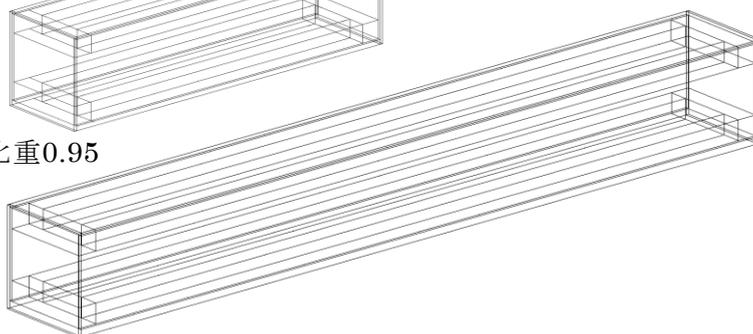
100×100×200, 比重0.95



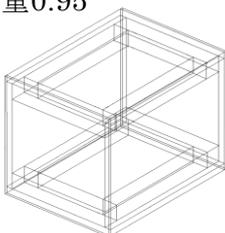
100×100×400, 比重0.95



100×100×800, 比重0.95



150×150×200, 比重0.95



寸法の単位 (mm)

図 3-49 試験で用いた漂流物の構造 (透視図)

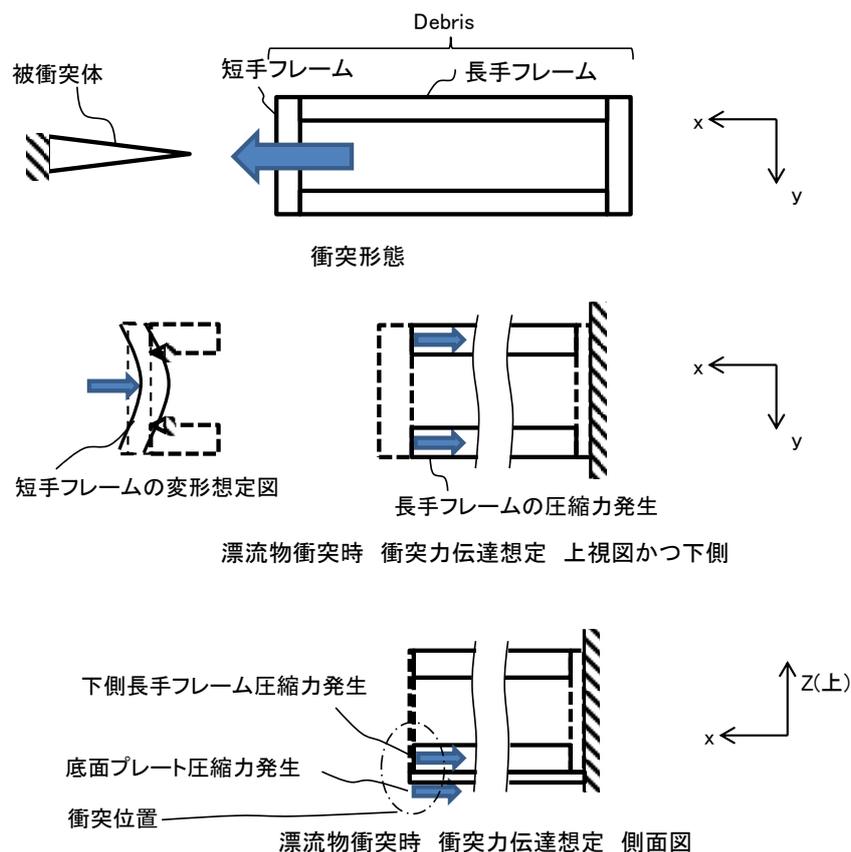


図 3-50 静荷重印加時の漂流物が受ける衝突力印加箇所と変形想定

表 3-11 各漂流物の静荷重印加想定時の剛性 k_e

サイズ (mm) 幅×高さ×長さ	比重	短手フレーム 剛性 (N/m)	底板剛性 (N/m)	長手フレーム 剛性 (N/m)	剛性 k_e (N/m)
100x100x200	0.95	2.36E+07	2.23E+08	1.87E+08	3.67E+08
100x100x400	0.95	2.93E+07	9.14E+07	8.14E+07	1.96E+08
100x100x800	0.95	2.93E+07	6.35E+07	3.82E+07	1.24E+08
150x150x200	0.95	5.55E+07	4.45E+08	1.87E+08	4.94E+08
100x100x200	0.55	-	2.97E+08	2.38E+07	3.44E+08
100x100x400	0.55	-	2.19E+08	1.17E+07	2.43E+08
100x100x800	0.55	-	9.07E+07	5.80E+06	1.02E+08

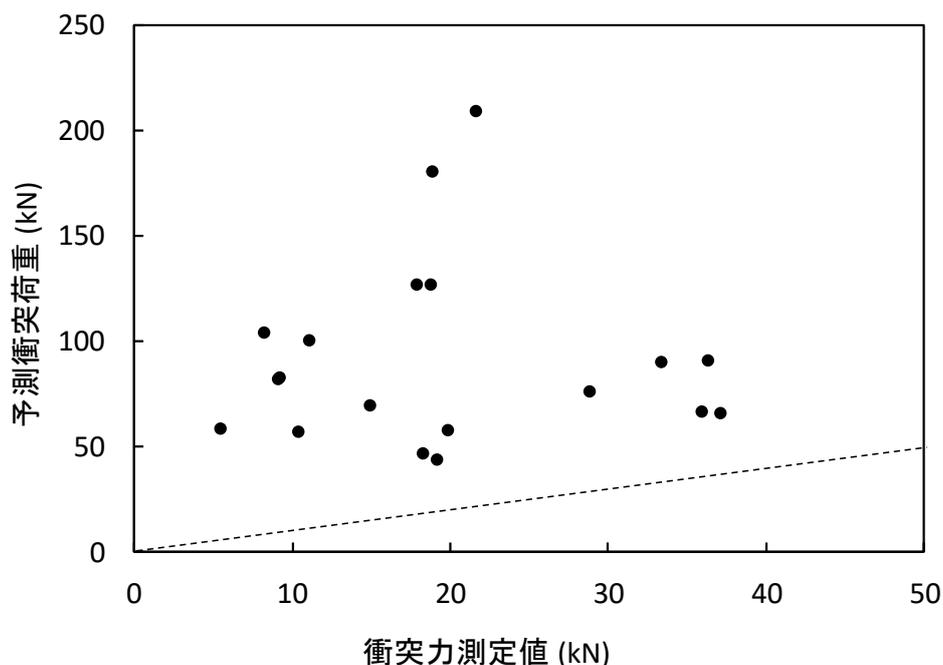


図 3-51 漂流物の剛性 k_e を用いて評価した衝突力と試験結果の比較

(4)付加質量の検討

水中で動く漂流物に加速度が生ずる条件で考慮すべき力は、加速度の関数となる漂流物に直接働く慣性力と、付加質量と呼ばれる見かけの質量の増加である。しかしながら、衝突のような短時間の現象における付加質量の検討事例は少ない^[65]。本研究では、反射波が形成され難いくさび形の被衝突体を用い、水中衝突試験と気中衝突試験を行い、それぞれの衝突力の差から、以下の方法で水中衝突に特有な付加質量係数 C を算出した。

気中での衝突力を F_a 、水中での衝突力を F_w 、衝突速度を v_w 、漂流物と被衝突体との有効剛性を k 、漂流物の質量を m 、漂流物と水の密度をそれぞれ ρ_s 、 ρ_w とし、衝突時の運動エネルギーが弾性エネルギーに置き換わるとするエネルギー保存式と、フックの法則から次式が導かれる。

$$F_a = v_a \sqrt{k \cdot m} = v_a \sqrt{k \cdot \rho_s V} \quad (47)$$

また、漂流物の排除体積 V_w は、 $\rho_s < \rho_w$ の場合、

$$V_w = \frac{\rho_s}{\rho_w} V \quad (48)$$

であり，漂流物の付加質量 m_{add} は付加質量係数 C を用いて

$$m_{add} = C\rho_w V_w = C\rho_s V \quad (49)$$

と表せる．水中での衝突力 F_w は，漂流物の排除体積 V_w と付加質量係数 C を用いて

$$F_w = v_w \sqrt{k \cdot (m + m_{add})} = v_w \sqrt{k \cdot m(1 + C)} = v_w \sqrt{k \cdot \rho_s V(1 + C)} \quad (50)$$

と表せるので，気中衝突試験の計測値から式(47)により有効剛性 k を算出し，水中試験の計測値と合わせ，式(50)により付加質量係数 C を求めた．算出式を纏めると次式になる．

$$c = \left(\frac{F_w}{F_a} \cdot \frac{v_a}{v_w} \right)^2 - 1 \quad (51)$$

図 3-52に幅100 mm，比重0.95の漂流物で計測した付加質量係数と，船の揺動のような長周期で考慮する付加質量係数^[48]を合わせて示す．本研究による結果は，文献値と同じ傾向を示したが，文献値よりも下回る結果となった．

文献値は没水状態における値であるが本試験は浮遊状態なので，付加質量に関わる水塊が減少する本試験の方が低い値を示すが，試験結果の一部で負の値を示した．

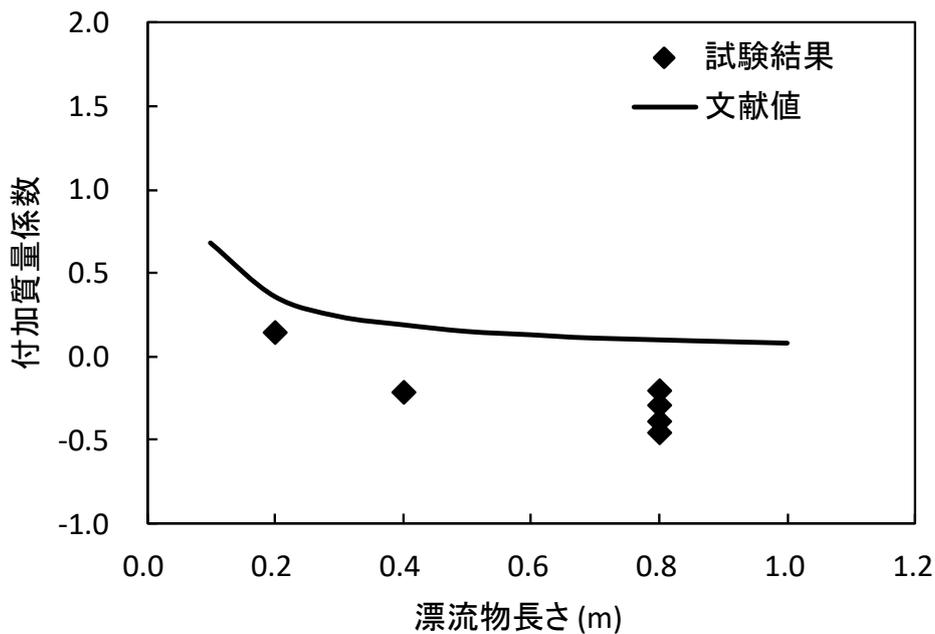


図 3-52 幅100mmの漂流物における付加質量係数と長さの関係

(5) 付加質量係数の誤差の検討

付加質量係数が負の値を示した直接の理由は、気中衝突と水中衝突とで速度が同等であったため、計測した衝突力の差に起因する（例えばケース3-1における6 kNの差）。しかしながら、既往の知見として付加質量が負になる現象が報告された事例は無い。本研究の実験結果が、既往の知見と異なる結果を示した原因について、以下のように考察した。

本研究による衝突力の計測試験では、漂流物が持つ運動エネルギーが漂流物から被衝突体に受け渡され、被衝突体がロードセルにひずみを生じさせることで荷重を計測している。つまり、ロードセルに生じたひずみの長さだけ被衝突体が水平方向に移動する。一部が水没している被衝突体が移動するのであれば、被衝突体が水を押し退けるために必要とする力の分だけロードセルに印加される荷重が削減される。つまり、空気中での計測と比較して、水の密度が空気の約1000倍であることにより、水に対して無視できない力が発生したと考えられる。ここで考えられる水に対する力の要素としては、①抗力、②水が弾性体として挙動した場合の反力、③スクイーズ力、④付加質量効果がある。

① 被衝突体に生ずる、以下の (52)式で表せる抗力 F_D について検討する。

$$F_D = \frac{1}{2} \rho_w v^2 C_D A \quad (52)$$

水没している被衝突体の形状は複雑であるため、移動方向に対する断面 A をロードセルの台座を設置した鋼板とし、抗力係数抗力 C_D として平板の値を用い過大側で評価した。断面積 A を 0.106 m^2 (幅450mm, 高さ235mm), C_D を $1.15^{[66]}$, 移動速度 v は漂流物の速度がそのまま被衝突体に伝播したと仮定して 3 m/s , 水の密度 ρ_w を 1000 kg/m^3 とすると抗力 F_D は 547 N となり、実験で得られた気中の衝突力と水中の衝突力の差である 6 kN と比較して1桁小さな値となり、影響は小さい。

② 二つの近接する円形平板が近づく際に生ずるスクイーズ力は以下の式で表せる^[67]。

$$F = \frac{3\pi \mu v r^4}{2 h^3} \quad (53)$$

水の粘度 μ を $1.002 \text{ mPa}\cdot\text{s}$, 移動速度を 3 m/s , 円盤の半径 r は長方形から等価直径として算出した 0.309 m , 平板の間隔 h を 0.08 m とすると、生ずるスクイーズ力は 0.25 N となり、影響は小さい。

③ 水が弾性体として挙動する場合について検討する。計測に使用したロードセルは 200 kN で 0.09 mm 縮む。したがって、水中に設置されたロードセル2個が、衝突時にそれぞれ 9 kN の荷重を受けた場合、 0.00405 mm 縮むことになる。ロードセルおよび正対する台座は、それぞれ同じサイズの鋼板 (厚さ 20 mm , 幅 450 mm , 高さ 235 mm) に設置さ

れており、この正対する鋼板の間隔は80mmである。衝突時にロードセルが取り付けられた鋼板が移動し、正対する鋼板の間に存在する水が圧縮されると仮定する。さらに、圧縮された水は、短時間の現象であるため、鋼板の移動方向に対して垂直な方向には、流動しないと仮定する。水の体積弾性率を K 、圧縮された水の圧力を P 、圧縮される前の水の体積を V 、水の圧縮による体積減少分を ΔV とすると、以下の体積弾性率の定義式から、圧縮された水の圧力 P が算出される。

$$P = K \frac{\Delta V}{V} \quad (54)$$

ここで、20℃における水の体積弾性率 K は2.19 GPa、水の体積 V は $8.46 \times 10^{-3} \text{ m}^3$ 、体積減少分 ΔV は $4.28 \times 10^{-6} \text{ m}^3$ なので、圧縮された水の圧力 P は $1.11 \times 10^6 \text{ Pa}$ となる。したがってこの圧力によって台座が取り付けられた鋼板に作用する反力は、想定した区画から水が逃げないと仮定すると、鋼板の面積 0.106 m^2 から117 kNとなる。

④ 被衝突体に生ずる付加質量効果について検討する。付加質量効果は第1章で述べたように、流体中で物体に加速度が発生する際に、その物体の重量が見かけ上で増加する現象である。付加質量は形状に依存するので、代表的な形状について報告がある[46][47][48][56]。ここで対象となる部分は、被衝突体の水没している部分であり、三角柱と平板が組み合わされた構造である。同一形状の付加質量係数に関する報告例が無いため、三角柱と平板の付加質量をそれぞれ評価して加算した。分割して評価する場合、固体と流体の界面が増加するので付加質量は本来の値よりも増加する。平板は、既報の直方体の算出方法を利用し、厚さ30mm、幅450mm、高さ235mmから、水中における付加質量は11.8 kgとなった。三角柱は、幅70 mm、長さ400 mm、水没している高さ427.5 mmを用い、扁平のひし形やジェーコフスイキー対称翼から想定される付加質量係数0.5を選択し、付加質量は3 kgとなった。つまり、被衝突体の質量136kgに対して発生する付加質量の合計は最大で14.8kgとなる。

以上の検討結果から、水中衝突力の計測値が気中衝突力よりも減少した原因としては、被衝突体に生じる付加質量もしくは、水が弾性体として挙動したと考えられる。また本項(1)の試験結果で示したように、衝突荷重の時刻歴は減衰振動であった。被衝突体の振動は、衝突時に移動したことを示しており、被衝突体の移動により本来の力の伝達先であるロードセルだけでなく、被衝突体の周囲にある水が衝突荷重の一部を受け止めたと考えられる。これを裏付けるために、(a)衝突時にロードセルで計測した荷重波形に関する検討と(b)実験による被衝突体に対する水の影響評価を行った。

(a) ロードセルの荷重波形の検討

まず，被衝突体の動きとして1質点系の減衰単振動の方程式を考える．運動方程式は

$$m\ddot{x} + c\dot{x} + kx = 0 \quad (55)$$

となる．変位は次式で表す．

$$x = Ae^{\lambda t} \quad (56)$$

$2\gamma = \frac{c}{m}$ ， $\omega^2 = \frac{k}{m}$ とおくと，

$$Ae^{\lambda t}(\lambda^2 + 2\gamma\lambda + \omega^2) = 0 \quad (57)$$

と記述できるので， $\omega > \gamma$ と仮定し， λ の一般解を求めると，

$$\lambda = -\gamma \pm \sqrt{\omega^2 - \gamma^2}i \quad (58)$$

この式を(56)式に代入すると，

$$x = Ae^{(-\gamma \pm \sqrt{\omega^2 - \gamma^2}i)t} \quad (59)$$

オイラーの公式により変換し，実部のみを考慮すると

$$x = Ae^{-\gamma t} \sin(\sqrt{\omega^2 - \gamma^2}t + \alpha) \quad (60)$$

つまり，減衰単振動の変位 x は次式で記述できる．

$$x = Ae^{-\frac{c}{2m}t} \sin\left(\frac{1}{2}\sqrt{\frac{4mk - c^2}{m}}t + \alpha\right) \quad (61)$$

衝突力の計測値は力であり，これが減衰しているので，(61)式を加速度の式に変形するために2階微分すると次式になる．

$$\begin{aligned} \ddot{x} = & -\frac{ACe^{-\frac{c}{2m}t}\sqrt{4mk - c^2}\cos\left(\frac{\sqrt{4mk - c^2}}{2m}t + \alpha\right)}{2m^2} \\ & -\frac{Ae^{-\frac{c}{2m}t}(4mk - c^2)\sin\left(\frac{\sqrt{4mk - c^2}}{2m}t + \alpha\right)}{4m^2} \\ & +\frac{AC^2e^{-\frac{c}{2m}t}\sin\left(\frac{\sqrt{4mk - c^2}}{2m}t + \alpha\right)}{4m^2} \end{aligned} \quad (62)$$

136kgの被衝突体に関し，気中衝突試験で得られた4個のロードセルの合計値に対して衝突時刻以降で(62)式を用いて近似曲線を求めたところ，振幅 A として -2.2×10^{-5} ，減衰係数 c は 4.0×10^4 ，バネ定数 k は 1.6×10^9 の条件で，図 3-53に示す結果が得られた。

水中衝突試験で得られた結果についても同様に，4個のロードセルの合計値に対して衝突時刻以降で(62)式を用いて近似曲線を求めた。気中試験の近似曲線のパラメータを基本とし，バネ定数は気中と水中で同等，衝突力を同等として振幅 A も同等と仮定し，減衰係数 c と質量 m を変数とし，2周期分で近似曲線を求め，図 3-54に示す結果を得た。この結果を得た条件では質量の変更は無く，減衰係数が 9.0×10^4 に増加した。得られた近似曲線では，初期の2周期は概ね一致しているが，3周期目以降は減衰が大きすぎて計測値から解離する結果となった。

図 3-55に，2周期目以降の計測値を対象とした近似式を示す。この近似式では，減衰係数は気中試験と同等とし，振幅のみ変更した。図を見ると明らかなように，1周期目を除いて近似式の同一性が向上した。

図 3-54と図 3-55に示した近似式と水中衝突力の計測値の比較結果について考察する。まず，1周期目と2周期目以降で被衝突体の挙動が異なり，1周期目と2周期目以降において減衰係数に差異があり，非線形的になっている。2周期目以降の減衰係数は，気中衝突試験と水中衝突試験でほぼ同等であったため，この期間は水の影響を無視できる。さらに，被衝突体の振動周期が気中衝突と水中衝突で同等であったため，振動周期に影響を与えるパラメータである質量に変化が無かった，つまりこの試験体系では，被衝突体に対する付加質量効果は無視できるほど小さかったと考えられる。したがって，1周期目の挙動が衝突力変化への水の寄与が大きいと考えられる。また，図 3-54が示すように，約1msの正方向の力のピークを減衰単振動の近似式の基準にすると，約2msの負方向への力の計測値が18.9kNと近似式の22.3kNよりも小さくなっており，減衰単振動よりも過剰な減衰が起きていることがわかる。さらに，約1msにおける衝突力の計測値が，気中の35.9kNに対して水中で30.2kNと減少しており，衝突開始直後の水の影響が大きい。このような，被衝突体の移動速度が大きいときに，大きな荷重を受け止めたのは，水の弾性体としての効果であると考えられる。一般的な水の流れでは，水は非圧縮として検討されるが，液体にも体積弾性率があり[68]，圧縮される。このため，被衝突体が移動する体積分の水が，すべて移動するのではなく，一部が圧縮されたと考えられる。水中にある被衝突体が衝突荷重を受けて移動する際に，弾性体として挙動するロードセルと並列に弾性体として振る舞う水があり，2つの剛性によって被衝突体が移動する力を受け止めたと考えられ，ロードセルが負担する力が減るために衝突力が小さく観測される結果となった。また，衝突力がピークを迎えた約1ms以降では，ロードセルが被衝突体を押し戻し，圧縮された水も膨張することになるが，その方向は圧縮した被衝突体方向ではなく，容易に膨張できる自由端方向に膨張する。したがって，被衝突体背面の水は，衝突力の立ち上がり時には弾性体としてロードセルとともに荷重を受け止め，除

荷後はエネルギーを散逸させてしまうので負方向への反発力がほぼ無くなる。このためさらに振幅が減少し、結果として振動の過剰な減衰に繋がったと考えられる。

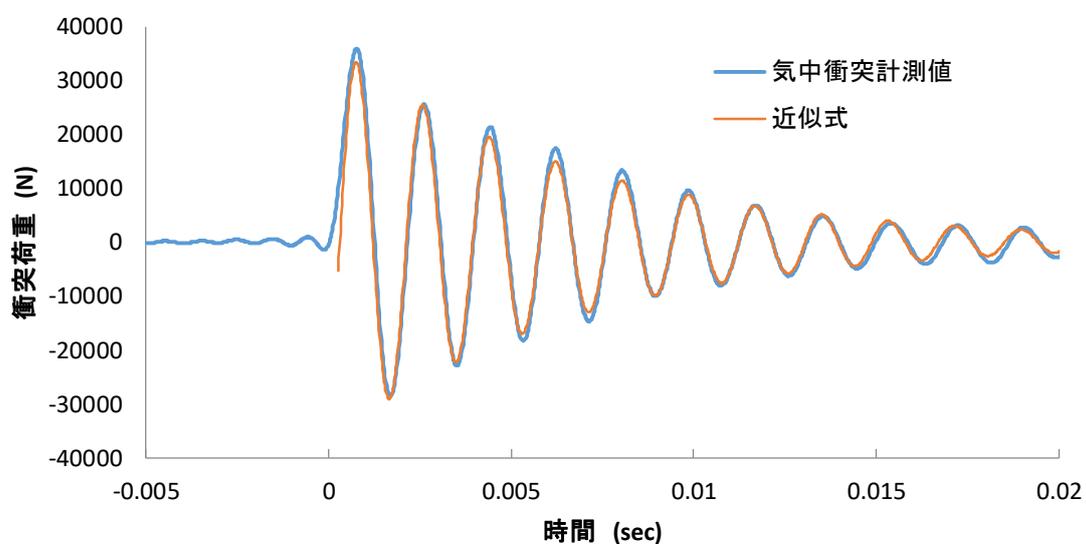


図 3-53 実験結果（気中衝突）と近似式の比較（ケース203-1）

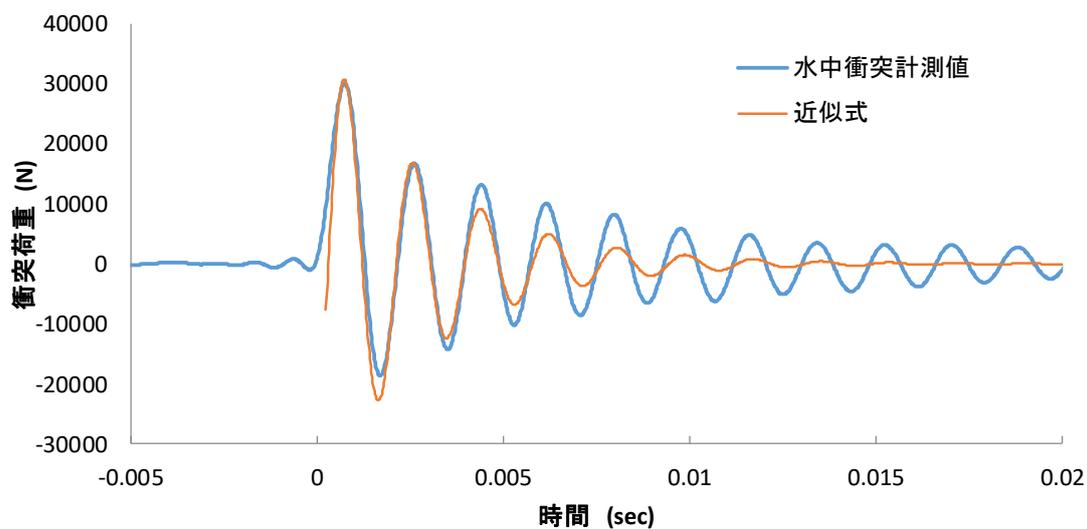


図 3-54 実験結果（水中衝突）と減衰係数を変更した近似式の比較（ケース3-1）

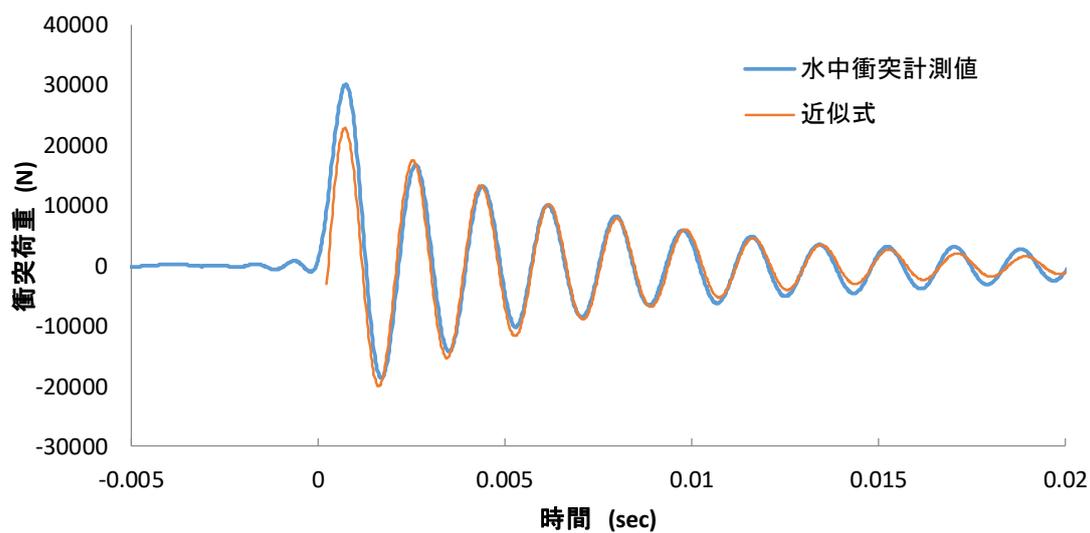


図 3-55 実験結果（水中衝突）と振幅を変更した近似式の比較（ケース3-1）

(b) 被衝突体に対する水の影響評価

衝突力を計測する際に、衝突物とロードセルの間に被衝突体が存在する場合について、水の影響の有無を確認する実験を行った。実験方法を図 3-56に示す。長さ400mmのアルミ板の端部をロードセルと円柱状の丸棒で支持し、ロードセルから水平方向に135mmの位置アルミ球を落下し衝突させた。衝突試験は、周囲が全て空気である気中衝突試験と、アルミ板の下半分を水没させた水上衝突試験を行った。両方の試験においてアルミ球が衝突まで空気中にあるために衝突条件は同じであり、衝突速度に依存するエネルギーや運動量は、気中衝突と水上衝突のどちらの試験でも同等なので、被衝突体（アルミ板）の周囲の水の有無がロードセルの計測荷重に与える影響についてのみ確認できる。

衝突試験は気中と水上でそれぞれ5回実施した。アルミ球の落下距離は全て同等としたが、衝突直前の落下速度を高速度カメラ（10000FPS）によって計測し、それぞれの試験で衝突力を補正した。衝突時に生ずる衝突力を F_i 、衝突時の漂流物の球の速度を v 、衝突系全体の有効剛性を k 、球の質量を m とすると、次式が成り立つ（再掲）。

$$F_i = v\sqrt{km} \quad (63)$$

衝突速度 v の差を補正するために、計測した衝突荷重 F をロードセルのバネ定数 k_L を用いて次式で無次元化した。

$$F_i^* = \frac{F_i}{v\sqrt{k_L m}} \quad (64)$$

図 3-57に得られた無次元衝突力の平均値について気中衝突試験と水上衝突試験で比較した結果を示す。標準偏差をエラーバーとして記載した。実験結果の平均値は気中衝突試験よりも水上衝突試験の結果が小さな衝突力を示しており、ロードセルが負担する荷重が減少した。つまり、水上衝突試験ではアルミ球の落下が引き起こす衝突エネルギーの一部が水に伝達された。

以上の結果から、衝突物とロードセルの間に被衝突体がある場合において、被衝突体の衝突部の反対面に水が存在する場合、衝突物がもたらす衝突エネルギーの一部が、ロードセルに伝達されないことを実験により明らかにした。

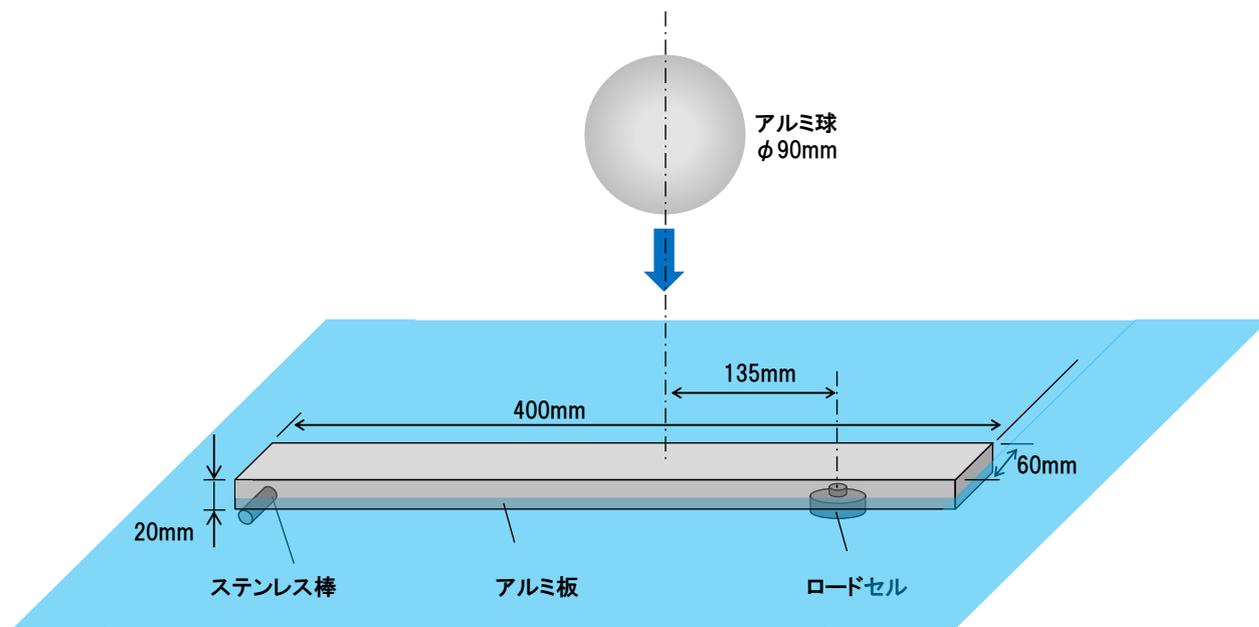


図 3-56 被衝突体の背面に存在する水の影響評価を目的とした実験方法

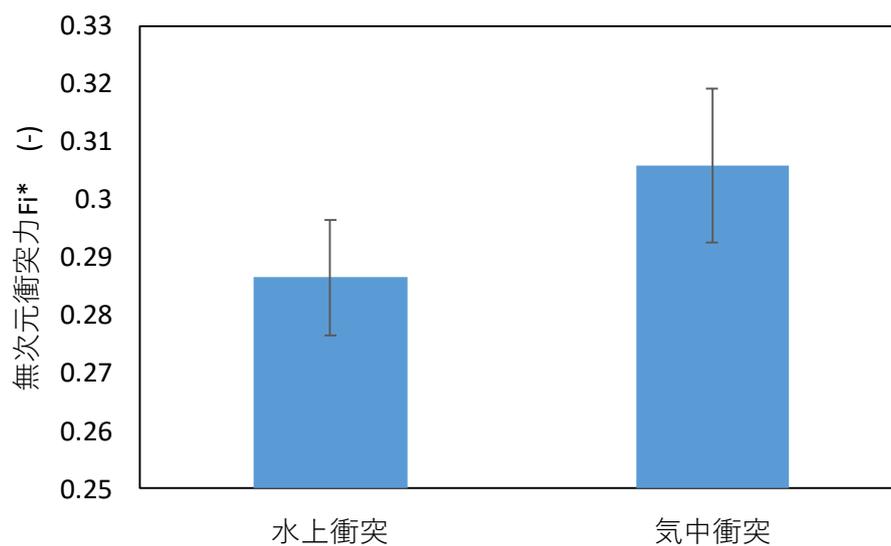


図 3-57 気中と水上における無次元化衝突力の比較

3.5 まとめ

陸上に設置された円筒タンクなどの設備に対する、遡上津波による漂流物の衝突力の影響評価を行うために、大型試験水路を用いた衝突試験を行った。衝突試験では、衝突前の漂流物の挙動確認を目的とした衝突速度評価試験と、気中衝突と異なる結果が予想される衝突力評価試験を行った。試験に向け、使用する大型試験水路の仕様から試験条件を検討し、適切な漂流物サイズと衝突力を計測するための被衝突体の構造を検討した。また、最も衝突力が大きくなると考えられる正面衝突を実現するために、水路において漂流物が直進するようにガイドレールを設置した。この試験装置を用いた2種の試験結果から、以下の結論を得た。

- ・最も衝突力が大きいと予想される被衝突体の中心での衝突において、形成される反射波よりも漂流物が短い条件では衝突速度が大幅に減速し大半が衝突しない結果を得た。
- ・漂流物は被衝突体の周辺で全て減速したことから、被衝突体周囲の複雑な流れを起因とする、津波流速に対する漂流物速度の超過は無い。
- ・衝突時に生ずる付加質量は既往の知見と同様の傾向がある。
- ・漂流物と被衝突体の有効剛性を用いた荷重推定式による予測衝突荷重は、衝突時の漂流物の変形を弾性変形と仮定し、構造から算出した有効剛性を用いることで保守的な評価が可能である。

第4章 津波漂流物の衝突で生ずる付加質量の数値解析による評価

4.1 はじめに

第4章では、漂流物の衝突力評価に影響する付加質量効果について、数値流体解析を用いて定量的な評価を詳細に行った。水平方向への浮遊後の衝突を模擬し、衝突時に生ずる付加質量効果について検討し、付加質量係数を算定できる近似式を構築した。また、第3章で検討した衝突力の評価式について、この近似式を適用した結果について述べる。

4.2 漂流物の挙動

本研究で対象とした遡上津波による漂流物の挙動の一例を図 4-1に示す。対象とする遡上津波の形態は持続波であり、漂流物は水深が深くなるまで移動しない。また、衝突時の変形は弾性衝突を想定している。右の図は左の図における衝突開始時間近傍を拡大した図である。

漂流物が浮力によって浮き上がり漂流を開始すると、漂流物と遡上津波の速度差による抗力によって正側の加速度が生じ、速度が増加する(①)。衝突するまでの距離が長い場合は、津波流速に対し漂流物速度が漸近する(②)。漂流物が被衝突体と接触し、衝突を開始すると、負側に大きな加速度が生じると共に急激に速度が低下し、漂流物の移動は停止する(③)。

付加質量効果は加速度が生じると常に発現する。図 4-1のモデルでは①の漂流開始時だけでなく、②の衝突直前においても僅かながら加速しているので、常に漂流物の運動は付加質量効果の影響を受けている。しかしながら衝突直前までの挙動は船の運動と同様に検討できるので既往の知見を活用できる。③の衝突時には急激に停止するので①と比較して2桁以上大きな加速度が生じる。振動数の増加つまり加速度の増加によって付加質量効果が減少する報告^[46]もあり、衝突減少のような大きな加速度における付加質量効果の評価は定まっていない。したがって本研究では、図 4-1における③の衝突時における付加質量効果について詳細に検討した。

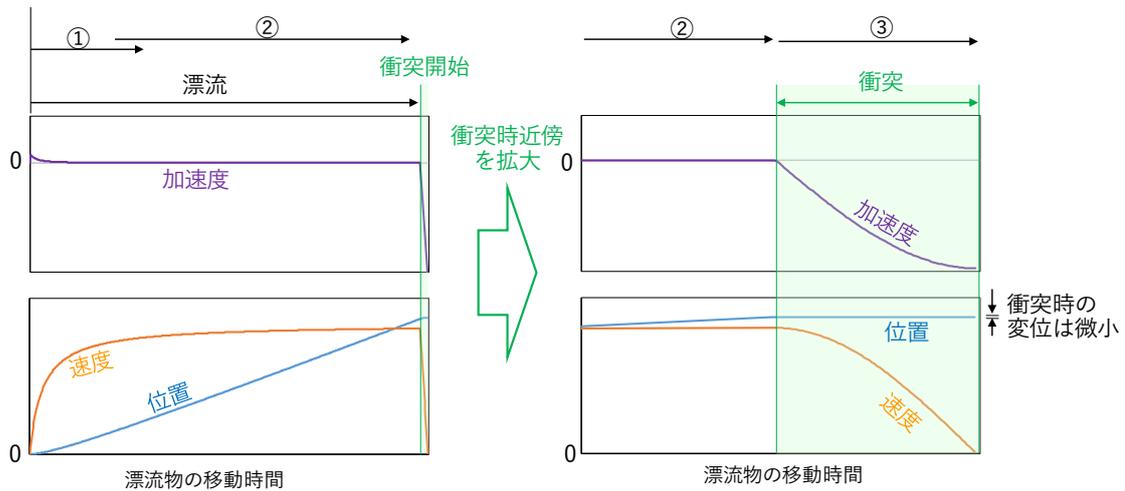


図 4-1 漂流物の移動開始から衝突完了までの運動

4.3 水中落下における衝突試験と解析手法の検討

4.3.1 水中落下試験

本解析対象の現象を実験により検証するために、図 4-2に示す試験装置を用いて超々ジュラルミン (A7075) 性の球体の落下によるロードセル (共和電業 : LCX-A-20KN-ID) との衝突力を気中と水中で計測し、衝突力を比較することで付加質量を算出した。アルミ球が落下する際の位置ズレを防ぐために、4本の支柱を立て、それぞれのクリアランスを0.5mmとして、衝突位置の変化を抑えた。気中の衝突力を F_a 、衝突速度を v_a 、水中の衝突力を F_w 、衝突速度を v_w 、水の密度を ρ_w を、落下球の密度を ρ_s とすると以下の二つの式が成り立つので、水中と気中で衝突系の剛性 k が同等とすると、二つの式から付加質量係数 C が算出できる。

$$F_a = v_a \sqrt{k \rho_s V} \quad (65)$$

$$F_w = v_{water} \sqrt{k(\rho_s + C \rho_w) V} \quad (66)$$

落下試験は気中と水中でそれぞれ5回実施し、気中試験で算出した剛性 k の平均値を用いて付加質量係数を算出した。計測した水中と気中での衝突力を図 4-3に示す(それぞれ5回目)。表 4-1に気中衝突試験の結果を、表 4-2に水中衝突試験の結果と付加質量係数を示す。試験から得られた付加質量係数の平均値は0.406と文献値^[48]の0.5よりもやや小さいが、概ね近い値であり、衝突時にも付加質量が観測されることを明らかにした。

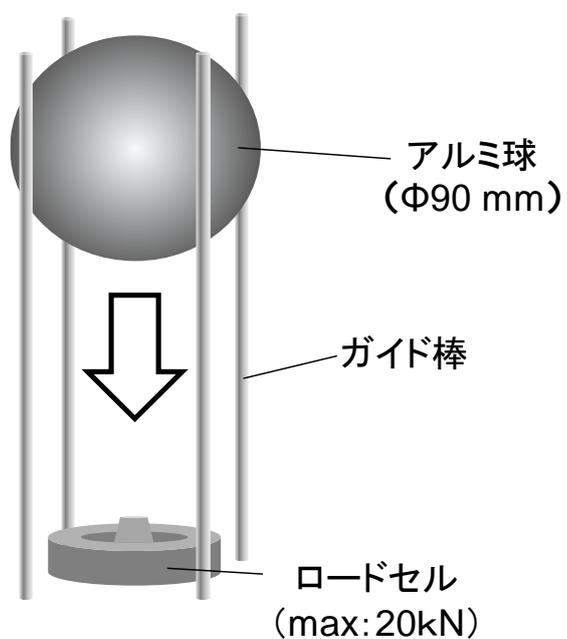


図 4-2 落下衝突の荷重計測試験装置

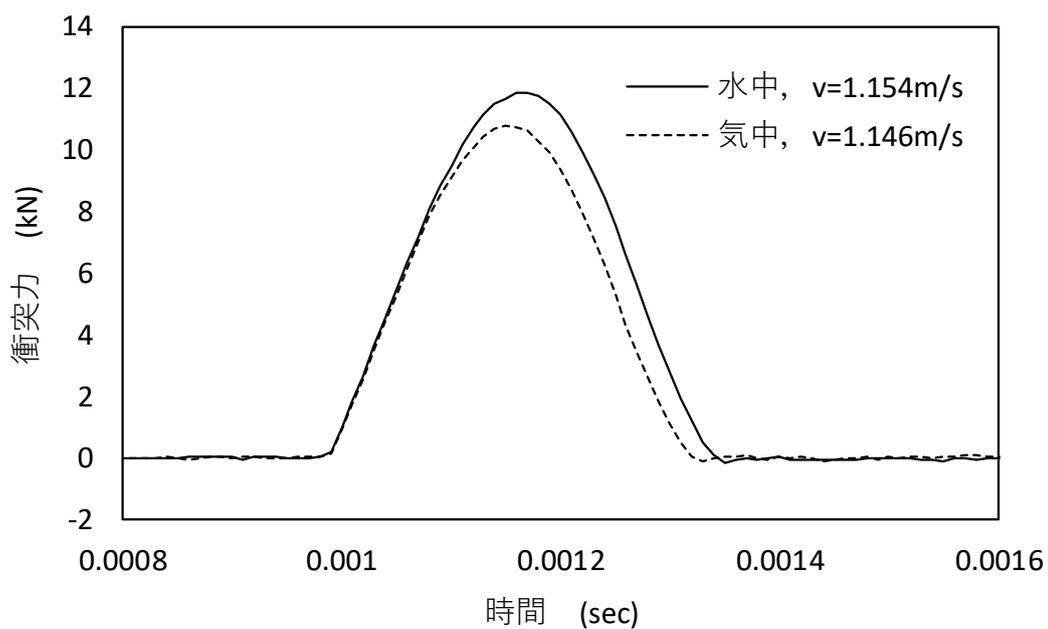


図 4-3 水中衝突試験と気中衝突試験の計測荷重

表 4-1 気中落下試験の結果

	衝突力 (kN)	衝突速度 (m/s)	有効剛性 ×10 ⁷ (N/m)
1回目	11.88	1.165	9.720
2回目	11.34	1.165	8.849
3回目	10.85	1.149	8.331
4回目	10.79	1.172	7.920
5回目	10.78	1.146	8.262
平均			8.616

表 4-2 水中落下試験の結果と付加質量係数

	衝突力 (kN)	衝突速度 (m/s)	付加質量係数 (-)
1回目	11.66	1.132	0.422
2回目	11.77	1.151	0.373
3回目	11.75	1.142	0.412
4回目	11.78	1.145	0.415
5回目	11.85	1.154	0.405
平均			0.406

4.3.2 流体力の解析

4.3.1項に示した、水相内における落下衝突試験を模擬し、衝突時の流体力を算出するための数値流体解析を行った。数値流体解析の解析条件は、解析コードのバージョンがSTAR-CCM+ ver.11.04、解析時間刻みを 1×10^{-4} sとした点以外は、2.2.2項と同様である。数値解析に用いた解析メッシュを図 4-4に、落下する球の位置および速度の時刻歴を図 4-5に示す。

図 4-4に示す水中落下における衝突モデルでは、自由界面を有し1辺が900 mmの3次元の水層を構築し、直径90 mmの球体を0.48 m/sで0.2秒間下向きに強制移動させ、水層の底面から300 mmの高さを衝突開始位置とし、衝突時間を10 ms、衝突時の加速度を 48 m/s^2 と仮定して、衝突時に球体に生ずる流体力を算出した。

解析に使用したモデルのメッシュ数は約600万とした。球の落下により流体領域が変化するため、移動メッシュ（モーフィング）の機能を用いた。

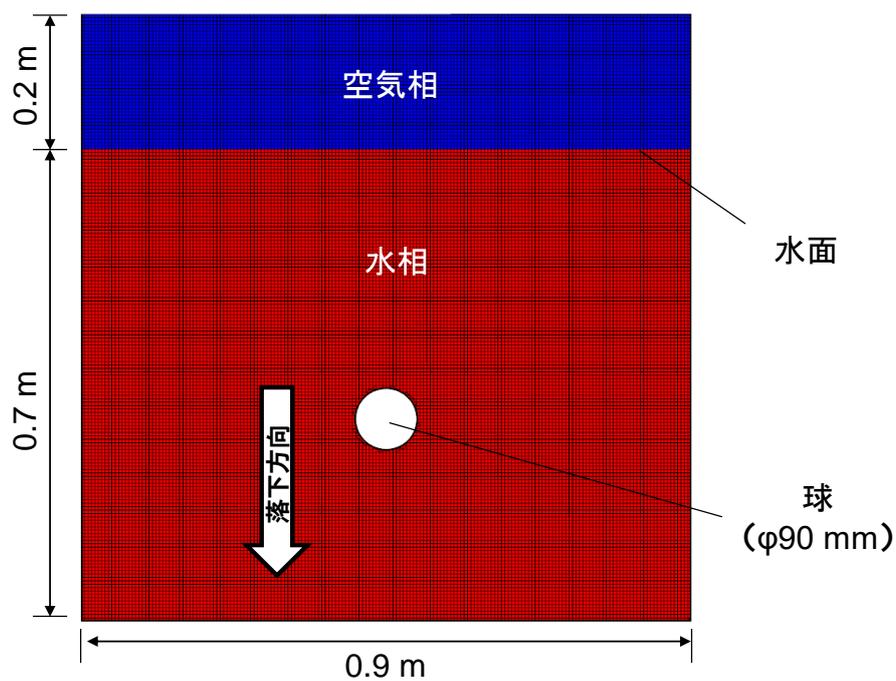


図 4-4 落下衝突試験を模擬した解析メッシュ

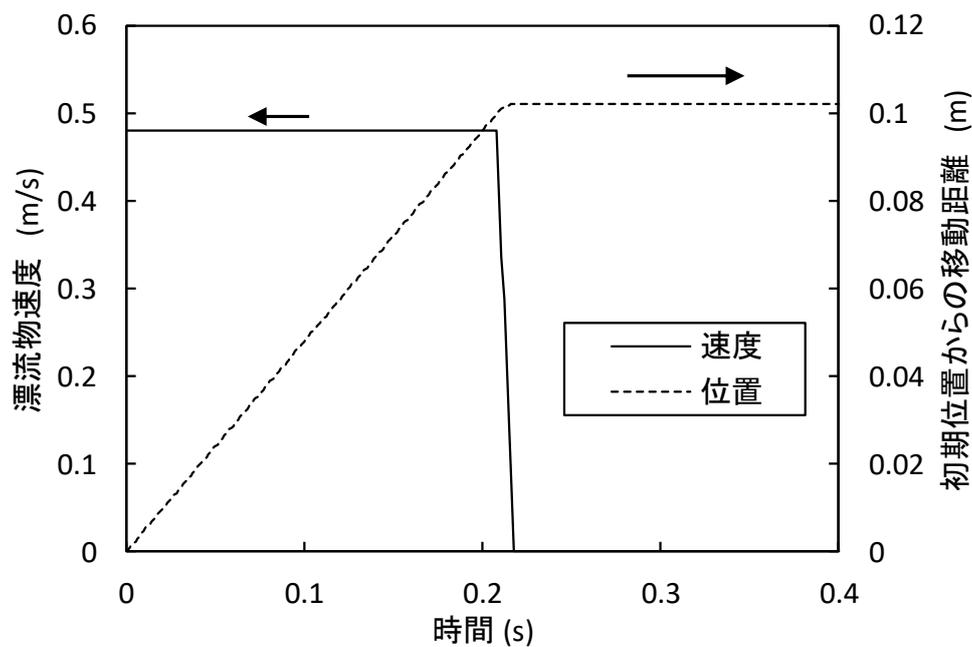


図 4-5 落下する球の速度および位置の時間の関係

4.3.3 解析結果

図 4-6に流体力の解析結果を、図 4-7に静水圧を差し引いた球体周辺の静圧分布の衝突前後の変化を示す。静圧分布を見ると、図 4-7 (a)の落下中である衝突前は抗力になる僅かな静圧の上昇を確認でき、図 4-7 (b)の衝突中は付加質量に繋がる上側の圧力上昇と下側の圧力低下を確認できる。図 4-7 (c)の衝突後は、衝突完了直後であるため、球上側の下方流が残っていたため、若干の圧力変化が認められた。また、図 4-6に示す解析では、付加質量と考えられる流体力は9.41 N、球体の排除体積に相当する水の質量は0.3817 kg、設定した加速度は48 m/s²となった。

付加質量係数 C は、付加質量による流体力 F_{add} と直方体の質量 m 、加速度 a を用い次式で算出する。

$$C = \frac{F_{add}}{ma} \quad (67)$$

この式で得られた付加質量係数 C は0.51であり、文献値^[48]の0.5に対し誤差2%と良好に一致した。

以上の結果から、水中落下衝突試験により付加質量が発生することを明らかにし、これを模擬した数値流体解析の結果と文献値の結果が良好に一致したことから、水中衝突で生ずる付加質量は既往の知見と一致し、さらに、数値流体解析により付加質量係数を予測できることを明らかにした。

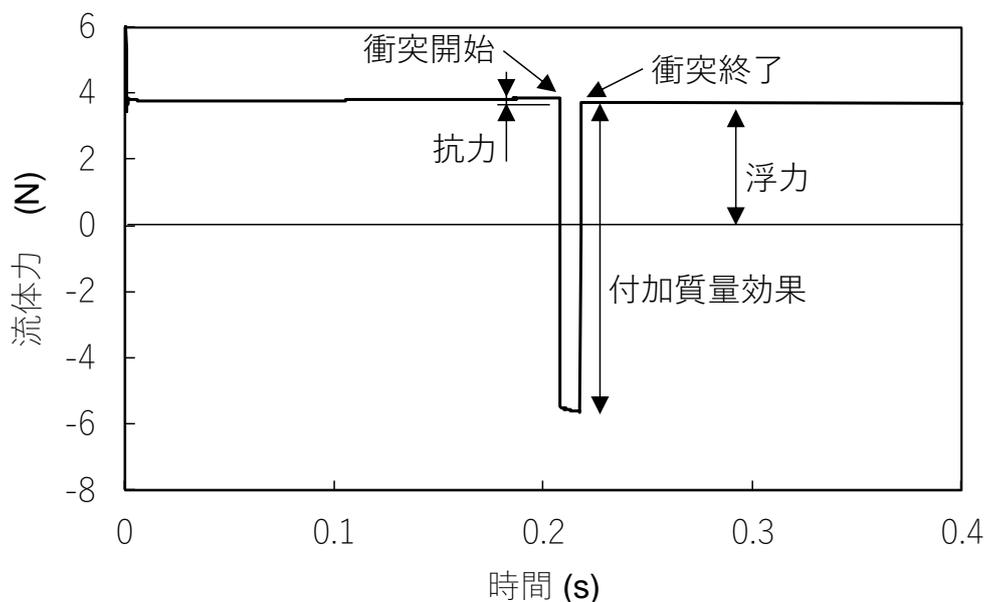
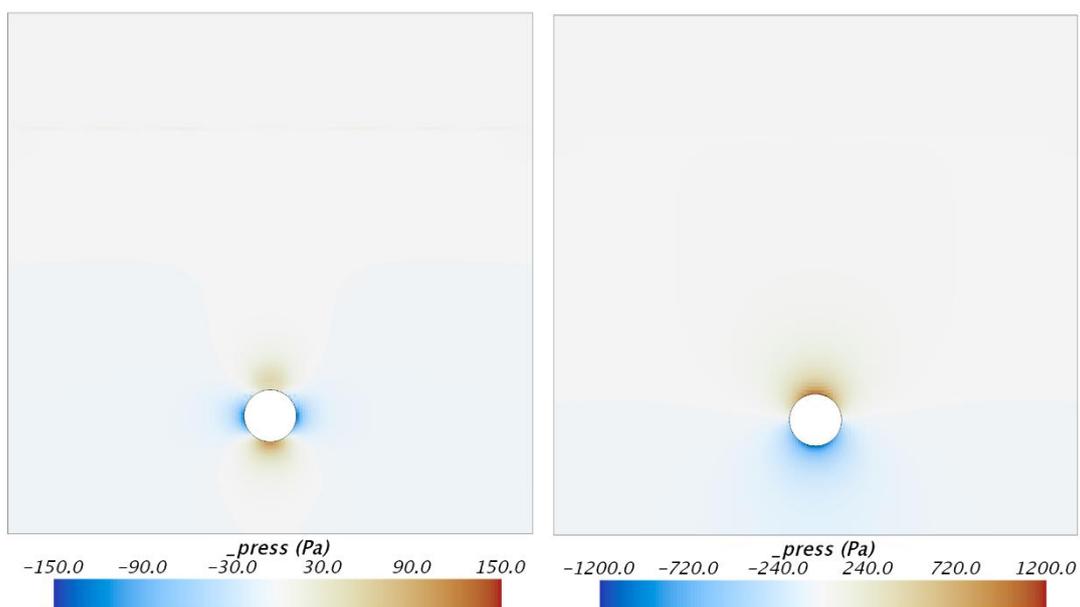
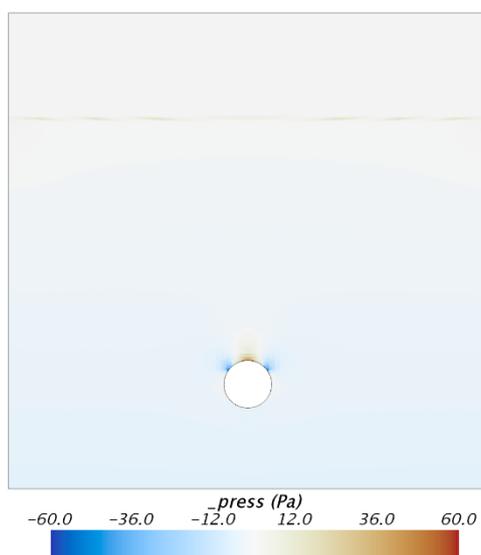


図 4-6 衝突前後の球に生ずる流体力と時間の関係



(a) 衝突前

(b) 衝突中



(c) 衝突後

図 4-7 衝突前後の球の周囲の圧力変化

4.4 水平浮遊後の衝突で生ずる付加質量の検討

4.4.1 流体力の解析

(1) 解析条件

4.3節で構築，検証した，付加質量の把握を目的とした解析手法を用い，水面近傍を水平に移動した物体が，衝突する際に生ずる流体力を数値流体解析により求める．

図 4-8に解析に用いたメッシュ形状を，図 4-9に直方体を移動させるときの速度と位置の時刻歴を示す．図 4-8に示した水面浮遊における衝突モデルでは，水路形状の幅を600 mmで側壁面を周期境界とし，水面高さが300 mmもしくは500 mmの自由界面とした3次元の水路を構築し，漂流物を模擬した直方体を水路の流速3～5 m/sに合わせて0.01秒間強制移動させた後，衝突時間を10msと仮定して直方体を強制的に停止させ，衝突時に生ずる流体力を解析した．

(2) 解析条件の適正化

計算コスト削減にはメッシュ密度と時間刻みの適正化が不可欠である．水面浮遊における衝突力の算出値に対する時間刻み依存性とメッシュ密度の依存性とを合わせて図 4-10に示す．衝突現象の所要時間を10msと仮定したため，この期間における経時変化を詳細に評価するために，時間刻みは0.1msと0.01mの2種で比較し，メッシュ数は約6万メッシュ，約41万メッシュ，約306万メッシュ，約2400万メッシュの4種で比較検討した．どちらの時間刻みでも，約306万メッシュと約2400万メッシュとでほぼ同じ衝突力の算出値を示したことから，本研究では，時間刻みを0.1ms，約306万メッシュを基本として付加質量のパラメータスタディを行った．

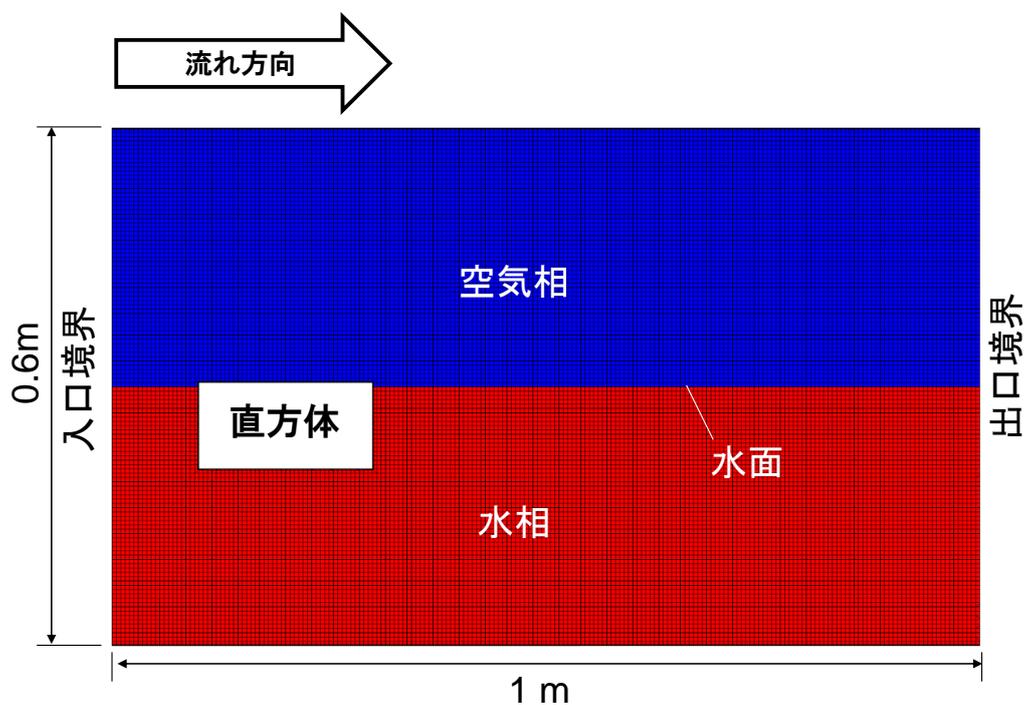


図 4-8 水平浮遊後の衝突を模擬する解析メッシュ

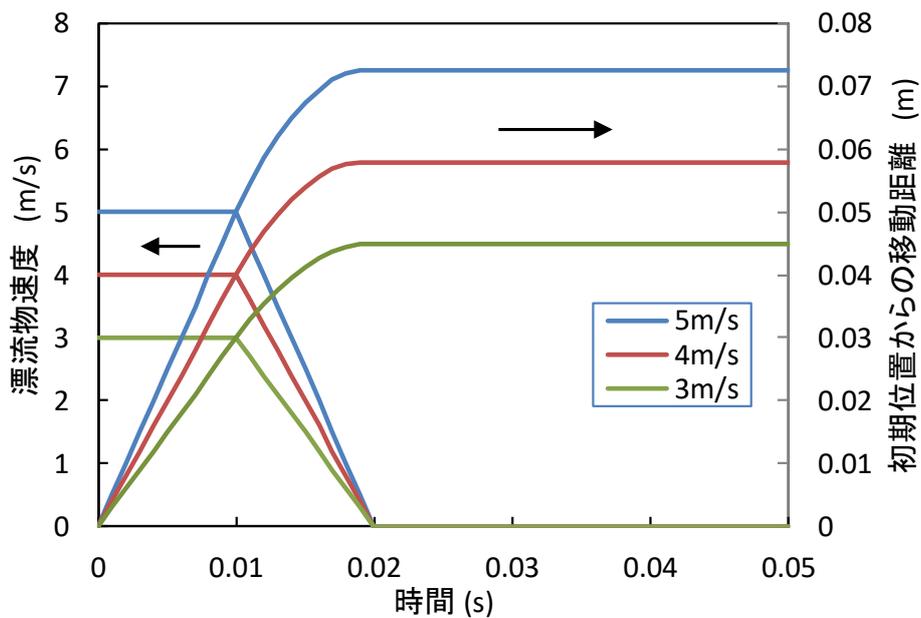


図 4-9 直方体の移動速度および位置と時間の関係

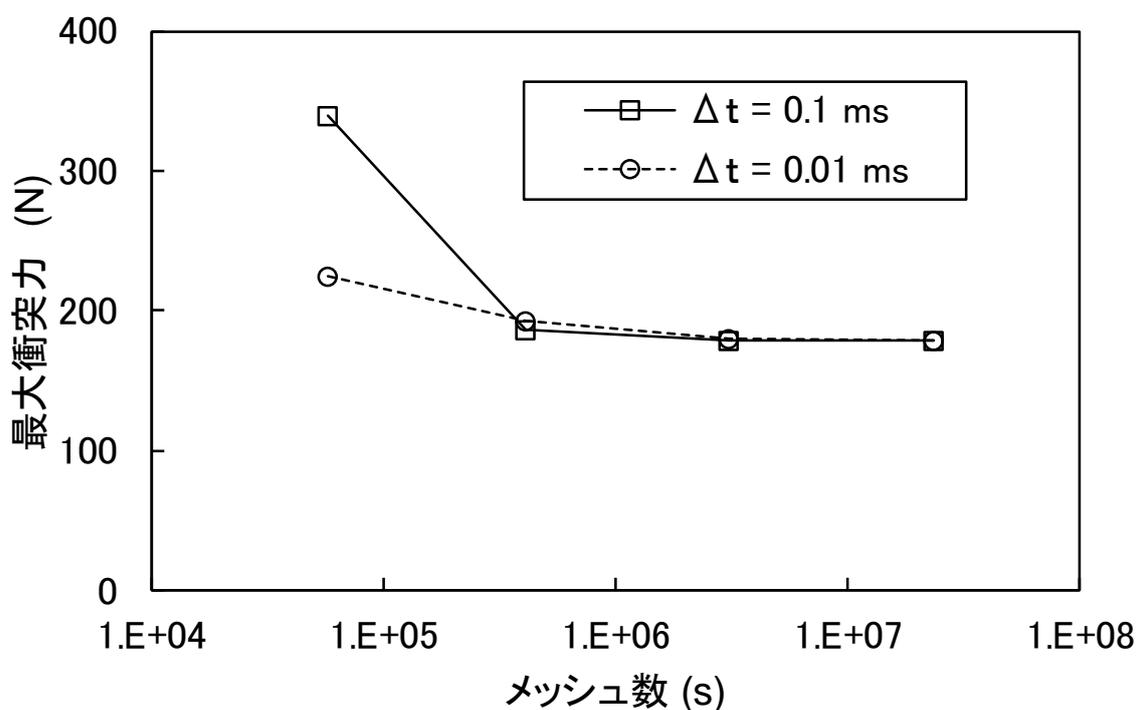


図 4-10 解析結果に及ぼすメッシュ数と解析時間刻みの影響

また、水平浮遊後の衝突解析においても固体領域が移動するために、流体領域の変化をモーフィングにより追従させてメッシュの変形に対応した。メッシュのアスペクト比が大きくなると解析品質が低下する恐れがあるので、1msごとに解析領域全体についてリメッシュを行いアスペクト比の増加を防ぐ方法について検討した。しかしながら、最も固体領域が移動してメッシュが歪む最大移動速度の条件においても、リメッシュの有無により解析結果に対する影響は1%以下であったため、本項における全ての解析についてリメッシュは不実施とした。

さらに、衝突前に流水速度と同じ速度で固体を移動させる浮遊時間が、解析精度におよぼす影響を評価するために浮遊時間を10msおよび50msの2条件で比較したが、この比較結果についても誤差が1%以下であったため、全ての解析について衝突前の浮遊時間を10msとした。

(3) 付加質量係数の評価方法

図 4-11に、浮遊物（直方体）に作用する流体力の解析結果の時系列を示す．浮遊開始（0 s）から減速の開始（0.01 s）までは、流水と浮遊物の速度差が無いため、浮遊物に作用する流体力は0 Nであり、減速開始から停止（0.02 s）までは加速度の発生と共に流体力が発生しており、付加質量の効果を確認できる．また、浮遊物の停止以降は漂流物と津波流速の速度差によって生じる抗力による流体力が認められる．したがって本研究では、停止直前の最大流体力と抗力との差分を付加質量の効果とした．

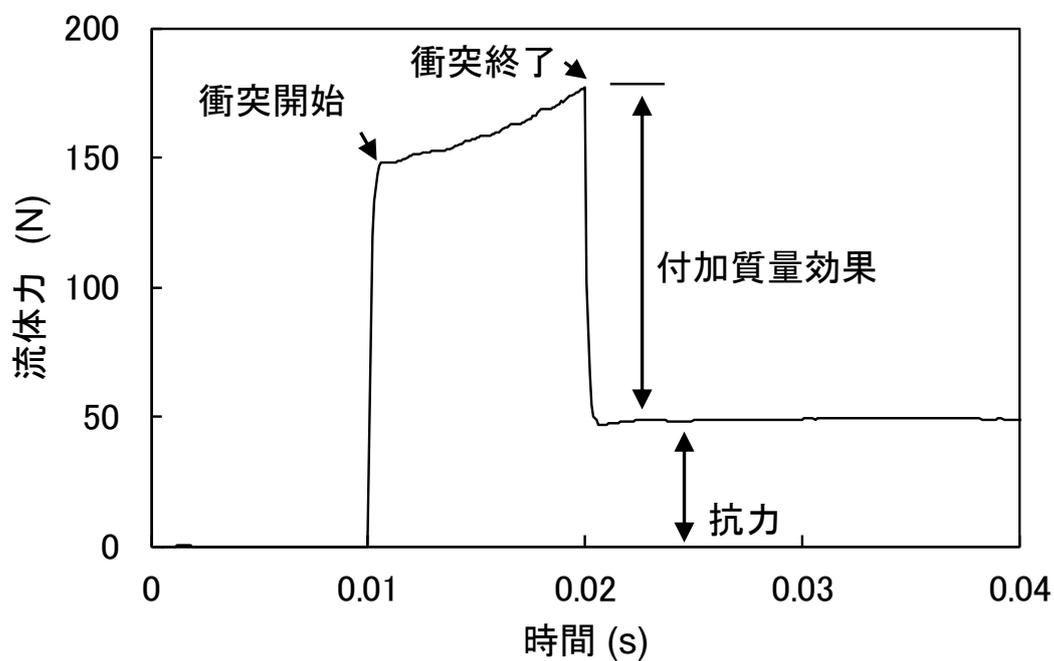


図 4-11 直方体の衝突時に生ずる流体力と時間の関係

4.4.2 衝突時の付加質量評価

(1) 解析ケース

表 4-3に、水平浮遊衝突において浮遊物にかかる最大流体力を算出した解析一覧を示す。衝突前の漂流速度は3, 4, 5 m/sとした。浮遊物の比重は0.1~1.0, 断面は100×100mmで一定とし、長さを200, 400, 800 mmとした。比重が1.0の浮遊物では、水面下0 mmの条件(Run8)と水面下200 mmの条件(Run9, 26, 32)で実施した。また、衝突時の加速度は、塑性変形を模擬して一定値を基本としたが、弾性変形を模擬するためにRun10ではサインカーブの加速度を与え、付加質量係数に対する加速度の影響を検討した。

表 4-3 解析ケース

Run	衝突速度 (m/s)	漂流物サイズ			比重 (-)	衝突形態	衝突時の 想定変形			
		L (mm)	W (mm)	H (mm)						
1	5	200	100	100	0.32	浮遊	塑性			
2					0.55	浮遊	塑性			
3					0.95	浮遊	塑性			
4					1.00	没水	塑性			
5					0.95	浮遊	塑性			
6					0.95	浮遊	塑性			
7	4	200	100	100	0.32	浮遊	塑性			
8					0.55	浮遊	塑性			
9					0.95	浮遊	塑性			
10					1.00	没水	塑性			
11					0.95	浮遊	塑性			
12					0.95	浮遊	塑性			
13	3	100	100	100	0.32	浮遊	塑性			
14					0.55	浮遊	塑性			
15					0.95	浮遊	塑性			
16					0.32	浮遊	塑性			
17					0.55	浮遊	塑性			
18					0.75	浮遊	塑性			
19		0.95	浮遊	塑性						
20			200	100	100		浮遊	塑性		
21		1.00				没水	塑性			
22							没水	弾性		
23		0.32				浮遊	塑性			
24		0.55				浮遊	塑性			
25		0.95				浮遊	塑性			
26		0.32	800	100	100		浮遊	塑性		
27	0.55	浮遊				塑性				
28	0.95	浮遊				塑性				
29	0.32	200				200	100		浮遊	塑性
30	0.55							浮遊	塑性	
31	0.95							浮遊	塑性	
32	0.32		400	400	100				浮遊	塑性
33	0.55							浮遊	塑性	
34	0.95							浮遊	塑性	

(2) 数値流体解析結果

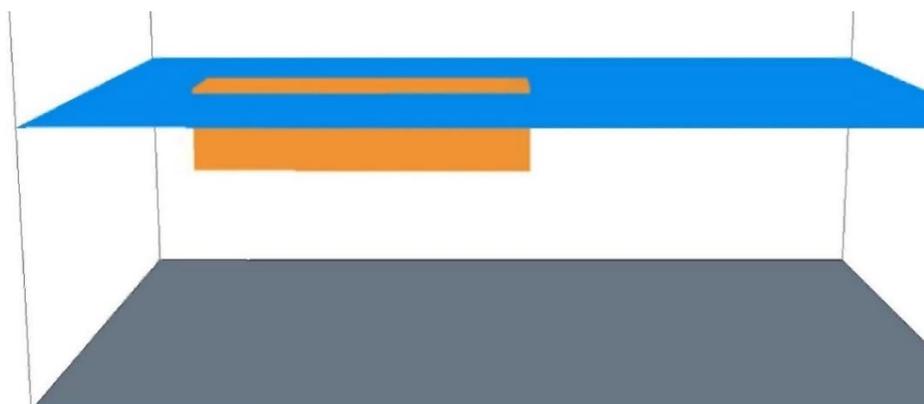
図 4-12に水面を浮遊する直方体について、衝突による急停止を模擬したRun25の解析結果を示す。図 4-12 (a)に示した衝突直前の状態までは、浮遊物と水が等しい速度で移動しているので、水面は均一に保たれている。図 4-12 (b)に示した衝突完了時には、浮遊物の減速によって水の流れが背面（左側）で堰き止められるので、行き場を失った水が浮遊物を乗り越え始めている。また、浮遊物の正面（右側）では負圧が生じ水面が低下している。図 4-12 (c)で示した状態では、付加質量の効果は消失し浮遊物は水流の抵抗体となって背面の水を跳ね上げ抗力のみが生じる状態となる。

(3) 解析結果の妥当性評価

表 4-4に、没水状態での衝突を模擬した流速3～5 m/sの条件であるRun4, 10, 21の付加質量係数の解析結果と文献値^[48]を示す。文献値の付加質量係数は、没水状態の直方体が長手方向に振動する際に発生する付加質量係数であるが、今回の解析結果と良好に一致した。また、解析結果から求めた付加質量係数は、理論と同様に衝突前の速度に依存せず、ほぼ同じ値を示したことから、本研究による流体解析により最大誤差2.2%で付加質量係数を予測できることを明らかにした。

表 4-4 各衝突速度における付加質量係数と文献値の比較

	文献値 ^[48]	3m/s	4m/s	5m/s
付加質量係数	0.36	0.352	0.353	0.353
誤差	—	2.3%	2.0%	2.0%



(a) 衝突前 (0.009ms)



(b) 衝突中 (0.019ms)



(c) 衝突後 (0.039ms)

図 4-12 流体解析で得られた衝突前後の水面の変化 (Run25)

(4) 弾性変形衝突と塑性変形衝突の差が付加質量係数に及ぼす影響

表 4-3に示した解析ケースは、Run22を除いて全て塑性変形を想定し、衝突時の加速度が一定であると仮定して流体解析を実施した。しかしながら、実際の衝突時の加速度がこの仮定と異なる状態も起こりえる。そこで、もう一つの衝突モデルとして、Run22において弾性変形衝突を模擬し、衝突時の位置変化が単振動であるバネモデルになると仮定し、このとき生ずる流体力を数値解析により算出した。解析条件はRun21と同様で、直方体の位置の時刻歴だけが異なる。

図 4-13に、バネモデルによる衝突を模擬した単振動の速度変化と位置変化を、等加速度による衝突モデルと合わせて示す。等加速度モデルに対してバネモデルでは、衝突完了時に最大加速度が発生する点が大きく異なる。

図 4-14に、バネモデルを用いた場合の流体力の解析結果を等加速度モデルの結果と合わせて示す。等加速度モデルとは異なり、衝突開始時は加速度がゼロであるため流体力の急激な立ち上がりはないが、最大加速度が発生するタイミングで等加速度モデルを大幅に超えた最大の流体力を示している。このモデルにおいても同様に式(67)を用いて付加質量係数Cを算出すると0.349となり、等加速度モデルの結果(0.352~0.353)とほぼ同様の値になった。したがって、付加質量係数は位置の時刻歴つまり、速度、加速度にも無関係で有り、形状および水面との位置関係で決まる値であると考えられる。

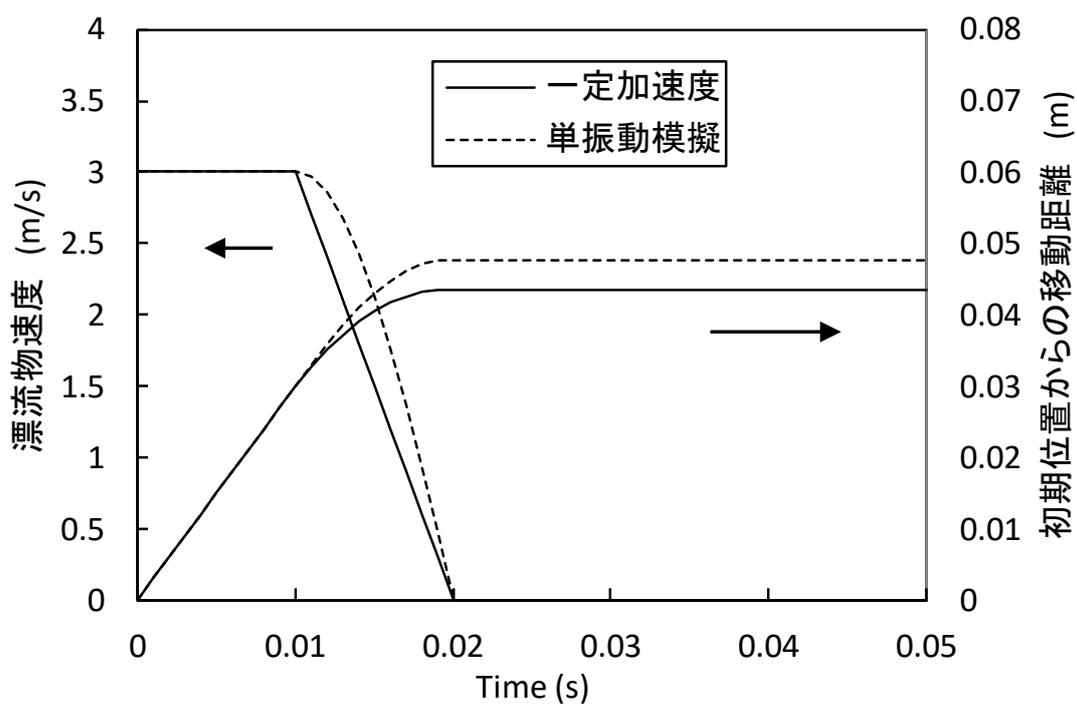


図 4-13 衝突時の加速度が一定の場合と単振動の場合の速度と位置

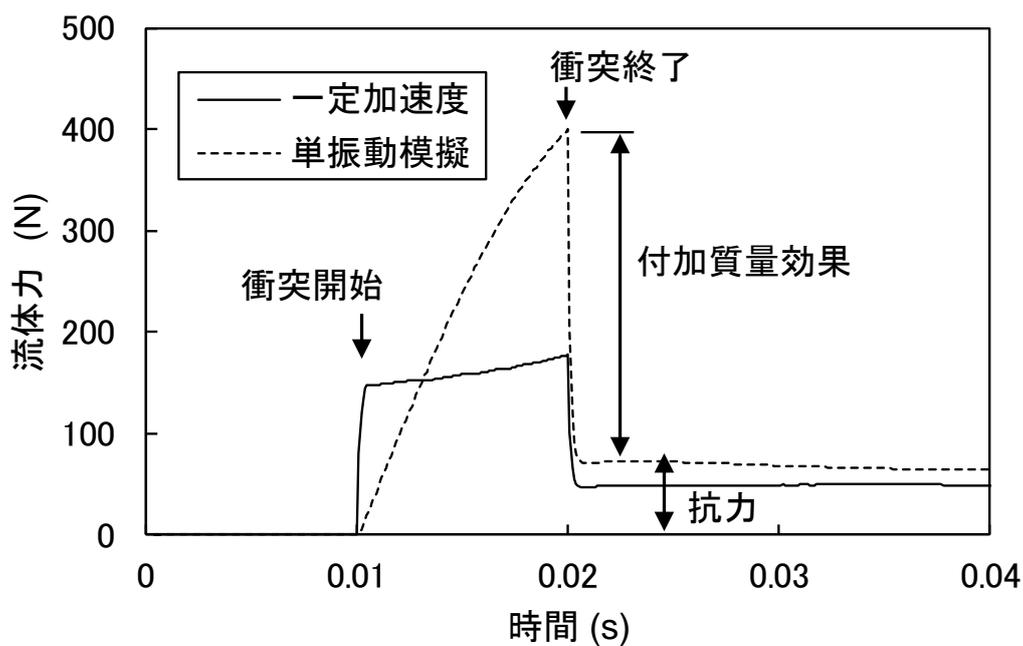


図 4-14 衝突時の加速度が一定の場合と単振動の場合における流体力

(5) 衝突する浮遊物の付加質量係数

図 4-15と図 4-16に、各流速における付加質量係数に対する浮遊物の比重と長さの影響を纏めて示す。同様の解析条件において各速度における付加質量係数は値が同じであることから、衝突速度の影響が無いことを確認できる。

浮遊物の比重の影響を比較した図 4-15では、比重の増大により付加質量係数も増大することが確認できる。これは、比重が増大するほど浮遊物は沈降するため、浮遊物の周りで関与する流体が空気から水になっていくためであり、浮遊物が移動するために移動させられる水の量が増えるためである。また、同じ比重1の場合でも、上面が空気に接している場合よりも、水面から200 mm沈降させた没水条件での付加質量係数が大きくなっているのも同じ理由である。

また、水面と浮遊物との相対位置と付加質量係数との関係の報告^[46]があり、その検討条件は鉛直方向での振動時の計測結果であるために本結果とは単純には比較できないが、図 4-15と同様に、水面よりも下になるほど付加質量係数が増大する傾向を示している。

浮遊物の長さの影響を比較した図 4-16では、長さの増加により付加質量係数が減少することを確認できる。これは、付加質量への寄与が大きい箇所が浮遊体の前面と背面であるため、側面面積の増大は付加質量の増大をもたらさず、結果として浮遊物体積に対する流体力の比率が低下したためである。また、この傾向は、3.3.2項で報告した実験結果とも一致する。

表 4-3に示した条件で得られた解析結果から、高さ H に対する幅の比率 W 、長さの比率 L および比重 ρ を用い、近似的に付加質量係数 C を算出できる次式を作成した。

$$C = \frac{\alpha (1 - \beta W^\gamma) \rho^\delta}{L} \quad (68)$$

ここで、 α は0.81、 β は0.33、 γ は-0.65、 δ は0.82である。作成した近似式は、漂流物の上面が空気に接触した状態に適用できる式である。比重が増えると、漂流物の喫水が深くなるため、付加質量は増加し、長さには反比例する。また、幅が増えると徐々に増加し、無限幅で一定値となることを示しており、没水中の既往の知見^[48]と傾向が一致する。高さ H に対する幅の比率 W を無限大、長さの比率 L を1、比重 ρ を1とすると、付加質量係数 C は0.81となる。この値は、同形状の没水中における付加質量係数に近い値となり、上面が空気に接しているために、没水中と比較して移動させる水量少ないので小さい値となった。

得られた解析による付加質量係数と共に、近似式のグラフを図 4-17と図 4-18に示す。解析結果と近似式の誤差は最大で7%であり、今回調査した範囲では良好に一致する近似式が得られた。したがって、式(68)により、速度、加速度を考慮せずに衝突時に生ずる直方体の付加質量係数を算出できる。

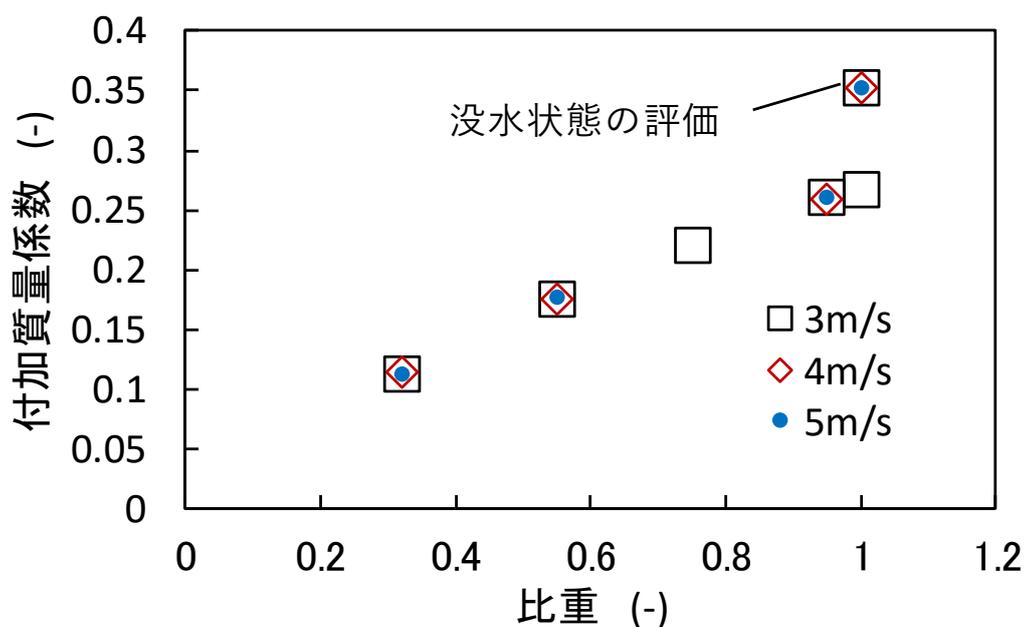


図 4-15 付加質量係数に対する漂流物の比重と衝突速度の影響
(漂流物 : 100(H) × 100(W) × 200(L)mm)

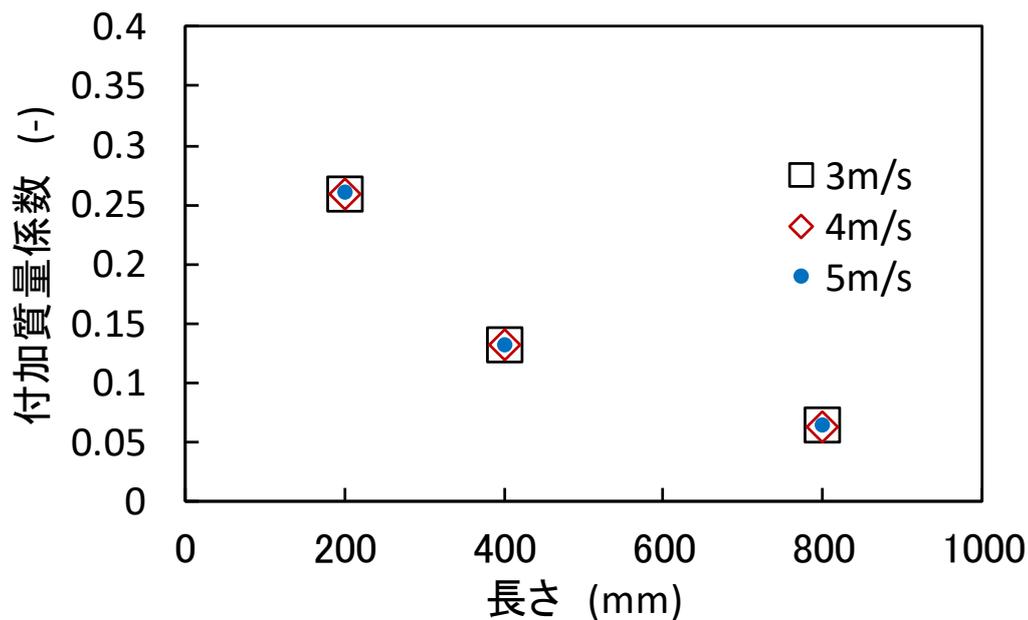


図 4-16 付加質量係数に対する漂流物の長さや衝突速度の影響
(漂流物 : 100(H) × 100(W) × 200~800(L)mm, 比重0.95)

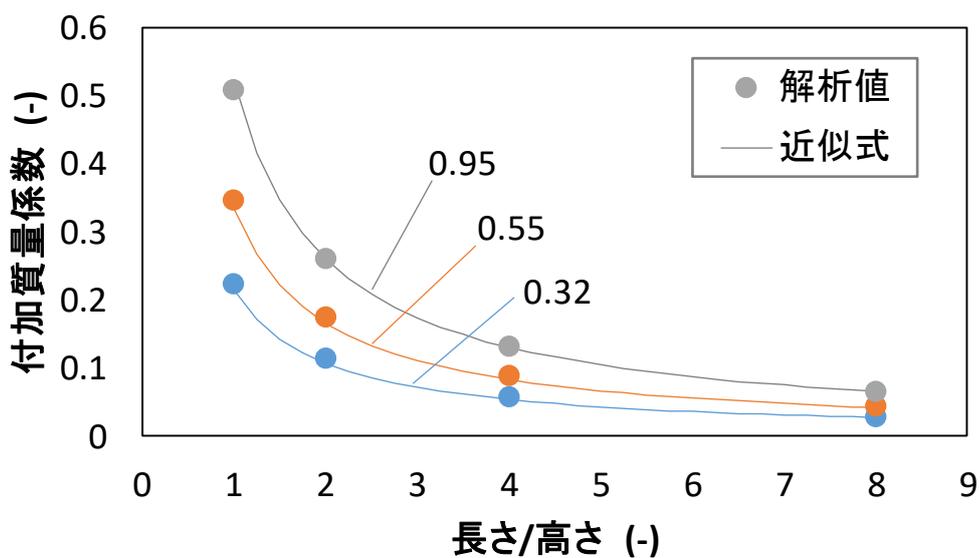


図 4-17 付加質量係数と長さとの高さの比の関係

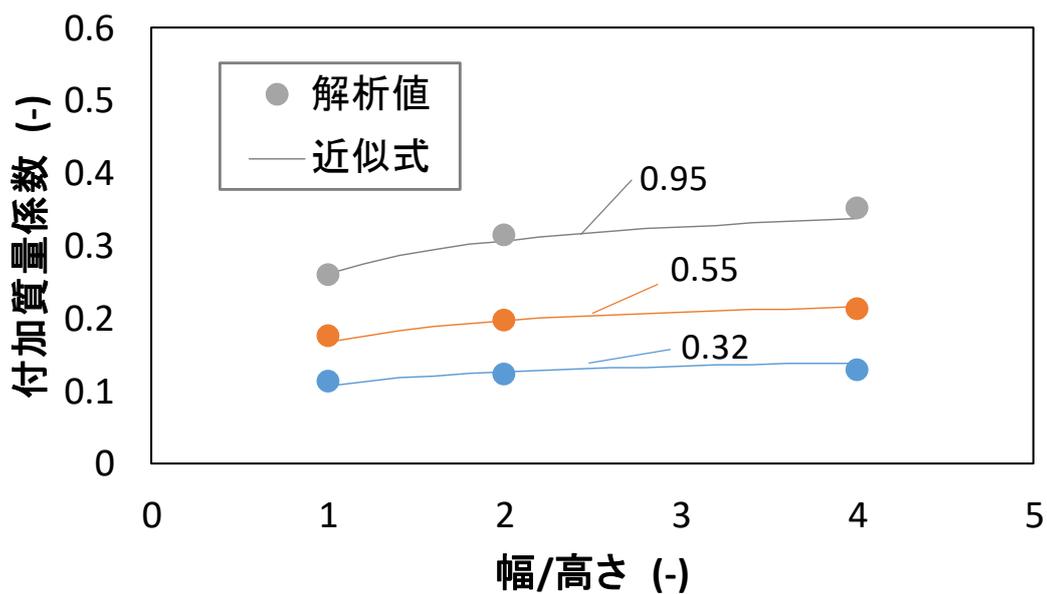


図 4-18 付加質量係数と幅と高さの比の関係

4.5 荷重推定式への付加質量係数の近似式の適用

第3章で検討した荷重推定式では、付加質量係数Cとして保守側（過大側）の値である1.0を代入し、試験結果と比較した。4.4節では、直方体の付加質量係数を直方体の形状から算出できる近似式を提案した。図 4-19に、付加質量係数を1.0とした場合と近似式を用いた場合の予測衝突力を示す。図を見ると明らかなように、付加質量係数として近似式で得られる値を用いることで相関関係が高まり、予測衝突力の精度は向上することを明らかにした。

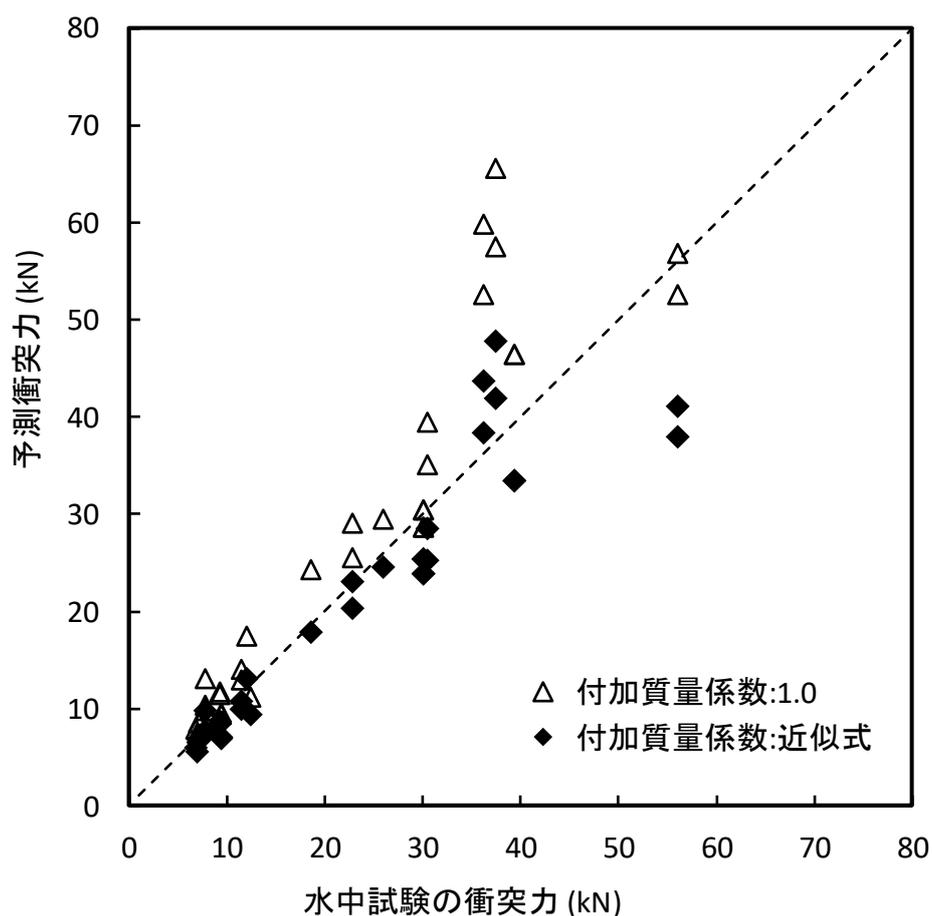


図 4-19 荷重推定式による予測衝突力に対する付加質量係数の影響

4.6 まとめ

津波漂流物の衝突力評価に必要な、衝突時に生ずる付加質量効果を明確にするために、水中における落下方向での球の衝突を模擬した数値流体解析手法を構築し、同様の体系による落下衝突試験を実施すると共に既往の知見と比較、検証した。構築した解析手法を用い、水平浮遊後の水中衝突を模擬し、このとき水中で特異的に生ずる流体力の変化について検討した。付加質量係数の算出を目的に、パラメータスタディを実施した結果、以下の結論を得た。

- ・短時間の現象である水中衝突において、これを対象とした数値流体解析の結果は実験結果と概ね一致し、水中衝突でも付加質量効果が発現することを示した。
- ・加速度が大きな値となる水中衝突において、数値流体解析により算出した付加質量係数は既往の知見と良好に一致し、そのときの誤差は浮遊衝突で2.2 %、水中落下で2 %であった。
- ・速度差が無い状態から速度差のある状態への変化、およびその逆の変化である速度差が有る状態から無い状態への変化について、共に流体解析による付加質量の算出が可能である。
- ・衝突時に考慮すべき付加質量係数は、衝突速度や加速度の大きさとは無関係であり、形状に依存した値となる。
- ・数値流体解析により、水面付近を浮遊する直方体に生ずる付加質量について算出し、形状と比重から算出できる近似式を提案した。

第5章 結言

第1章では、本研究の対象である、巨大津波の襲来時において陸上を遡上する津波が原子力プラントの付帯設備に及ぼす影響の概要とその研究目的を明らかにし、健全性評価の重要性について述べた。具体的には、対象とする津波被害の予測精度を向上させることで、遡上津波が及ぼす外力の対策に必要な設計条件を高精度で把握し、原子力プラントに付帯する円筒タンクを高精度で合理的に評価する手法の提案が目的であることを述べた。

第2章では、陸上を遡上する津波が、沿岸に設置された円筒タンクにおよぼす波力の評価方法について検討した。円筒タンク周囲の流動状態を詳細に把握するために、3次元 CFD による遡上津波の解析手法を構築した。構築した解析手法によるタンクに作用する波力の解析値は、水理模型実験で得られた結果と良好に一致し、再現できることを示した。

解析結果を用いてフルード数が1.5以上の適用範囲拡大に必要な課題を抽出した結果、円筒タンク周囲で生ずる動圧の考慮が波力予測の精度向上に不可欠であることを見出した。この動圧は、静水圧と静圧の差であり、かつ、水面の動圧と底面の動圧の差でもあることを理論的に示し、解析結果を用いた検証でも理論を裏付ける結果が得られた。また、実験結果から得られた円筒タンク周囲の動圧分布は、無次元化によりフルード数に無関係となり、それぞれが互いに一致することを明らかにした。

以上の結果から、実験で得られた動圧分布から無次元動圧の分布を算出し、タンク周囲の無次元動圧を一つの近似式で表現した。この無次元動圧の近似式を静水圧分布から算定する波力評価式に導入することで、予測波力の精度を向上できる新たな波力評価式を提案した。また、考慮すべき動圧分布は水位と流速から算出されるので、必要な入力情報は既往の波力評価式と同等である。したがって、既往の波力評価式の優位性を維持したまま、予測波力の精度向上に貢献した。

第3章では、陸上に設置された円筒タンクに対する遡上津波による漂流物の衝突力について、大型試験水路を用いた衝突試験を行い、既往の衝突力予測式の、金属同士の衝突への適用性と改良方法について検討した。衝突試験では、衝突前の漂流物の挙動確認を目的とした衝突速度評価試験と、気中衝突と異なる結果が予想される衝突力評価試験を行った。使用する大型試験水路の仕様から試験条件を検討し、適切な漂流物サイズと衝突力を計測するための被衝突体の構造を検討した。また、最も衝突力が大きくなると考えられる正面衝突を実現するために、水路において漂流物が直進するようにガイドレールを設置した。この試験装置を用いて津波流速をパラメータとした衝突前の漂流物の

第5章 結言

挙動評価および衝突力の計測を行った。

被衝突体に遡上津波が到達すると被衝突体の前面には津波の流れ方向とは逆向きの流れを含む反射波が形成され、この反射波によって漂流物の速度は減速される。最も衝突確率が高いと考えられる被衝突体中心に対して、漂流物をガイドレールによって強制的に正面から衝突させようとした場合でも、形成される反射波の領域よりも短い漂流物では、衝突速度は全て減速し大半が衝突しないことを明らかにした。また、衝突状況を撮影した高速度カメラ画像から、漂流物は被衝突体の前面で全て減速することを確認できたことから、被衝突体周囲の複雑な流れを起因とする、津波流速に対する漂流物速度の超過は無いことを示した。

水中の物体の移動では、気中と異なり、水中特有の現象である付加質量効果が観測されるが、短時間の現象である衝突時においても発現し、その特徴は既往の知見と同様の傾向があることを示した。また、水中での衝突力計測時に、計測対象物（漂流物）と計測センサの間に他の物体を介在させる場合、剛性の大小にかかわらず微小な変位が起きるため、この変位が周囲の水と相互作用をもたらし、計測荷重に誤差を生じさせる場合があることを明らかにした。

金属同士の衝突試験で得られた結果を用い、既往式である有効剛性を用いた荷重評価式とFEMA式への適用性を検討した結果、FEMA式で速度として入力する津波流速は過大であり、漂流物速度の入力が適切であることを示した。漂流物速度を用いる荷重推定式による予測衝突荷重では、衝突試験結果と一致した。また、安全係数をASCEが提案する1.25を設定することで、全ての衝突力予測が実験による計測値を上回ることを示した。衝突力評価に必要な剛性として、漂流物の構造から算出した有効剛性を用いることで保守的（過大荷重側）な評価が可能であることを示した。

第4章では、短時間の現象である水中衝突において、水中での移動で特有な現象である付加質量効果の考慮の必要性を検討するために、水中における落下方向での球の衝突を模擬した数値流体解析手法を構築した。同様の体系による落下衝突試験を実施すると共に既往の知見と解析結果を比較した結果、良好に一致する事を示し、水中の衝突現象においても付加質量効果の考慮が重要であることを示した。

津波漂流物の衝突力評価に必要な、付加質量係数を算出するために、構築した解析手法を用い、水平浮遊後の水中衝突を模擬し、このとき水中で特異的に生ずる流体力の変化について検討した。没水状態の直方体における付加質量係数は、既往の知見と良好に一致し、数値流体解析上でも再現できることを示した。塑性変形を模擬した一定加速度における水中衝突と、弾性変形を模擬した単振動の加速度における水中衝突では、発生する流体力は異なるが付加質量係数は良好に一致し、短時間で大きな加速度が発生する衝突現象においても、付加質量係数は加速度に依存しない値になることを明らかにした。

以上の結果を用いて、付加質量係数の算出を目的に、直方体の形状、比重についてパラメータスタディを実施し、浮遊する直方体が衝突時に生ずる付加質量係数を算出でき

第5章 結言

る近似式を提案し、その最大誤差が7%であることを示した。また、第3章で提示した荷重推定式において、付加質量係数に近似式の値を用いて予測衝突力を比較した結果、実験結果に対する相関関係が改善することを示した。

上記の遡上津波に対する原子力プラント付帯設備の健全性評価手法に関する研究により、円筒タンクに作用する津波波力の予測には、新たな波力評価式に対して水位と流速を入力すれば、タンク周囲の水位分布、底面の静圧分布および円筒タンクに作用する波力を算出でき、射流条件ではフルード数が最大1.95の範囲まで適用できる。しかしながら、フルード数1以下の常流条件においては、タンク周囲の動圧分布が射流と大きく異なるため適用できない。また、陸上の遡上津波を対象としているので、評価対象の津波は持続波であり、段波のような衝撃力には適用できない。

円筒タンクなどのプラント付帯設備に対する漂流物の衝突力予測については、漂流物の剛性が低い条件では、荷重推定式に対して漂流物の剛性と、想定する衝突速度、および付加質量係数を入力すれば、衝突力を算出できる。しかしながら、被衝突体の剛性が漂流物と同等もしくはそれよりも低い場合は、被衝突体の剛性評価も必要になる。また、陸上の遡上津波を対象としているので、評価対象の津波は持続波であり、段波の先端部で押し流される漂流物の衝突力には適用できない。

浮遊する直方体の付加質量係数の近似式は、数値流体解析の結果から導いた式で有り、直接実験結果と比較した値は含まない。しかしながら、近似式の作成に用いた解析ケースと類似のケースである没水条件では、解析結果と既往の知見が良好に一致しており、落下方向でも同様であったことから、近似式の信頼性は高い。

以上の結果から、図 5-1に示すように遡上津波とその漂流物が原子力プラントに付帯する円筒タンクに及ぼす外力として本研究の成果を纏める。遡上津波が、アンカーが設置された円筒タンクに及ぼす被害として、円筒タンク全体の滑動と、局所的な損傷である座屈とに、大きく分けられる。滑動を引き起こす外力 F は、遡上津波による波力 F_W と漂流物による衝突力 F_I の和になるので以下の式で表せる。

$$F = F_W + F_I \quad (69)$$

また、座屈を引き起こす外部応力 σ は、遡上津波による水圧 P_W と衝突応力 σ_I の和になり、衝突応力 σ_I は衝突力 F_I と衝突時の接触面積 A_I から算出することで、外部応力 σ は以下の式で表せる。

$$\sigma = P_W + \sigma_I = P_W + \frac{F_I}{A_I} \quad (70)$$

ここで水圧分布は水位分布から算定できる静水圧分布を用いることで、保守的な評価が可能となる。

以上のように本研究によって、遡上津波とその漂流物が原子カプラントに付帯する円筒タンクに及ぼす外力に関する研究として、解析および実験を併用して対象とする現象を明確にし、既往の評価式を改善し、高精度な予測を可能とした。

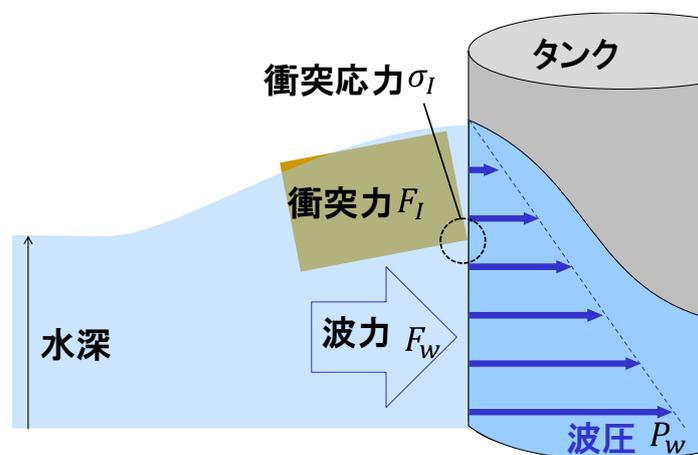


図 5-1 円筒タンクに作用する外力

参考文献

- [1] 首藤伸夫, 津波と被害, <http://tsunami-dl.jp/old-content/TSUNAMI/saigaitaisaku/doc/TDLTsunamitoHigai.pdf>
- [2] 佐野理志, 佐藤良広, 熊谷直己, 奥田幸彦, 仲村岳, 池末俊一, 平井孝昌, 甲斐田秀樹, 木原直人, 戸井田隆行, 津波漂流物がもたらす衝突力の簡易評価手法の検討, 土木学会論文集B2 (海岸工学), Vol. 74, No. 2 (2018), pp. I_373—I_378.
- [3] 佐野理志, 石井英二, 後藤祥広, 池末俊一, 串岡清則, 羽田野琢磨, 榊山勉, 森北豊一: 単体の円筒タンクに作用する高フルード数領域を考慮した津波波力評価式の提案, 土木学会論文集B3 (海洋開発), Vol. 71, No. 2 (2015), pp. I_581—I_586.
- [4] Tadashi Sano, Akihiro Matsuda, Added Mass Coefficient of Tsunami Debris for Evaluating Collision Force, Proc. of the Twenty-ninth (2019) International Ocean and Polar Engineering Conference, Hawaii, USA, June (2019), 3273-3279.
- [5] 榊山勉, 陸上構造物に作用する津波に関する数値波動水槽CADMAS-SURF/3Dの検証, 海洋開発論文集, Vol. 26, pp. 285-290, 2010.
- [6] 河島宏治, 佐野正和, 榊山勉, 松浦真一, “波遡上時の燃料タンクの健全性評価に関する研究, 電気土木, No. 333, pp. 18-27, 2008.
- [7] 朝倉良介, 岩瀬浩二, 池谷毅, 高尾誠, 金戸俊道, 藤井直樹, 大森政則, 護岸を越流した津波によ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.
- [8] 秋山真吾, 池谷毅, 大森政則, 藤井直樹, 津波が作用する石油タンク周辺の流動特性, 海洋開発論文集, Vol. 21, pp. 157-162, 2005.
- [9] 藤井直樹, 大森政則, 池谷毅, 稲垣聡, 石油タンクに作用する津波波力と被害予測手法, 海岸工学論文集, Vol. 53, pp. 271-275, 2006.
- [10] 安田誠宏, 平石哲也, 永瀬恭一, 島田昌也, 流体直接解析法による臨海部の浸水リスク解析, 海岸工学論文集, Vol. 50, pp. 301-305, 2003.
- [11] 安田誠宏, STREAMによる臨海部市街地の高精度な浸水リスク解析, 第13回ユウザー事例発表会講演集, (2)1-10, 2003.
- [12] ファム バン フック, オープンソースを用いた数値流体解析, ながれ, Vol. 31, No. 3, pp. 277-284, 2012.
- [13] 池末 俊一, 串岡 清則, 熊谷 直己, 羽田野 琢磨, 榊山 勉, 森北 豊一, 円筒タンクの津波波力に対する複数配置影響と3次元流動解析の適用性に関する研究, 土木学会論文集 B3 (海洋開発), 71巻, 2号, pp. I_575-I_580, 2015.
- [14] 林建二郎, 柱状物体に作用する遡上流れの流体力評価, 土木学会論文集B3 (海洋開発), Vol. 69, No. 2, pp. I_3329-I_334, 2013.

- [15] 張広鋒 他2名, 津波による橋梁上部構造への作用力の軽減対策に関する実験的研究, 土木学会論文集A1 (構造・地震工学), Vol. 66, No. 1, pp.425-433, 2010.
- [16] Asakura, R., Iwase, K., Ikeya, T., Takao, M., Kaneto, T., Fujii, N. and Ohmori, M., The tsunami wave force acting on land structures, Proceedings of 28th International Conference on Coastal Engineering, ASCE, pp. 1191-1202, 2002.
- [17] 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_771-I_775, 2012.
- [18] 総務省消防庁, 危険物施設の津波・浸水対策に関する調査検討報告書, pp.1-98, 2009.
- [19] 石田暢生ら, 防潮堤に作用する津波波圧評価に用いる水深係数について, NRA 技術報告, NTEC-2016-4001 (2016)
- [20] 杉井泰介, 神田信広, 石井英二, 奥村和恵, 飯島唯司, 3次元流体解析による陸上を遡上する津波の評価, 第17回動力・エネルギー技術シンポジウム講演論文集, C201, pp. 295-296, 2012.
- [21] 高島大輔 他2名, 陸上構造物前面に作用する津波波圧に関する数値実験, 土木学会論文集B2 (海岸工学), Vol. 69, No. 2, pp. I_851-I_855, 2013.
- [22] 榊山勉, 津波遡上流によるタンクに作用する流体力に関する研究, 土木学会論文集B2 (海岸工学), Vol. 70, No. 2, pp. I_891-I_895, 2014.
- [23] C. W. Hirt (Los Alamos Scientific Laboratory, USA) and B. D. Nichols, "Volume of Fluid (VOF) Method for the Dynamics of Free Boundaries", Journal of Computational Physics, Vol. 39, pp. 201-225, 1981.
- [24] J. Ishimoto *et al.*, Supercomputing and scale modeling the effect of flotsam mixed tsunami: Implication to tsunami generated by The 2011 Great East Coast Earthquake, ISSM-7, 2013.
- [25] 浅井 光輝, 合田 哲朗, 小國 健二, 磯部 大吾郎, 檜山 和男, 一色 正晴, 安定化ISPH法を用いた津波避難ビルに作用する流体力評価, 土木学会論文集A2 (応用力学), 70巻, 2号, p. I_649-I_658, 2014
- [26] 高木洋平 他3名, 流体構造連成解析を用いた石油タンクへの津波の影響評価, 第 32 回数値流体力学シンポジウム, C02-2, 2018.
- [27] 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, 54 巻, pp. 846-850, 2007.
- [28] 有川 太郎, 鷺崎 誠, 津波による漂流木のコンクリート壁面破壊に関する大規模実験, 土木学会論文集B2(海岸工学), 66 巻, 1 号 pp. 781-785, 2010.
- [29] 池野 正明, 高島 大輔, 木原 直人, 甲斐田 秀樹, 宮川 義範, 柴山 淳, 津波・氾濫流水路を用いた流木衝突実験と衝突力推定式の改良, 土木学会論文集B2(海岸工学), 71 巻, 2 号 pp. I_1021-I_1026, 2015.
- [30] 池谷 毅, 稲垣 聡, 朝倉 良介, 福山 貴子, 藤井 直樹, 大森 政則, 武田 智吉, 柳

- 沢 賢, 津波による漂流物の衝突力の実験と評価方法の提案, 海岸工学論文集, 53 巻, pp. 276-280, 2006.
- [31] H.R. Riggs, D. T. Cox, C. J. Naito, M. H. Kobayashi, P. Piran Aghl, H. T.-S. Ko, E. Khowitar, Experimental and Analytical Study of Water-Driven Debris Impact Forces on Structures, *J. Offshore Mech. Arct. Eng* 136(4), pp.041603-1-8, 2014.
- [32] 水谷 法美, 廉 慶善, 宇佐美 敦浩, 中村 友昭, 白石 和睦, 陸上津波によるコンテナの漂流と漂流衝突力に関する研究, 第20回海洋工学シンポジウム, 日本海洋工学会・日本船舶海洋工学会, 2008.
- [33] 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, 621号/II-47, pp.111-127, 1999.
- [34] 水谷 法美, 白石 和睦, 宇佐美 敦浩, 宮島 正悟, 富田 孝史, エプロン上のコンテナへの津波の作用と漂流衝突力に関する実験的研究, 海岸工学論文集, 53 巻, pp. 791-795, 2006.
- [35] 高島大輔, “大規模水理実験による津波フラジリティ評価手法の高度化(その2)”, 電力中央研究所報告, O15003, 2015
- [36] 大野 友則, 飛翔体の衝突に対するRC版の挙動に関する研究の現状, コンクリート工学, 41巻, 4号 pp. 20-28, 2003
- [37] 伊藤 千浩, 白井 孝治, コンクリート構造物の衝撃挙動, コンクリート工学, 37巻, 7号 pp. 3-9, 1999
- [38] Bresler, B. and MacGregor, J. Review of Concrete Beams Failing in Shear, *Proceeding of ASCE*, Vol.93, No.ST1, pp.343-372, 1967.
- [39] 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), 72巻, 2号, pp. I_1159-I_1164, 2016
- [40] Haehnel, R., Daly, S., Maximum Impact Force of Woody Debris on Floodplain Structures, *Journal of Hydraulic Engineering*, vol.130, No.2, 2002
- [41] 茶谷明義, [連載講座]衝撃強度設計(1)-耐衝撃強度設計の考え方-, 機械の研究, 41-5(1989), 613-617
- [42] 茶谷明義, [連載講座]衝撃強度設計(2)-耐衝撃強度設計の考え方-, 機械の研究, 41-6(1989), 719-723
- [43] P. Piran Aghl, C.J. Naito, H.R. Riggs, Effect of nonstructural mass on debris impact demands: Experimental and simulation studies, *Engineering Structures*, *Engineering Structures*, Vol. 88, pp.163-175, 2015
- [44] Riggs HR, Cox DT, Naito CJ, Kobayashi MH, and Aghl PP et al., Experimental and Analytical Study of Water-Driven Debris Impact Forces on Structures, *Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, 136(4), 041603-1-041603-8, 2014.

- [45] FEMA, "Guidelines for Design of Structures for Vertical Evacuation from Tsunamis", FEMA P-646, 2012.
- [46] R. G. Dong, "Effective Mass and Damping of Submerged Structures", University of California/Livermore, UCRL-52342, 1978.
- [47] C. E. Brennen, "A Review of Added Mass and Fluid Inertial Forces", Naval Civil Engineering Laboratory, CR82.010, 1982.
- [48] Det Norske Veritas, "Modelling and Analysis of Marine Operations", DNV-RP-H103, 2011.
- [49] Shigehiko Kaneko et al., Flow-induced Vibrations (Second Edition), Elsevier, pp.359-401, (2014)
- [50] 元良誠三, "船体運動力学", 日本船舶海洋工学会, pp.10, 2007.
- [51] Kihara, N. Large-scale tsunami physical simulator - a new type of experimental flume for research on tsunami impact, Hydrolink, IAHR, No.1, pp.24-25, 2016.
- [52] 秋山 壽一郎, 重枝 未玲, 小林 俊彦, 大田 和正: 定常自由表面流中の正角柱に働く流体力, 水工学論文集, 第46巻, pp.827-832, 2002.
- [53] 池谷 毅, 岩田 善裕, 奥田 泰雄, 喜々津 仁密, 石原 晃彦, 長谷川 巖, 橋本 純, 小島 大典, 水理模型実験における陸上構造物に作用する津波力に及ぼす実験水路幅の影響, 土木学会論文集B2(海岸工学), 73巻, 2号, pp. I_901-I_906, 2017
- [54] STAR-CCM+ Documentation, Version 10.06, CD-adapco, 2015.
- [55] 機械工学便覧 基礎編 α 4 流体工学, 日本機械学会, pp. α 4-117, 2006.
- [56] 機械力学, 機械工学便覧基礎編 α 2, 日本機械学会, p. α 2-111, 2004.
- [57] 内閣府, 津波避難ビル等に係るガイドライン, 2005
- [58] 加藤史訓, 諏訪義雄, 藤田光一, 岸田弘之, 五十嵐崇博, 岡村次郎, 林雄一郎, 建築物等による津波のせき上げの評価方法, 土木学会論文集B2(海岸工学), Vol. 68, No. 2, pp. I_331-I_335, 2012.
- [59] 藤本武助: 流体力学, 養賢堂, p. 47, 1952.
- [60] American Society of Civil Engineers, Minimum Design Loads for Buildings and other structures, SEI/ASCE 7-10, 2010
- [61] American Society of Civil Engineers, Minimum Design Loads for Buildings and other structures, SEI/ASCE 7-16, 2016
- [62] Gary Chock et al., Target Structural Reliability Analysis for Tsunami Hydrodynamic Loads of the ASCE 7 Standard, Journal of Structural Engineering, Vol. 142, No. 11, (2016)
- [63] 藤井 直樹, 大森 政則, 池谷 毅, 朝倉 良介, 入谷 剛, 柳沢 賢, 津波による漂流物の移動に関する基礎的研究, 海洋開発論文集, 21巻, pp.127-132, 2005.
- [64] 池末 俊一, 串岡 清則, 平井 孝昌, 三代川 栄一, 皆川 祐輔, 仲村 岳, 奥田 幸彦,

関連発表論文

- 戸井田 隆行, 被衝突物周りの流場を考慮した漂流物の衝突速度に関する検討, 土木学会論文集B3(海洋開発), 73巻, 2号 pp. I_486-I_491, 2017.
- [65] 水谷 法美, 廉 慶善, 宇佐美 敦浩, 中村 友昭, 白石 和睦, 陸上津波によるコンテナの漂流と漂流衝突力に関する研究, 第20回海洋工学シンポジウム, 日本海洋工学会・日本船舶海洋工学会, 2008.
- [66] 流体工学, 機械工学便覧基礎編 α 4, 日本機械学会, p. α 4-85, 2006.
- [67] H Esmonde, H See and M V Swain, Dynamic squeeze film rheometry for flat and spherical geometries using nonlinear spectral analysis, Measurement Science and Technology, Vol. 19, 10 pp, 2008.
- [68] 機械力学, 機械工学便覧基礎編 α 4, 日本機械学会, p. α 4-6, 2004.
- [69] 烏野 慶一, 野中 晃二, 前川 和義, 秋本 研一, 箱型浮体構造物の付加質量チャート, 関西造船協会誌, 229巻 pp.79-85, 1998

関連発表論文

- ・ 佐野理志, 佐藤良広, 熊谷直己, 奥田幸彦, 仲村岳, 池末俊一, 平井孝昌, 甲斐田秀樹, 木原直人, 戸井田隆行, 津波漂流物がもたらす衝突力の簡易評価手法の検討, 土木学会論文集B2 (海岸工学), Vol. 74, No. 2 (2018), pp. I_373-I_378.
- ・ 佐野理志, 石井英二, 後藤祥広, 池末俊一, 串岡清則, 羽田野琢磨, 榊山勉, 森北豊一: 単体の円筒タンクに作用する高フルード数領域を考慮した津波波力評価式の提案, 土木学会論文集B3 (海洋開発), Vol. 71, No. 2 (2015), pp. I_581-I_586.
- ・ Tadashi Sano, Akihiro Matsuda, Added Mass Coefficient of Tsunami Debris for Evaluating Collision Force, Proc. of the Twenty-ninth (2019) International Ocean and Polar Engineering Conference, Hawaii, USA, June (2019), 3273-3279.

謝辞

本論文は、著者が筑波大学システム情報工学研究科構造エネルギー工学専攻博士課程在学中に、筑波大学松田昭博準教授のご指導のもと総括したものです。松田昭博準教授には、論文構成から研究の結論に関して、終始懇切丁寧なご指導を頂き、深く感謝致します。また、筑波大学磯部大悟郎教授、文字秀明教授、庄司学教授、一般財団法人電力中央研究所研究参事白井孝治様には大変有益なご指導、ご助言を頂きました。ここに謹んで深くお礼と感謝を申し上げます。

また、本論文は、関西電力株式会社、北海道電力株式会社、東北電力株式会社、中部電力株式会社、北陸電力株式会社、中国電力株式会社、四国電力株式会社、九州電力株式会社、日本原子力発電株式会社、電源開発株式会社、三菱重工業株式会社、株式会社東芝、日立ニュークリア・エナジー株式会社が共同で実施した「屋外設備の津波波力評価方法に関する研究」および、東京電力ホールディングス株式会社、北海道電力株式会社、東北電力株式会社、中部電力株式会社、北陸電力株式会社、関西電力株式会社、中国電力株式会社、四国電力株式会社、九州電力株式会社、日本原子力発電株式会社、電源開発株式会社、三菱重工業株式会社、東芝エネルギーシステムズ株式会社、日立GEニュークリア・エナジー株式会社が共同で実施した「津波波力・漂流物衝突作用時における機器・配管の構造強度評価の研究」の成果の一部であります。本研究の遂行にあたり多大なご協力を頂きました、関係者の皆様方に深く感謝を申し上げます。

さらに、本論文の研究遂行に当たり（株）日立製作所石井英二主管研究員、杉井泰介主任研究員、石川正典研究員、吉村一樹研究員から多大なるご助言やご協力を頂き、また、筑波大学大学院への入学にあたり、森田潔部長からご支援と励ましのお言葉を賜りました。深く感謝を申し上げます。

最後に、本論文を執筆するにあたり、大学在学での研究推進の理解と暖かく見守ってくれた家族に感謝の意を捧げます。