

国立研究開発法人海上・港湾・航空技術研究所

港湾空港技術研究所 報告

REPORT OF
THE PORT AND AIRPORT RESEARCH
INSTITUTE

Vol.55 No.2 June 2016

NAGASE, YOKOSUKA, JAPAN

NATIONAL INSTITUTE OF MARITIME,
PORT AND AVIATION TECHNOLOGY

港湾空港技術研究所報告 (REPORT OF PARI)

第 55 卷 第 2 号 (Vol. 55, No. 2) , 2016 年6月 (June 2016)

目 次 (CONTENTS)

1. 高潮津波シミュレータ(STOC)による津波被害解析手法 富田孝史, 本多和彦, 千田優 3 (Numerical Simulation on Tsunami Inundation and Debris Damage STOC ModelTakashi TOMITA, Kazuhiko HONDA, Yu CHIDA)
2. 植生が浅海域の流動場にもたらす影響に関する現地調査と流動モデルによる数値解析茂木博匡, 中川康之, 渡辺謙太, 所立樹, 門谷茂, 桑江朝比呂35 (Field Observations and Numerical Analyses on the Effect of Vegetation on the Hydrodynamics of a Shallow Water Using a New Hydrodynamic ModelHirotsada MOKI, Yasuyuki NAKAGAWA, Kenta WATANABE, Tatsuki TOKORO, Shigeru MONTANI, Tomohiro KUWAE)
3. サンゴ礫混じり土の力学特性—人工配合による再構成試料を使ったパラメトリックスタディー 渡部要一, 金子崇, 佐々真志 61 (Mechanical properties of coral-gravel soil –a parametric study using reconstituted samples–Yoichi WATABE, Takashi KANEKO, Shinji SASSA)
4. 海底液状化土砂流動のダイナミクスと解析法及び実験・現地検証 佐々真志 75 (Submarine Liquefied Flow Dynamics and Their Analytical Framework with Experimental and Field Validations Shinji SASSA)

高潮津波シミュレータ (STOC) による津波被害解析手法

富田 孝史*・本多 和彦**・千田 優***

要 旨

2011年3月11日の東日本大震災では、被災地における防災計画等で想定していた津波よりも高い津波が来襲して、東北および関東地方に甚大な津波災害が発生した。海岸や港湾に押し寄せた津波は防潮壁・防潮堤を越流し、臨海部を広く浸水した。津波は浸水だけでなく、沿岸の防潮施設等の社会基盤施設や、住宅等の建築物を破壊した。さらに、海上の船舶、陸上の自動車、コンテナ等を押流し、漂流物化した。津波災害に備えて対策を施すためには、起こり得る災害を推定することが必要である。

東日本大震災の教訓から、最大クラスの津波による浸水想定が行われるようになっている。最大クラスの津波は、沿岸の防潮施設の設計対象津波より高いのが一般的であるので、浸水等の津波の影響が陸上に及ぶ、しがたって、構造物等により津波影響を低減する方策の創出も今後の重要な課題である。

現在、津波の被害想定に使用する津波の数値計算モデルは静水圧の仮定を用いることが基本になっている。しかし、津波が構造物と干渉する場合には、一般的には静水圧の仮定は適用できない。さらに、久慈港を襲った東日本大震災の津波は静水圧の仮定が適用できない波状段波となった。波状段波はそうでない津波に比べて最大水位の到達点が高くなること、それに伴って構造物に及ぼす波圧も、波状段波にならない津波より高くなることが知られている。

港湾空港技術研究所では、高潮津波シミュレータ STOC を開発してきており、そこには静水圧を仮定しない3次元モデルを含んでいる。STOC については2005年に港空研報告として報告しているが、その後に行った漂流物モデルなどの開発・実装、精度向上のための改良、さらに模型実験との比較や東日本大震災における津波被害の再現計算を通じて、STOC の検証を行った。ここにその内容を報告する。

キーワード：津波、波状段波、砕波、浸水、漂流物、数値計算モデル、3次元、STOC、検証

* 海洋情報・津波研究領域長、アジア・太平洋沿岸防災センター副センター長

** 前 海洋情報・津波研究領域 主任研究官(現 国土技術総合研究所 沿岸海洋・防災研究部主任研究官)

*** 海洋情報・津波研究領域 津波研究グループ研究官

〒239-0826 横須賀市長瀬3-1-1 国立研究開発法人 海上・港湾・航空技術研究所 港湾空港技術研究所
電話：046-844-5052 Fax：046-844-1274 E-mail：tomita@pari.go.jp

Numerical Simulation on Tsunami Inundation and Debris Damage by STOC Model

Takashi TOMITA*
Kazuhiko HONDA**
Yu CHIDA***

Synopsis

The tsunami of the 2011 Great East Japan Earthquake was higher than tsunamis that had been estimated for tsunami disaster management in each area damaged by the tsunami, resulting in catastrophic disasters. The tsunami flowed over coastal defense facilities such as a levee and dike, and flooded coastal areas widely. Further, it caused not only destruction of buildings and infrastructures, but also much debris such as ships, boats, cars, logs and others. We should predict and understand what may happen if tsunamis hit an area of interest, in order to prepare well for disaster management. Based on lessons learned from the 2011 Great East Japan Earthquake, tsunami hazard estimation has been conducted and prepared for largest-possible tsunamis. Since largest-possible tsunamis may flow over coastal defense facilities in a similar way to the 2011 Tohoku tsunami, we need to investigate and develop solutions to reduce effects of such a high tsunami.

At present, tsunami hazard estimation is commonly conducted with horizontally two-dimensional numerical simulation models in which the hydrostatic pressure is assumed. However, the hydrostatic pressure assumption cannot be applied for tsunamis interacting with structures and transforming into undular bores. It is well known that the undular bore causes higher water surface elevation and wave pressure than a tsunami that is not the undular bore.

The Port and Airport Research Institute has been developing a numerical simulation system for estimating inundation and debris motion induced by storm surge and tsunamis, named as the Storm Surge and Tsunami Simulator in Oceans and Coastal Areas (STOC). The STOC system includes a three-dimensional model in which the hydrostatic pressure assumption is not applied. This report will introduce improvement for increasing accuracy after the previous report in Reports of PARI in 2005, and development for calculating wave breaking and tsunami-induced debris. Model verification and validation are also conducted through comparison with results of hydraulic model experiments and application to actual damage by the 2011 Tohoku tsunami

Key Words: Tsunami, undular bore, wave breaking, inundation, debris, numerical simulation, three- dimension model, STOC, verification, validation

* Director of Marin Information and Tsunami Division, Deputy Director of Asia and Pacific Center for Coastal Disaster Research
** Ex Senior Researcher, Tsunami Group, Marin Information and Tsunami Department
*** Researcher, Tsunami Group, Marin Information and Tsunami Department
3-1-1, Nagase, Yokosuka, Kanagawa 239-0826, Japan Port and Airport Research Institute
Phone : +81-46-844-5052 Fax : +81-46-844-1274 E-mail : tomita@pari.go.jp

目 次

要 旨	3
1. まえがき	7
2. STOCのモデル概要	8
2.1 モデル構成	8
2.2 STOC-ICの概要	8
2.3 STOC-MLの概要	10
2.4 砕波モデル	10
2.5 STOC-ICとSTOC-MLの接続	12
2.6 越流計算手法の改良	13
2.7 STOC-DMの概要	15
3. モデル検証	19
3.1 STOC-ICの検証	19
3.2 STOC-MLの検証	25
3.3 STOC-DMの検証	28
4. 結論	31
5. あとがき	32
謝辞	32
参考文献	32

1. まえがき

2011年3月11日の東日本大震災では、被災地における防災計画等で想定していた津波よりも高い津波が来襲して、東北および関東地方に甚大な津波災害が発生した¹⁾³⁾。海岸や港湾に押し寄せた津波は防潮壁、防潮堤等を越流し、臨海部を広く浸水した。津波は浸水するだけでなく、防潮施設等の社会基盤施設や、住宅等の建築物を破壊した。さらに、海上の船舶、陸上の自動車、コンテナ等を押流し、漂流物化した。

津波災害に備えて対策を施すためには、起こり得る災害を推定することが必要である。しかし、起こり得る災害は、来襲する津波の特性や地域の特性に依存する。津波は、多くの場合、海底で生じた地震による地殻変動によって生じる。この沖合で発生した津波が海岸に押し寄せるまでに、海の水深の変化に対応して屈折や浅水変形的作用を受け、島等や海岸線等の存在により回折・反射される。さらに、遠浅海岸等では分裂、砕波することもある。これらの波変形的作用によって津波は伝播する方向を変化させ、津波の波高も変化する。同じ海域であっても想定する地震規模によって津波の波長は変化し、さらに津波の初期の空間波形も変化することに注意が必要である。一般に、波長が長い津波ほど内陸深くまで浸水する。津波の波変形に海岸等の地形が大きく影響することは勿論であるが、災害に影響を及ぼす地域の特性には、臨海部の活用状況がある。例えば、低平地まで高度に利用されているほど、浸水の影響は大きくなる。したがって、対象とする港湾や海岸において起こり得る津波災害を想定するためには、沖合で発生する津波毎に伝播・浸水計算を行わなければならない。

特に、東日本大震災の教訓を踏まえて制定された「津波防災地域づくりに関する法律」(平成23年法律第123号)で規定する基本方針(国土交通省告示第51号)では、「最大クラスの津波」が発生した場合においても「なんとしても人命を守る」ことを津波防災地域づくりのための考え方とし、ハード・ソフト対策を組み合わせた多重防御により津波防災を推進することを基本理念としている。一般に、最大クラスの津波は、海からの浸水を防除・軽減するための施設を設計するための津波よりも高い。すなわち、最大クラスの津波の場合には、臨海部の浸水を受忍することになる。したがって、防潮施設の設計対象の津波より高い津波の影響を構造物等により低減する方策も今後の重要な課題である。

津波の伝播・浸水計算の方法は、1983年北海道南西沖地震の後の1997年3月に国土庁・消防庁・気象庁による

「地域防災計画における津波対策強化の手引き別冊 津波災害予測マニュアル」にとりまとめられている。さらに、2002年4月の中央防災会議による東海地震に関する地震防災対策強化地域の拡大や、2002年7月の「東南海・南海地震に係る地震防災対策の推進に関する特別措置法」の制定など大規模地震への対策が喫緊の課題になったことを受けて、2004年3月に内閣府(防災担当)、農林水産省農村振興局および水産庁、並びに国土交通省河川局および港湾局が「津波・高潮ハザードマップマニュアル」をとりまとめ、2011年東日本大震災の後の2012年10月に国土交通省水管理・国土保全局海岸室および国土技術政策総合研究所河川研究部海岸研究室が「津波浸水想定の設定の手引き Ver.2.00」をとりまとめている。いずれのマニュアルや手引きでも、津波の伝播・浸水計算には浅水方程式に基づいた平面2次元の数値計算モデル⁴⁾を使うことが基本になっている。浅水方程式の最大の特徴は、水中内の圧力に静水圧(水中内の圧力は、その上にある水の重さに等しい)を仮定していることである。水深 d に比べて波長 L が極めて長い波($d/L < 1/20$)、すなわち長波である津波の場合には、この仮定は一般的にはよい近似である。

しかし、前述したような分裂する津波に、静水圧の仮定を用いた方程式を適用することはできない⁵⁾。2007年5月に国土技術研究センターがとりまとめた「津波の河川遡上解析の手引き(案)」では、遠浅海岸等で分裂する津波を対象にする場合には数値計算モデルの基礎方程式に非線形分散波方程式を使用してもよいとしている。この非線形分散波方程式、すなわちブシネスク方程式⁷⁻⁹⁾は、浅水方程式と同様に平面2次元解析のモデルである。この分裂する津波の場合には、分裂しない場合の津波に比べて、直立堤等の鉛直面に作用する波圧が増大することが実験的に明らかにされている¹⁰⁾。さらに、2007年7月に日本港湾協会が出版した「港湾の施設の技術上の基準・同解説(平成19年)」の解説では、『対象とする津波を再現できる基礎方程式に基づいた数値計算モデルを用いる必要がある。』と記述されている。

長波である津波であっても平面2次元解析が適切ではない場合がある。Fujima et al. (2002)¹¹⁾は、釜石湾口防波堤のように開口部にもマウンドがある防波堤を対象にした水理模型実験を実施し、開口部を通過する津波の流速の解析には浅水方程式に基づいた平面2次元解析ではなく非静水圧の3次元モデルの必要性を指摘した。また、Kihara et al. (2011)¹²⁾は、浮遊砂の移流・拡散に関する模型実験¹³⁾の結果を、静水圧を仮定しているが底面近傍の流速を計算できる3次元モデルにより高い精度で再現し

た. すなわち, 津波による地形変化の推定には, 全水深に渡る平均流速ではなく海底近傍の流速が必要であることを指摘している.

港湾空港技術研究所では, 高潮津波シミュレータ (Storm Surge and Tsunami Simulator in Oceans and Coastal Areas: STOC) を開発してきた. これは, 津波計算等の実務を念頭において, 津波の初期波源を含む広領域における津波の伝播計算には静水圧近似モデル (STOC-ML) を適用しつつ, 港湾等において津波と構造物等との干渉も含めて高い精度で津波の伝播・浸水計算を行う場合には非静水圧 3 次元モデル (STOC-IC) を組み込んで, 計算コストを抑えながら高い精度で津波や高潮の計算をすることを目的に開発してきた数値計算モデルである¹⁴⁾. これらの流動モデルに, 漂流物モデル (STOC-DM) を加えて, 津波による浸水に加え, 船舶, コンテナ, 自動車, 丸太, がれき等の漂流物の計算を可能にしている. 本報告では, 前報¹⁴⁾以降に行った STOC のモデル改良および開発の内容の報告, 並びにこれら数値計算モデルの妥当性を水理模型実験結果との比較および東日本大震災における津波状況の再現計算を通して検証した結果を報告する.

2. STOCのモデル概要

2.1 モデル構成

STOC のモデル概要を図-2.1 に示す. 津波の現象やそれによって生起される災害を推定するために, 浸水域の広がりや最大浸水深の分布だけでなく, 流動場も高い精度で把握することを目的として, 非静水圧の 3 次元モデル STOC-IC を開発している. ただし, 大洋を伝播する津波の計算には静水圧は妥当な近似であることも, これまでの数多くの津波計算が示している. そこで, STOC では, 津波の波源域を含む広領域の津波計算には静水圧を仮定した準三次元モデル (STOC-ML) を適用し, 防波堤等構造物があり, 津波が分裂する可能性のあるような浅海にある港湾等を対象にした港湾スケールの領域に非静水圧 3 次元モデル (STOC-IC) を適用する. これら流動モデルにより, 沖合から津波が来襲し, 波変形などを受けながら港湾や海岸に来襲し, 臨海部を浸水する現象が適切に計算可能である. さらに, STOC-IC は, 別途開発された CADMAS-SURF/3D とも接続可能である¹⁵⁾.

STOC-ML や STOC-IC による津波の水位や流速の時・空間データを使って, 船舶, コンテナ, 自動車, がれき等が漂流する挙動を計算する漂流物モデル (STOC-DM)

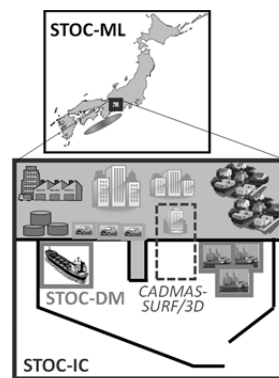
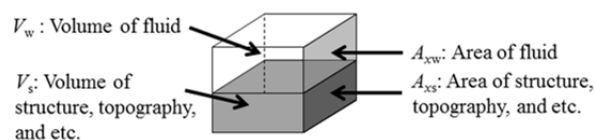


図-2.1 STOC のシステム構成



$$\gamma_v = \frac{V_w}{V_w + V_s} \quad \gamma_x = \frac{A_{xw}}{A_{xw} + A_{xs}}$$

図-2.2 ポーラスモデルにおける体積多孔率 γ_v と x 軸に直交する面における面積多孔率 γ_x

を開発し, STOC に組み込んだ. さらに, STOC-ML と STOC-DM を連成することにより, 漂流物によって道路や水路が閉塞され, 津波が食い止められる現象を計算することが可能である.

2.2 STOC-IC の概要

STOC-IC の基礎方程式は, 流体の質量保存を表す連続式 (式(2.1)) と, 流動場の表す最も基本的な方程式である Navier-Stokes の運動方程式 (式(2.2)~(2.4)) である. これらの式には, Liu et al.(1999)によるポーラスモデル¹⁶⁾を導入することによって, 計算領域における海底地形や構造物の解像度を向上させている. ポーラスモデルは, 各計算格子の中に占める流体の体積割合 (体積多孔率) と計算格子を構成する各面において流体が占める面積 (面積多孔率) を使用するものであり, 図-2.2 に体積多孔率 γ_v と x 軸に直交する面における面積多孔率 γ_x を例示する.

$$\frac{\partial}{\partial x}(\gamma_x u) + \frac{\partial}{\partial y}(\gamma_y v) + \frac{\partial}{\partial z}(\gamma_z w) = 0 \quad (2.1)$$

$$\begin{aligned} \gamma_v \frac{\partial u}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x}(\gamma_x uu) + \frac{\partial}{\partial y}(\gamma_y uv) + \frac{\partial}{\partial z}(\gamma_z uw) - f_0 v = -\gamma_v \frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x} \\ + \frac{\partial}{\partial x} \left(\gamma_x \nu_e \frac{\partial u}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left\{ \gamma_y \nu_e \left(\frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \right) \right\} + \frac{\partial}{\partial z} \left\{ \gamma_z \nu_e \left(\frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial x} \right) \right\} \end{aligned} \quad (2.2)$$

$$\begin{aligned} \gamma_v \frac{\partial v}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x}(\gamma_x uv) + \frac{\partial}{\partial y}(\gamma_y vv) + \frac{\partial}{\partial z}(\gamma_z vv) + f_0 u = -\gamma_v \frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial y} \\ + \frac{\partial}{\partial x} \left\{ \gamma_x \nu_e \left(\frac{\partial v}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial y} \right) \right\} + \frac{\partial}{\partial y} \left\{ \gamma_y \nu_e \left(\frac{\partial v}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial y} \right) \right\} + \frac{\partial}{\partial z} \left\{ \gamma_z \nu_e \left(\frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial y} \right) \right\} \end{aligned} \quad (2.3)$$

$$\begin{aligned} \gamma_v \frac{\partial w}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x}(\gamma_x uw) + \frac{\partial}{\partial y}(\gamma_y vw) + \frac{\partial}{\partial z}(\gamma_z ww) = -\gamma_v g - \gamma_v \frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial z} \\ + \frac{\partial}{\partial x} \left\{ \gamma_x \nu_e \left(\frac{\partial w}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial z} \right) \right\} + \frac{\partial}{\partial y} \left\{ \gamma_y \nu_e \left(\frac{\partial w}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial z} \right) \right\} + \frac{\partial}{\partial z} \left\{ \gamma_z \nu_e \left(\frac{\partial w}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial z} \right) \right\} \end{aligned} \quad (2.4)$$

ここに、 x および y は水平 2 方向の直角座標系、 z は鉛直座標系、 u 、 v および w はそれぞれ x 、 y および z 方向の水粒子速度、 ρ は流体の密度、 p は圧力、 g は重力加速度、 f_0 はコリオリ係数、 γ_i は各計算格子における体積多孔率、 γ_x 、 γ_y および γ_z は各計算格子の x 軸、 y 軸および z 軸に直交するそれぞれの面における面積多孔率である。 ν_e は実効動粘性係数であり、ここでは式(2.5)に示す渦粘性係数 ν_t にしているが、砕波を考慮する場合には後述する式(2.17)になる。

$$\nu_e = \nu_t = \left(C_s \sqrt{\Delta x \Delta y \Delta z} \right)^2 \sqrt{S_{ij} S_{ij}} \quad (2.5)$$

$$S_{ij} = \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \quad (2.6)$$

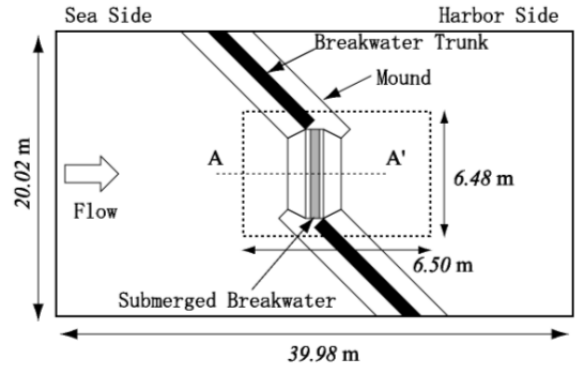
ここに、 ν_t は渦粘性係数、 C_s は Smagorinsky タイプの乱流モデルの係数、 Δx 、 Δy および Δz は各計算格子の x 、 y および z 方向の格子サイズである。 S_{ij} 等における添え字 i や j は縮約規則に従った表示である。

水面位置の計算では、Volume of Fluid (VOF)法等を使用して巻き波のような複雑な波形にも対応できる計算手法がある。しかし、STOC では、津波を対象にした広領域計算において計算コストを上げないようにするために水平方向の計算格子サイズを最小でも 1 m オーダーにすることから、VOF 法のような高度な手法は用いずに、連続式 (式(2.1)) を鉛直方向積分して得られる式(2.7)により水面位置を計算する。

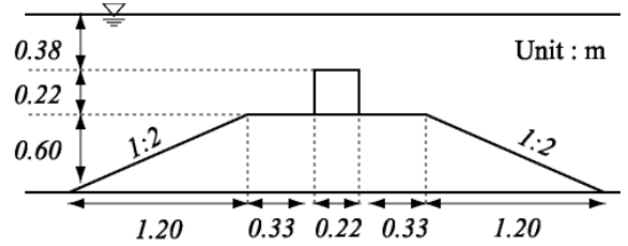
$$\gamma_v \frac{\partial \eta}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x} \int_{-h}^{\eta} \gamma_x u dz + \frac{\partial}{\partial y} \int_{-h}^{\eta} \gamma_y v dz = 0 \quad (2.7)$$

ここに、 η は水面位置を示す。

渦粘性係数における係数 C_s の値について、中辻ら (1992)¹⁷⁾ は大阪湾の潮流解析において 0.12 を、Fujima et al.



(a) 平面図



(b) 防波堤開口部の断面図 (断面 A-A')

図-2.3 C_s を検討した計算体系の概要

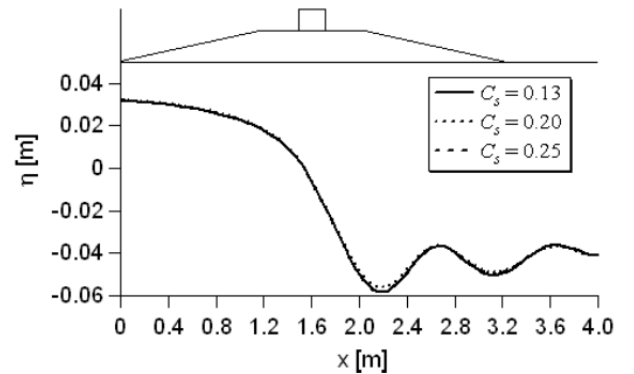


図-2.4 水面波形に及ぼす C_s の影響

(2002)¹¹⁾ は 0.2 を使用している。そこで、 C_s の値の変化が計算結果に与える影響を図-2.3 に示す計算体系において検討した。図-2.4 は水面の空間波形を示している。この計算では C_s を 0.13~0.25 まで変化させても、 C_s の違いが水面波形に及ぼす影響は小さかったので、STOC では $C_s = 0.2$ を標準にしている。

STOC における乱流モデルでは、Smagorinsky タイプの渦粘性係数 (式(2.5)) の使用を基本とするが、その他にも定数の水平および鉛直方向渦粘性係数を与える方法や $k-\epsilon$ 方程式を解く方法を選択可能である。水平および鉛直方向渦粘性係数を与える方法の妥当性は、前報¹⁴⁾ におい

て水理模型実験結果との比較により示されている。

$$\eta_i^{(F)} = \beta \sqrt{g(h+\eta)} \quad (2.13)$$

2.3 STOC-ML の概要

静水圧を仮定した準3次元モデルの STOC-ML の基礎方程式も、STOC-IC の基礎方程式と同じものである。これは、STOC-IC と STIC-ML の基礎方程式を同じにすることにより、両モデルの接続を容易にするためである。ただし、式(2.2)～(2.4)の運動方程式の中の圧力 p に以下の静水圧を仮定する。

$$p = \rho g(\eta - z) \quad (2.8)$$

静水圧を仮定しているが、鉛直方向に多層に分割することが可能であるため、すなわち準3次元であるため、前出の Kihara et al. (2012)¹²⁾ が指摘したような地形変化の推定精度の向上に重要な底面近傍の水平方向流速を算出することが可能である。

2.4 砕波モデル

(1) 適用した砕波モデル

前報¹⁴⁾の STOC では砕波によるエネルギー減衰を考慮できなかった。しかし、分裂波を計算する場合には砕波判定と砕波によるエネルギー逸散を考慮しなければ極めて高い津波が計算上生じてしまう。そこで、STOC-IC においても砕波の効果を簡単な方法で組み込むこととし、Kennedy et al. (2000)の渦動粘性係数による拡散型砕波モデル¹⁹⁾を参照した。この砕波モデルはブシネスク方程式に基づいた数値計算に適用されている。

砕波による渦動粘性係数 ν_b は次式により算出する。

$$\nu_b = B \delta_b^2 (h + \eta) \eta_i \quad (2.9)$$

ここに、 ν_b は渦動粘性係数、 η_i は水位の時間微分、 δ_b は混合距離係数、 B は砕波が急激に発生して計算が不安定になることを抑えるために 0～1 まで滑らかに変化する係数であり、次式で示される。

$$B = \begin{cases} 1, & \eta_i > 2\eta_i^* \\ \eta_i / \eta_i^* - 1, & \eta_i^* < \eta_i \leq 2\eta_i^* \\ 0, & \eta_i \leq \eta_i^* \end{cases} \quad (2.10)$$

ここに、 η_i^* は砕波の開始と終了を決定するパラメータであり、式(2.11)～(2.13)のように線形的に変化する。

$$\eta_i^* = \begin{cases} \eta_i^{(F)}, & t - t_0 \geq T^* \\ \eta_i^{(I)} + (\eta_i^{(F)} - \eta_i^{(I)})(t - t_0) / T^*, & 0 \leq t - t_0 < T^* \end{cases} \quad (2.11)$$

$$\eta_i^{(I)} = \alpha \sqrt{g(h + \eta)} \quad (2.12)$$

$$T^* = \gamma \sqrt{(h + \eta) / g} \quad (2.14)$$

ここに、 $\eta_i^{(I)}$ は砕波開始条件、 $\eta_i^{(F)}$ は砕波終了条件、 T^* は遷移時間、 t_0 は砕波開始時刻、 α, β, γ はモデル係数である。砕波開始後は、砕波フロントの水表面セルの流速からその移動方向を追跡し、 t_0 をその方向にある隣接セルにコピーすることで、砕波終了と判定されるまで砕波を継続させる。

この砕波モデルに含まれるパラメータには、多層のブシネスク方程式モデルによる津波計算から Lynett (2006) が提案した値、 $\alpha=0.5, \beta=0.05, \gamma=10, \delta_b^2=10^{20}$ を用いることを基本にした。なお、STOC-IC は3次元モデルであるが、砕波モデルにより計算された渦動粘性係数は鉛直一様分布と仮定して与えた。

実務計算での安定化を図るため、式(2.15)のような数値フィルターを使用するとともに、粘性項の安定条件から ν_b を式(2.16)により上限値で制限する。

$$\nu_{b,i,j} = (4\nu_{b,i,j} + \nu_{b,i+1,j} + \nu_{b,i-1,j} + \nu_{b,i,j+1} + \nu_{b,i,j-1}) / 8 \quad (2.15)$$

$$\nu_b \leq \frac{C}{2\Delta t (1/\Delta x^2 + 1/\Delta y^2 + 1/\Delta z^2)} \quad (2.16)$$

ここに、 i, j は x, y 方向のセル番号、 Δt は時間刻み、 C は安全率である。計算された ν_b は簡易的に鉛直一様分布であるものと仮定し、実効動粘性係数 ν_e を式(2.5)の代わりに式(2.17)を使用する。

$$\nu_e = \nu + \nu_i + \nu_b \quad (2.17)$$

ここに、 ν は分子粘性係数である。

(2) 砕波モデルと運動方程式の差分スキーム

津波の分裂から砕波に至る過程を再現するための計算条件の設定方法について検討するため、岩瀬ら(2001)²¹⁾の水理実験 Case 9 を対象にして、数値実験を行った。高さ 0.8 m、幅 0.5 m、全長 22 m、水底は勾配 3/20 の斜面と水平床からなる数値水路において、沖側および岸側を開境界として孤立波を造波した。数値実験では水平方向および鉛直方向の計算格子サイズ (Δx と Δz)、および式(2.2)～(2.4)に示す運動方程式における左辺第2～4項の移流項の差分に適用したハイブリッド差分スキームのハイブリッド係数 V を種々変化させた。ハイブリッド差分スキームを、 $u > 0$ の場合の $\partial(uu) / \partial x$ 項を例にとり、式(2.18)に示す。 $V=0$ のときに2次精度中心差分、 $V=1$ のときに1次精度風上差分となる。なお、安定した計算（計算

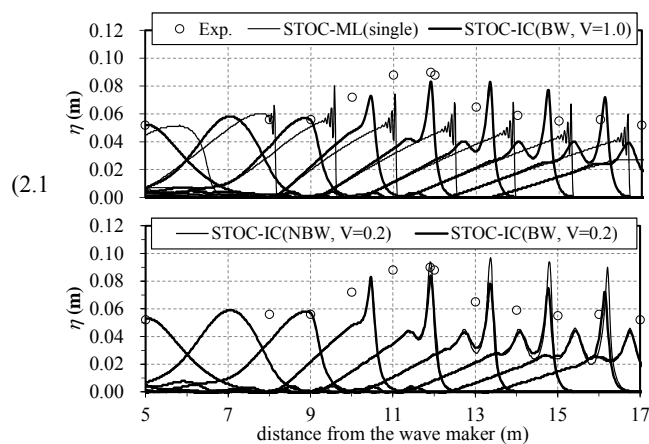
途中での数値発散を抑えた計算) をするために、 $V=1$ と
して 1 次精度の風上差分により発生する数値粘性を効か
せて、津波計算をすることがよくある。

$$\frac{\partial(uu)}{\partial x} = \frac{1}{\Delta x} \left[V(u_i u_i - u_{i-1} u_{i-1}) + (1-V) \frac{(u_{i+1} u_{i+1} - u_{i-1} u_{i-1})}{2} \right], u \geq 0$$

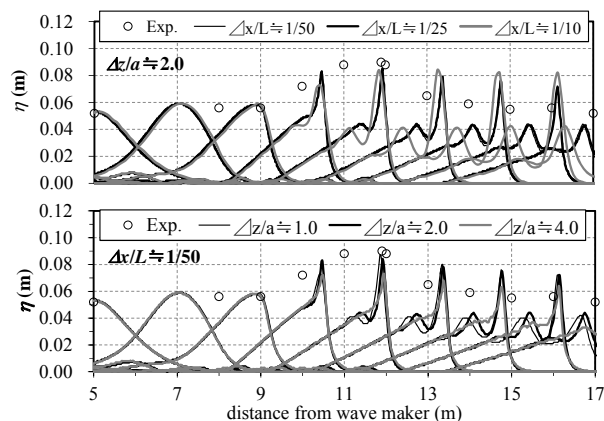
図-2.5 (a) に格子間隔 $\Delta x=0.02$ m, $\Delta z=0.10$ m (L : ソリト
ン分裂波長, a : 入射津波高とすると, $\Delta x/L \approx 1/50$, $\Delta z/a \approx 2.0$) において V を変化させて得られた計算結果と実
験値の比較を示す。図中に STOC-ML(single)として細実
線で表示した単層の STOC-ML の結果の場合には前傾化
が起こり、その程度が大きくなると数値発散が発生して
見かけ上の分裂が生じている。これは、非線形性と分散
性の相互作用であるソリトン分裂ではない。一方、図中
に太実線で示した STOC-IC の結果にはソリトン分裂波
の波形が再現できており、差分スキームをより高次側の
 $V=0.2$ にすることで砕波直前の急激な波高増幅をも表現
できている。さらに、下段の図において、砕波モデルに
より、実験値よりやや過小評価ではあるが波高減衰が生
じている。

つぎに、上記の検討結果を踏まえ、 $V=0.2$ として、砕波
モデルを使用して計算格子を変えた計算を行った。図
-2.5 (b) に計算結果の比較を示す。 Δx については、 $\Delta x/L \approx 1/10$ ($\Delta x=0.10$ m) のように粗い計算格子の場合には砕
波直前の急激な波高増幅が生じなかったために砕波条件
に達せず、結果として実験では砕波により減衰する波高
が計算では減衰していない。一方、 $\Delta x/L \approx 1/25$ および $1/50$
($\Delta x=0.04$ m および 0.02 m) の場合には、両者はほぼ同
値になり、 $\Delta x/L \approx 1/10$ の場合よりも実験値との整合性が
改善され、砕波による波高減衰が生じている。 Δz につい
ては、 $\Delta z/a \approx 4.0$ ($\Delta z=0.20$ m) と粗い計算格子の場合にはソリ
トン分裂後の波高が過小評価となるが、 $\Delta z/a \approx 2.0$ および
 1.0 ($\Delta z=0.10$ m および 0.05 m) の両者はほぼ同値になり、
 $\Delta z/a \approx 4.0$ の場合よりも実験値との整合性はよい。したが
って、分裂する津波を対象とする場合には、移流項のハイ
ブリッド係数 $V=0.2$, $\Delta x/L \approx 1/25$ および $\Delta z/a \approx 1.0 \sim 2.0$
を推奨値とする。

さらに、間瀬ら(2007)²²⁾の水理模型実験 R-Case 2 の再
現計算を行った。長さ 50 m, 幅 1.0 m, 深さ 1.5 m の数
値水路内に長さ 20 m のリーフを設け、勾配 1/20 の海浜
を接続した。リーフ上水深 10 cm とし、造波境界から振
幅 3 cm, 周期 30 s の押し波初動の正弦波を造波した。計
算格子間隔は $\Delta x=0.02$ m, $\Delta z=0.03$ m ($\Delta x/L \approx 1/25$, $\Delta z/a \approx$
 1.0)、ハイブリッド係数 $V=0.2$ として砕波モデルを適用



(a) 差分スキームの係数 V を変化させた計算 ($\Delta x/L \approx 1/50$, $\Delta z/a \approx 2.0$) (図中, BW: 砕波モデルあり, NBW: 砕波モデルなし)



(b) 格子間隔 Δx および Δz を変化させた計算 ($V=0.2$, 砕波モデル使用)

図-2.5 岩瀬ら (2001)²¹⁾ の Case 9 における水面波形に関する実験結果と計算結果の比較

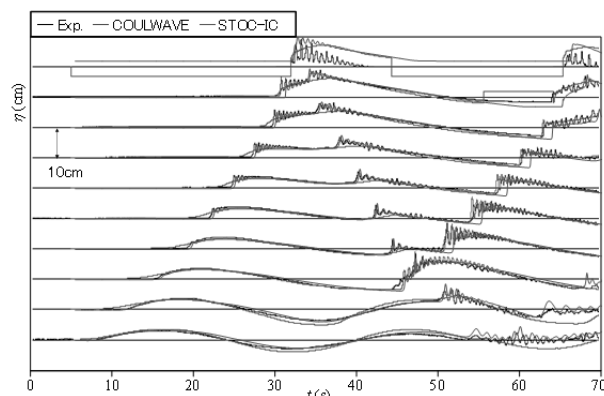


図-2.6 間瀬ら(2007)²²⁾の R-Case 2 の実験結果と計算結果の比較

した。図-2.6に水位時系列の比較を示す。図中には、間瀬ら(2007)が行った COULWAVE (Lynett and Liu, 2002)²³⁾ による計算結果も示している。この実験ケースにおいても、STOC-ICにより分裂波の発生・伝播が良く再現された。他の実験ケースに対しても同様な検討を行い、 $\Delta x/L \leq 1/25$, $\Delta z/a \leq 2.0$ 程度の分解能とすれば十分に現象が再現されることを確認している。なお、 $\Delta x/L$ に関しては、村嶋ら(2010)²⁴⁾が2次元非線形分散波理論モデルに対して示した $\Delta x/L \leq 1/20$ という条件にほぼ一致した。

2.5 STOC-IC と STOC-ML の接続

STOC-IC と STOC-ML を接続する場合には、接続境界の周囲に STOC-ML と STOC-IC を適用する計算領域のそれぞれにオーバーラップ領域を設け、その中で水位、流速、圧力の物理量を内挿補間により接続する。したがって、STOC-ML と STOC-IC の相互に影響し合う双方向接続 (two-way 接続) になる。

多層の STOC-IC または STOC-ML と単層の STOC-ML を接続する場合、流速の鉛直方向変化が大きな場所で接続することは避けるべきである。しかし、3次元計算の領域が広がると計算コストが高くなる。そこで、効率的な計算のために、前報¹⁴⁾で示した領域接続方法を、正村ら(2001)²⁵⁾を参考にして鉛直方向の流速分布を考慮できる形に改良した。

図-2.7に接続方法の改良概念図を示す。接続境界から数メッシュ内側の1計算時間ステップ前の水平流速の鉛直分布形状を参照することを考える。新たに水平方向流速の鉛直分布を与える場合の制約条件は、連続式から式(2.19)および(2.20)となる。

$$\sum_k u_{IC,k} \delta_{IC,k} = \overline{u_{IC}} \sum_k \delta_{IC,k} \quad (2.19)$$

$$\sum_k u'_{IC,k} \delta'_{IC,k} = \overline{u'_{IC}} \sum_k \delta'_{IC,k} \quad (2.20)$$

ここで、 $u_{IC,k}$ は STOC-IC を適用した計算領域内の接続境界における各層の水平流速、 $\delta_{IC,k}$ はその接続境界における各層の水の厚さ、 $u'_{IC,k}$ は参照位置における各層の水平流速、 $\delta'_{IC,k}$ は参照位置における各層の水の厚さ、 k は層番号、 $\overline{u_{IC}}$ および $\overline{u'_{IC}}$ はそれぞれ接続境界および参照位置での断面平均流速である。簡単のため、 $\delta_{IC,k} = \delta'_{IC,k}$ とし、参照位置における断面平均流速からのずれを接続境界流速へ適用することを考えると、式(2.21)のように表される。

$$u_{IC,k} - \overline{u_{IC}} = u'_{IC,k} - \overline{u'_{IC}} \quad (2.21)$$

なお、接続境界と参照位置とで水深および水位が異なる場合、参照位置における水平流速の鉛直分布を接続境界

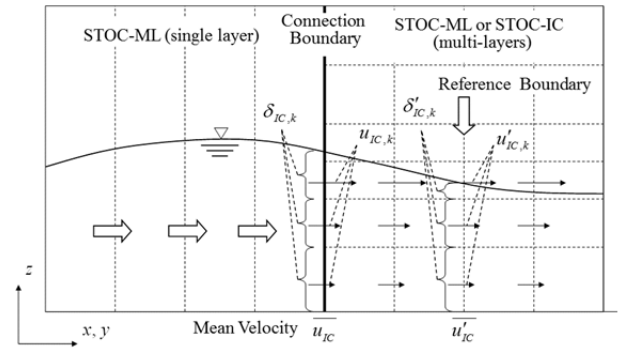


図-2.7 領域接続方法の改良概念図

における全水深にスケーリングして流速定義位置に合わせて重み付け平均をすることにより、上記の処理を行う。

改良方法の効果を確認するため、モデル港湾を想定したテスト計算を行った。図-2.8に計算の概要を示す。格子間隔を150m~5mまで変化させた領域1~4を接続し、領域4は鉛直方向に最小2mで11層に不等間隔分割した。図-2.8の上図には防波堤開口部の中心を通る断面図を下図には領域3と4を示す。領域4にはSTOC-IC、その外側領域には単層のSTOC-MLを適用した。STOC-IC側のoverlap領域を5セルとし、参照位置を2セルとした。図-2.8下図にはWide area-Aの広域を11層のSTOC-ICで計算した場合の最大流速分布も示している。この最大流速分布によると、領域3と4の接続は最大流速10m/s以上となる位置になっている。図-2.9に防波堤開口部の中心を通るy=0m軸上の接続境界における水平流速の鉛直分布を示す。比較のため、Wide area-AをSTOC-ICで計算した結果も示している。押し波時、引き波時ともに、鉛直一様だった接続境界の流速分布（図中に×印と

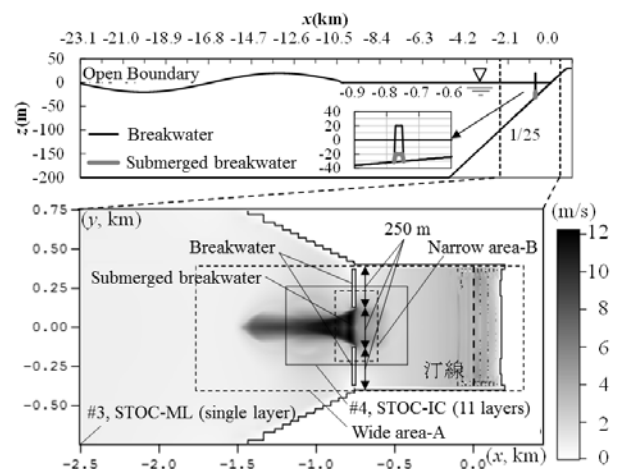
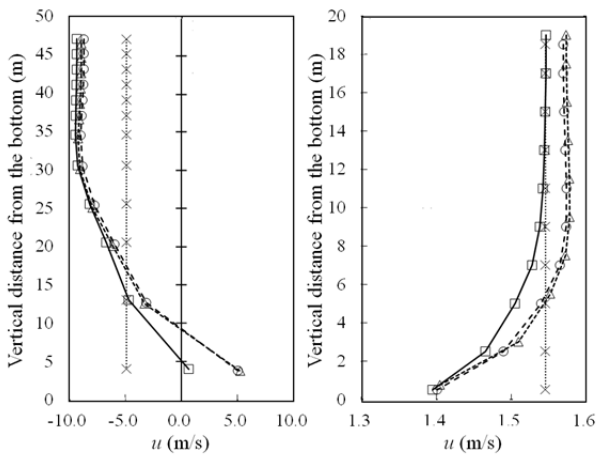


図-2.8 領域接続計算の概要および最大流速分布（#3および#4は領域番号）



(a) 境界沖側 (引き波時) (b) 境界岸側 (押し波時)

図-2.9 $y=0$ m 軸上の接続境界における水平流速の鉛直分布 (×: 接続境界 (補正前), △: 参照位置 (2セル), □: 接続境界 (補正後), ○: 広域 STOC-IC)

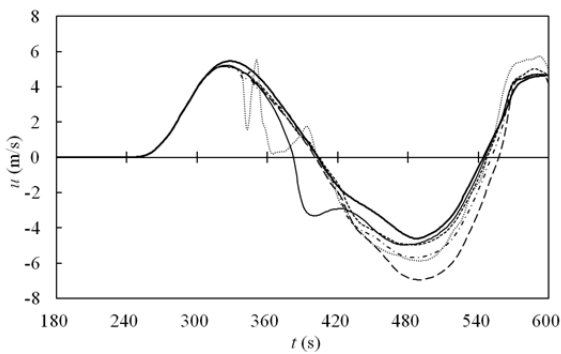


図-2.10 ($y, z)=(0 \text{ m}, -3 \text{ m})$ の防波堤開口部における水平流速の時間波形 (細実線: 改良前, 点線: 改良後 (参照セル 1), 破線: 改良後 (参照セル 2), 一点鎖線: 改良後 (参照セル 5), 広破線: 改良後 (参照セル 8), 太実線: 広領域 STOC-IC)

点線で示すが参照位置の流速分布 (図中の△印と破線) によって補正され (図中の□印と実線) の, 広域を STOC-IC により計算した結果 (図中の○印と広破線) と同等の結果を効率的かつ安定的に得ることが可能となった。

つぎに, 適切な参照位置を検討するため, STOC-IC の領域を図-2.8 下図の Narrow area-B にまで狭め, 参照位置を 1, 2, 5, 8 セルと変えた計算を行った。図-2.10 に $y=0$ m, $z=-3$ m の防波堤開口部における水平流速の時間波形を示す。改良前には押し波から引き波に転じた際に波形が大きく乱れているが, 参照位置を 2~8 セルとした場合にはこれが解消されている。参照位置を 1 セルとした場

合にも押し波時に波形が大きく振動しているが, これは参照位置が接続境界に隣接しているために風下側のフィードバックの影響が表れたためと考えられる。また, 参照位置をオーバーラップ範囲と同じ 5 セルとした場合にも押し波時に若干の乱れがあり, オーバーラップ範囲外の 8 セルとした場合には引き波時の最大流速が過大となっている。以上から, 参照位置はオーバーラップ領域内で 2 セルにすることを推奨値にする。

2.6 越流計算手法の改良

STOC-ML では, 計算格子サイズよりも幅の狭い壁状構造物を津波が越流する場合には, 壁状構造物を壁境界にし, 式(2.22)に示す本間の越流公式¹⁸⁾を使用して, 壁境界の越流時の運動量損失を考慮する。

$$q = \begin{cases} C_1 d_u \sqrt{2g d_u} & d_d \leq 2d_u/3 \\ C_2 d_d \sqrt{2g(d_u - d_d)} & d_d > 2d_u/3 \end{cases} \quad (2.22)$$

ここに, q は単位幅当たりの越流量, d_u および d_d は壁境界の上流側および下流側での壁頂部高さより上の水深, $C_1=0.35$, $C_2=2.6C_1$ である。

図-2.11 に示す計算体系において, 単層の STOC-ML を適用して, 壁境界を越流する一様流の計算を実施した。流れ方向の計算格子サイズは 150 m である。実施した計算は次の 2 ケースである。①上流端の 1 計算格子の下部から単位時間当たり 15 m^2/s の一定流量を流入し, 下流端から 2 m の水位固定の条件で流出させた場合 (式(2.22)の上式を満足), および②上流端の 1 計算格子の下部から単位時間当たり 1.5 m^2/s の一定流量を流入し, 下流端から 2 m の水位固定の条件で流出させた場合 (式(2.22)の下式を満足) である。式(2.22)に従えば, 単位時間流入量 15 m^2/s の場合には上流側の水位は初期水位上 5.5 m, 流入量 1.5 m^2/s の場合には 2.1 m になる。図-2.12 に流入量 15 m^2/s および 1.5 m^2/s の場合の壁境界前後の初期水位を基準にした水面形状を示す。いずれの流入量の場合も式(2.22)から計算される水位が壁境界の上流側に発生している。しかし, 壁境界の直前ではオーバーシュート, 堰の直後ではアンダーシュートが発生している。この現象は物理的には正しくない。

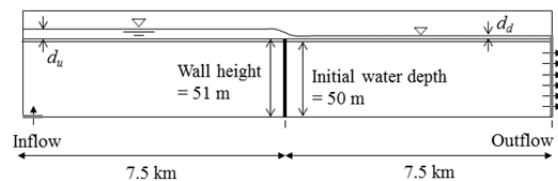
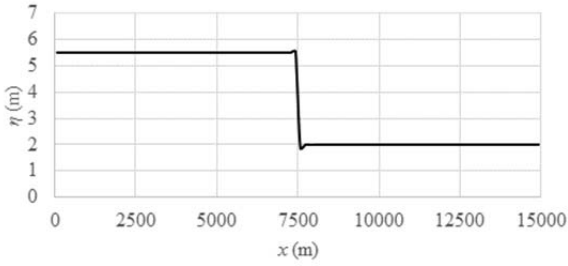
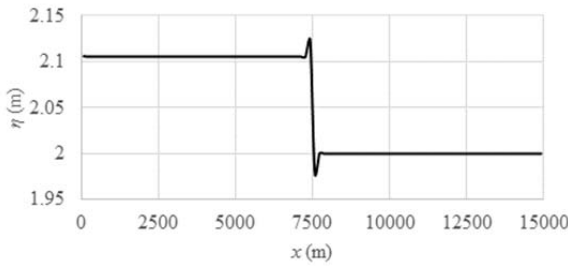


図-2.11 越流計算の検証例題の概要



(a) 単位時間流入量 15 m²/s



(b) 単位時間流入量 1.5 m²/s

図-2.12 越流公式を使った場合の水位の計算結果

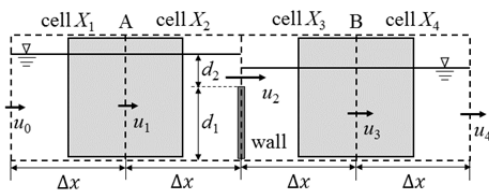


図-2.13 壁境界前後の流速の概念図(計算格子を破線で示す)

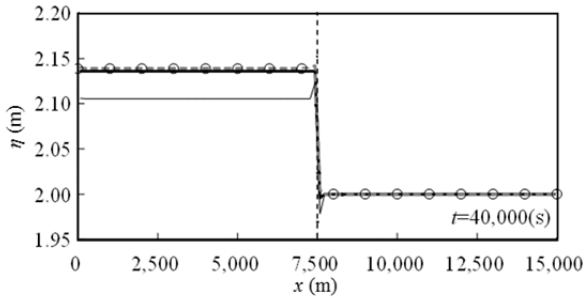


図-2.14 壁境界における計算方法改良前後の水位分布の比較 (○: 本間公式, 細線: 改良前の単層 STOC-ML, 太線: 改良後の単層 STOC-ML, グレー破線: STOC-IC)

これらオーバーシュートとアンダーシュートの原因は以下のものであろう。式(2.22)に示されるように越流量は壁境界の前後の水位のみを使って算出されるが、壁境界の前後の水位の算出は式(2.2)～(2.4)に示す運動方程式に従うので、壁境界前後で粘性項(例えば、式(2.2)における右辺第1項を除いた項)の影響を受ける。図-2.13に壁境界前後における粘性項の計算方法の概念図を示す。

壁境界の上の流速 u_2 が、縮流効果によって、前後の流速 u_1 や u_3 に比べて大きくなるため、流速勾配が計算格子 cell X_2 で $\partial u / \partial x > 0$, cell X_3 で $\partial u / \partial x < 0$ となり、cell X_1 や cell X_4 では $\partial u / \partial x \approx 0$ となる。このとき、壁境界前後でハッチングした A や B の位置で粘性項 $(\nu_e \partial u / \partial x) / \partial x > 0$ となる。すなわち、位置 A や B では下流側の水位が高くなるような力が作用して、壁の直前では水位が上昇し、壁の直後では水位が下降することになる。これにより、図-2.12 に示した計算結果の特徴を説明できる。

この壁境界前後の計算の不具合を解消するために式(2.23)に示すように、 $(d_1 + d_2) \nu_e \partial u / \partial x$ に関するこれまでの計算方法 $(d_1 + d_2) \nu_e (u_2 - u_1) / \Delta x$ から、壁によりせき止められる下層部とその上を流れる上層部の2層に分け $d_1 \nu_e (-u_1) / \Delta x + d_2 \nu_e (u_2 - u_1) / \Delta x$ によって計算するように改良した。

$$(d_1 + d_2) \nu_e \frac{\partial u}{\partial x} = (d_1 + d_2) \nu_e \frac{u_2 - u_1}{\Delta x} \text{ (従来)}$$

$$\rightarrow (d_1 + d_2) \nu_e \frac{\partial u}{\partial x} = \nu_e \left(d_1 \frac{0 - u_1}{\Delta x} + d_2 \frac{u_2 - u_1}{\Delta x} \right) \text{ (改良)}$$

(2.23)

この改良の効果を確認するため、図-2.11 に示した計算体系において、単層の STOC-ML および STOC-IC (多層) を用いてテスト計算を行った。ほぼ定常になるまで計算を行った。 $\nu_e = 10 \text{ m}^2/\text{s}$ である。図-2.14 に壁境界における計算方法改良前後の水位空間分布の比較を示す。改良により壁境界前後の水位の低下が解消され、越流公式が期待通りに適用できるようになった。

さらに、壁境界前後における水位振動を目立たせるため、図-2.11 において初期水深を 100 m、壁高さを 1 m とし、流入出をさせない代わりに壁境界上流側1セルの水位を 1 cm 上昇させた計算を行った。図-2.15 に壁境界

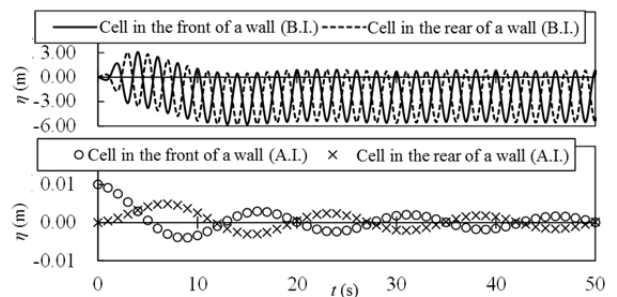


図-2.15 越流公式適用時の壁境界前後における水位の時間波形の計算結果(図中、B.I.は改良前、A.I.は改良後を示す)

前後の水位の計算結果を示す. 改良前では 1 cm の水位擾乱に対して発生する約 7 m の水位振動を, 改良により抑えることができている. この改良は粘性が急に大きく働いたり, 越流量が急に大きくなったりするのを防ぐことができる.

2.7 STOC-DM の概要

数十あるいは数百の多数の漂流物を扱うことができるように, STOC では STOC-ML や STOC-IC によって予め計算された津波の水位や流速の時・空間変動データから, 抗力係数および慣性力係数を用いて漂流物体に作用する流体力を評価し, 漂流物体の運動を計算する手法を STOC-DM に採用した. 漂流物のモデル化を簡単にするために, 漂流物体は直方体の剛体とした. 漂流物体の 6 自由度運動の内, 並進運動は 3 軸方向すべて(水平面上の x 軸と y 軸および鉛直 z 軸)と, 回転運動のうち鉛直 z 軸周りの回転のみを考慮した (図-2.16). ただし, z 軸方向の並進運動は, 運動方程式を解くことはせずに, 水位の上下変化に追従して漂流物体の喫水を保ちながら上下運動するとした.

なお, 上記は流れに伴う漂流の決定論的な評価に使用されるが, 後述するように, ばらつきを考慮して確率論的な評価も可能にしている.

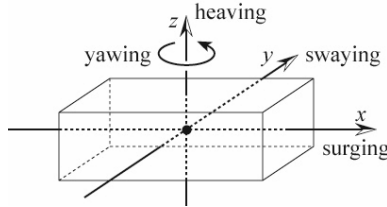


図-2.16 物体運動の概要

(1) 決定論的な漂流物の運動

a) 作用力

漂流物体に作用する流体力の評価方法には, 箱型台船を対象とした池谷ら(2005)²⁶⁾による評価モデルを参考にした. 池谷らのモデルはモリソン式を拡張したものであり, 抗力と慣性力を考え, 船首尾方向の力 F_X , 舷側方向の力 F_Y および z 軸まわりのモーメント M_Z の 3 成分について, 次式で評価するモデルである. なお, 力やモーメントは, 漂流物体毎にその移動にともなって移動する物質座標系 (X, Y, Z) において定義されている. 図-2.17 および図-2.18 に変数の定義および座標系の定義を示す.

$$F_X = (1-\lambda)F_{DX1} + \lambda F_{DX2} + F_{MX} \quad (2.24)$$

$$F_Y = (1-\lambda)F_{DY1} + \lambda F_{DY2} + F_{MY} \quad (2.25)$$

$$M_Z = (1-\lambda)M_{DZ1} + \lambda M_{DZ2} + M_{MZ} \quad (2.26)$$

$$F_{DX1} = \frac{\rho}{2} \iint_{sm} C_{DX1,sm} U_{sm} |U_{sm}| dYdZ + \frac{\rho}{2} \iint_{sn} C_{DX1,sn} U_{sn} |U_{sn}| dYdZ \quad (2.27)$$

$$F_{DX2} = \frac{\rho}{2} C_{DX2} (U_G^2 + V_G^2) \frac{U_G}{|U_G|} BD \quad (2.28)$$

$$F_{MX} = \frac{\rho}{2} C_M DL \left(\int_{sm} \frac{\partial U_{sm}}{\partial t} dY + \int_{sn} \frac{\partial U_{sn}}{\partial t} dY \right) \quad (2.29)$$

$$F_{DY1} = \frac{\rho}{2} \iint_{ps} C_{DY1,ps} V_{ps} |V_{ps}| dXdZ + \frac{\rho}{2} \iint_{sb} C_{DY1,sb} V_{sb} |V_{sb}| dXdZ \quad (2.30)$$

$$F_{DY2} = \frac{\rho}{2} C_{DY2} (U_G^2 + V_G^2) \frac{V_G}{|V_G|} LD \quad (2.28)$$

$$F_{MY} = \frac{\rho}{2} C_M DB \left(\int_{ps} \frac{\partial V_{ps}}{\partial t} dX + \int_{sb} \frac{\partial V_{sb}}{\partial t} dX \right) \quad (2.29)$$

$$M_{DZ1} = \left. \begin{aligned} & -\frac{\rho}{2} \iint_{sm} C_{DX1,sm} U_{sm} |U_{sm}| Y dYdZ \\ & -\frac{\rho}{2} \iint_{sn} C_{DX1,sn} U_{sn} |U_{sn}| Y dYdZ \\ & +\frac{\rho}{2} \iint_{ps} C_{DY1,ps} V_{ps} |V_{ps}| X dXdZ \\ & +\frac{\rho}{2} \iint_{sb} C_{DY1,sb} V_{sb} |V_{sb}| X dXdZ \end{aligned} \right\} \quad (2.31)$$

$$M_{DZ2} = l \sqrt{F_{DZ2}^2 + F_{DY2}^2} \quad (2.32)$$

$$M_{MZ} = -\frac{\rho}{2} C_M DL \left(\int Y \frac{\partial U_{sm}}{\partial t} dY + \int Y \frac{\partial U_{sn}}{\partial t} dY \right) + \frac{\rho}{2} C_M DB \left(\int X \frac{\partial V_{ps}}{\partial t} dX + \int X \frac{\partial V_{sb}}{\partial t} dX \right) \quad (2.33)$$

$$\lambda = \begin{cases} 1.0 - \frac{0.95}{0.2} \left(\frac{h}{D} - 1.0 \right) & : 1 < \frac{h}{D} \leq 1.2 \\ 0.05 & : 1.2 < \frac{h}{D} \end{cases} \quad (2.34)$$

$$C_{DX1,sm} = \begin{cases} 0.4 & : U_{sm} \geq 0 \\ 0.8 & : U_{sm} < 0 \end{cases} \quad (2.35)$$

$$C_{DX1,sn} = \begin{cases} 0.8 & : U_{sn} \geq 0 \\ 0.4 & : U_{sn} < 0 \end{cases} \quad (2.36)$$

$$C_{DY1,ps} = \begin{cases} 0.4 & : V_{ps} \geq 0 \\ 0.8 & : V_{ps} < 0 \end{cases} \quad (2.37)$$

$$C_{DY1,sb} = \begin{cases} 0.8 & : V_{sb} \geq 0 \\ 0.4 & : V_{sb} < 0 \end{cases} \quad (2.38)$$

$$C_{DX2} = 2.0 (\cos^2 \theta + 1.2 |\sin \theta \cos \theta|) \quad (2.39)$$

$$C_{DY2} = 2.0 (\sin^2 \theta + 2.2 |\sin \theta \cos \theta|) \quad (2.40)$$

$$C_M = 2.0 \quad (2.41)$$

$$l = 0.09 L \sin^{1.2} (2\theta) \quad (2.42)$$

ここに、 B 、 L および D は、それぞれ漂流物体の幅、長さおよび喫水、 h は水深、 U_{sm} 、 U_{sn} 、 V_{ps} および V_{sb} は図-2.18 に示す漂流物体の側壁位置における船首尾方向および舷側方向の相対流速成分、 U_G と V_G は漂流物体の重心位置における船首尾方向および舷側方向の相対流速（移動する物質座標系からみた流体の速度）、 $C_{DX1,sm}$ 、 $C_{DX1,sn}$ 、 $C_{DY1,ps}$ および $C_{DX1,sb}$ は漂流物体の側壁位置における壁に直角方向の力の抗力係数、 C_{DX2} および C_{DY2} は船首尾方向および舷側方向の抗力係数、 C_M は漂流物体の慣性力係数、 I はモーメントレバーである。式(2.24)～(2.26)中の右辺第1項は流れが鉛直方向に変化することによって生じる抗力を、右辺第2項は流れが平面内で変化することによって生じる抗力を、右辺第3項は慣性力を表している。式(2.24)～(2.26)における右辺第1項および第3項では、図-2.18 に示されるように、漂流物体側面における相対流速の分布を取り入れている。そのため、物体よりも小さなスケールで変化する流速の影響を考慮可能である。

なお、式(2.31)の M_{DZ1} に池谷らの式をそのまま採用すると、一様流れの中を物体が相対速度 0 で運動しながら回転運動する場合は M_Z が 0 となって回転を永久に続けてしまう。そこで、STOC-DM では、座標系の対称性を考慮して、式(2.31)のように修正している。

b) 運動方程式

一般座標系 (x, y, z) における漂流物体の並進運動およ

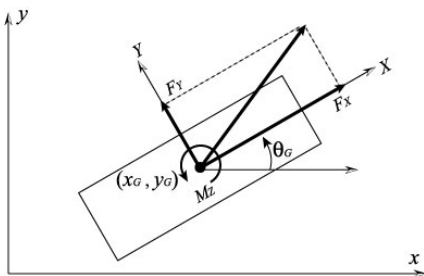


図-2.17 力およびモーメントの定義

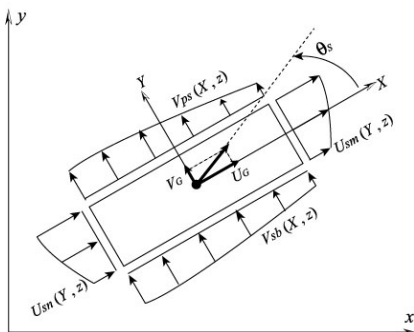


図-2.18 相対流速の定義

び z 軸回り回転運動は、式(2.44)、(2.46)および(2.48)の運動方程式の差分式を時間発展させて漂流物体の重心位置の移動速度および回転角を求め、それらを式(2.43)、(2.45)および(2.47)に代入して、時間積分をとることにより求める。

$$\frac{dx_D}{dt} = u_D, \quad m \frac{du_D}{dt} = F_x \quad (2.43), (2.44)$$

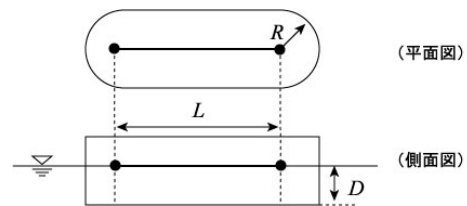
$$\frac{dy_D}{dt} = v_D, \quad m \frac{dv_D}{dt} = F_y \quad (2.45), (2.46)$$

$$\frac{d\theta_D}{dt} = \omega_D, \quad I \frac{d\omega_D}{dt} = M_z = M_z \quad (2.47), (2.48)$$

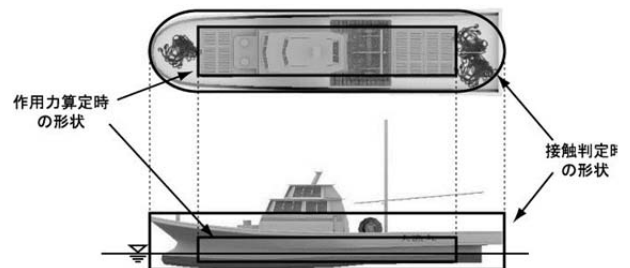
ここに、 x_D 、 y_D および θ_D は一般座標系における漂流物体の重心位置の座標と回転角、 u_D 、 v_D および ω_D は一般座標系での漂流物体の重心位置の移動速度と角速度、 m と I は漂流物体の質量と慣性モーメント、 F_x および F_y は物質座標系 (X, Y) において式(2.24)と(2.25)で計算される力を一般座標系 (x, y) に変換された力である。なお、一般座標系における M_z は式(2.26)の物質座標系における M_z に等しい。

(2) 漂流物体の衝突

漂流物体と地面や建物との衝突および漂流物体相互の衝突を考慮するために、衝突モデルを導入した。図-2.19(a)に示すように、水平方向には長さ L の線分からの影響半径 R の位置に壁面があり、水面下には喫水 D を有する外形状を仮定して、その外形状において衝突処理を実施した。一方、地形や建物については、計算格子に



(a) 影響半径 R



(b) 漁船における衝突を考慮する外形状の設定例

図-2.19 接触判定における漂流物体の外形状

対応して設定した地形および建物の標高データを用いて、その標高値を持つ直方体を各計算格子上に配置した。図-2.19(b)に漁船における衝突判定外形と漂流計算する際の矩形のイメージを示す。

それぞれの漂流物体において、差分化した運動方程式および角運動量式を時間積分することにより漂流物の運動を求めるため、微小時間経過後に、二つの漂流物体が重なってしまうことがある。そこで、二つの漂流物体が衝突する時には、それぞれの漂流物体の位置を補正することにより重なり状態を解消する。さらに、衝突時の運動量を補正することで、衝突後の速度や角速度の変化を計算する。

衝突タイプは、①漂流物体の陸上へ着底、②漂流物体相互の衝突、および③漂流物体の地形・建物側面への衝突の3タイプに分類される。STOC-DM では、これら衝突タイプについて、つぎのようなモデル化を行った。

a) 着底

水位の低下によって漂流物体が地面や建物に着底する場合には、その水平方向や鉛直方向の運動を停止させ、漂流物体の底面の座標を着底した地面や建物の高さに補正する。

b) 漂流物体相互の衝突

それぞれの漂流物体の中心に位置している線分 L_A および L_B の最短距離を考え、その最短距離を与える各線分上の2点を結ぶ向きで反発しあう方向を、衝突に伴う反力が作用する方向とする (図-2.20)。位置補正については、それぞれの物体を反力が作用する方向に平行移動させる。その移動距離の比は、 R_A と R_B の比と等しくなるように決定する。

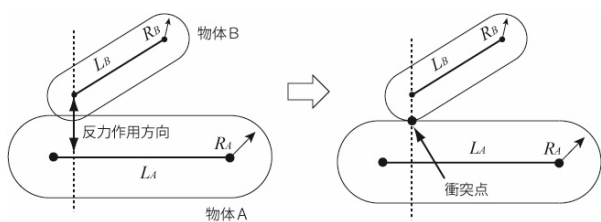


図-2.20 衝突する漂流物体同士の位置補正イメージ (平面図)

運動量の補正については、次式に示される並進運動の運動量保存式および回転運動の角運動量保存式より行う。

$$\left. \begin{aligned} m_A(u'_A - u_A) &= F_t e_x \\ m_A(v'_A - v_A) &= F_t e_y \\ m_B(u'_B - u_B) &= -F_t e_x \\ m_B(v'_B - v_B) &= -F_t e_y \\ I_A(\omega'_A - \omega_A) &= x'_A F_t e_y - y'_A F_t e_x \\ I_B(\omega'_B - \omega_B) &= -x'_B F_t e_y + y'_B F_t e_x \end{aligned} \right\} \quad (2.49)$$

ここに、 m 、 I 、 u 、 v 、 u' 、 v' および ω は、それぞれ質量、慣性モーメント、 x 方向の衝突前の重心速度、 y 方向の衝突前の重心速度、 x 方向の衝突後の重心速度、 y 方向の衝突後の重心速度および角速度を表す。 F_t は物体 B から物体 A に作用する力積を表し、その力積が作用する方向の単位ベクトルを (e_x, e_y) とする。また、 (x', y') は物体の重心を基準とした衝突点の位置を表す。下添え字 A および B は、それぞれ物体 A および物体 B の諸量を示す。これらの式に加え、それぞれの漂流物体の衝突点では、相対速度の向きは力の向きと直交することになるので、相対速度と力のベクトルの内積が0になる。これを定式化すると次式を得る。

$$(u'_A - \omega'_A y'_A - u'_B + \omega'_B y'_B) e_x + (v'_A + \omega'_A x'_A - v'_B - \omega'_B x'_B) e_y = 0 \quad (2.50)$$

式(2.49)および(2.50)から、各物体の衝突後の速度および角速度を求める。

c) 地形・建物側面との衝突

STOC-DM では、船舶等の衝突による地形や建物の変形や破壊は考慮しない。この場合、漂流物が衝突しても地形や建物は動くことがないので、地形や建物の質量を仮想的に無限大と仮定する。この仮定により、前述の物体相互の衝突と同様の処理により、衝突後の物体の速度および角速度を求めることができる。

(3) ばらつきを考慮した漂流計算手法

後藤(1983)²⁷⁾は不確実性を考慮した津波漂流物の挙動を確率的に評価するモデルを提案し、平面2次元の漂流解析に適用している。このモデルは、後藤ら(1982)²⁸⁾による木材の漂流実験をもとに、津波の主流に対して直交方向の1次元拡散現象を対象にモデル化したものである。しかし、津波の先端部により漂流を除いて、主流方向においてもばらつきは生じる。そこで、STOC-DM では、平面上のランダムウォークにより、平面2次元問題としての津波漂流モデルを開発した。

決定論的な漂流計算では、漂流物の重心位置を式(2.43)および式(2.45)の時間積分により求める。しかし、不確実性を考慮したモデルでは、次式に示すように重心の移動速度にばらつき成分を加える。

$$\frac{dx_D}{dt} = u_D + \Delta u_D \quad (2.51)$$

$$\frac{dy_D}{dt} = v_D + \Delta v_D \quad (2.52)$$

ここに、 $(\Delta u_D, \Delta v_D)$ は (x, y) 方向の津波の流速のばらつきであり、以下の式から計算される。

$$\Delta u = \sqrt{\frac{4\kappa}{\Delta t}} \times \sqrt{\xi_1} \cos 2\pi\xi_2 \quad (2.53)$$

$$\Delta v = \sqrt{\frac{4\kappa}{\Delta t}} \times \sqrt{\xi_1} \sin 2\pi\xi_2 \quad (2.54)$$

ここに、 ξ_1 および ξ_2 は $[0,1]$ 区間の一様乱数であり、ベクトル成分 $(\sqrt{\xi_1} \cos 2\pi\xi_2, \sqrt{\xi_1} \sin 2\pi\xi_2)$ は半径 1 の円内に一様乱数を発生させることを意味している。 $\sqrt{4\kappa/\Delta t}$ は速度のばらつき成分の大きさの最大値である。 κ は拡散係数であり、後藤ら(1982)²⁸⁾の実験結果に基づいて、流れに直交した方向の1次元拡散現象としてモデル化した後藤(1983)では式(2.55)であるが、平面2次元の拡散を対象にした場合には、式(2.56)になる。

$$\frac{\kappa}{u_* D} = 0.032 \quad (2.55)$$

$$\frac{\kappa}{u_* D} = 0.064 \quad (2.56)$$

$$u_* = \sqrt{\tau_b / \rho} \quad (2.57)$$

ここで、 u_* は摩擦速度、 D は全水深、 τ_b は底面せん断力である。海底せん断応力はマンシングの粗度係数を使って次のようにも表される。

$$\tau_b = \frac{\rho g n^2 (u_b^2 + v_b^2)}{D^{1/3}} \quad (2.58)$$

ここに、 (u_b, v_b) は底面流速、 n はマンシングの粗度係数である。したがって、式(2.56)～(2.58)により、

$$\kappa = 0.064 u_* D = 0.064 n \sqrt{g(u_b^2 + v_b^2)} D^{5/6} \quad (2.59)$$

が得られる。

(4) 決定論的な漂流物モデルのテスト計算

漂流物体相互の衝突処理の結果を確認するため、流れ場から作用する力は考慮せず、二つの漂流物体の衝突を対象に、衝突する位置や角度、質量比を変化させた7ケースのテスト計算を実施した。漂流物体相互の衝突計算の一例として、質量が異なる2体の漂流物体が衝突する条件の計算結果を図-2.21に示す。漂流物体Aの長さ、

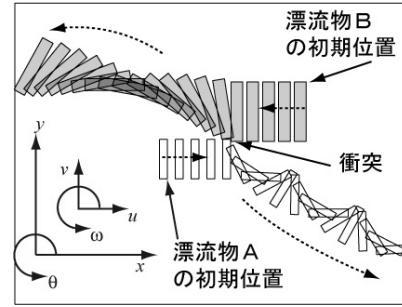


図-2.21 漂流物相互の衝突

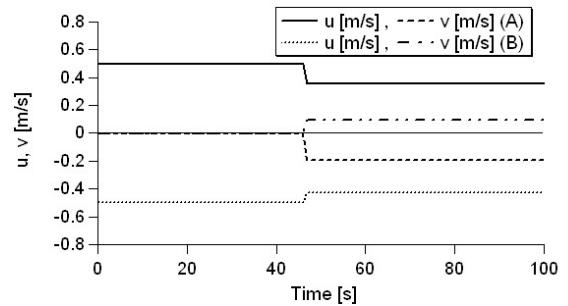


図-2.22 漂流物体の移動速度変化

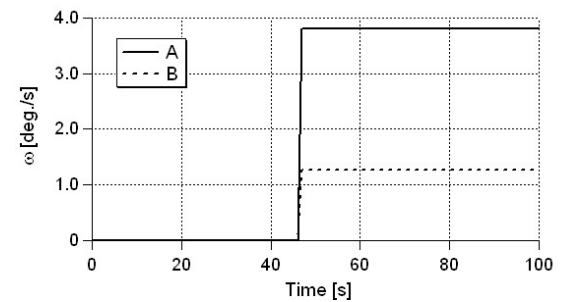


図-2.23 漂流物体の角速度

幅、喫水および質量は、それぞれ 10 m、2 m、0.5 m および 10 t であり、漂流物体 B はそれぞれ 15 m、3 m、0.444 m および 20 t である。漂流物体 A および B の x 軸正方向の初期速度は、それぞれ 0.5 m/s および -0.5 m/s である。いずれの漂流物も、 y 軸方向の初期速度は 0 m/s、初期角速度は 0 rad/s である。それぞれの衝突点は、それぞれ漂流物体の端部から 1.2 m および 0.8 m の箇所である。式(2.49)および式(2.50)から解析的に求まる漂流物の速度および角速度は、漂流物体 A では、 $u'_A = 0.356$ m/s、 $v'_A = -0.192$ m/s、 $\omega'_A = 0.0665$ rad/s (3.81 deg/s) であり、漂流物体 B では、 $u'_B = -0.428$ m/s、 $v'_B = 0.096$ m/s、 $\omega'_B = 0.0222$ rad/s (1.27 deg/s) である。図-2.22 および図-2.23 に、漂流物体の速度および角速度の計算結果を示す。衝突後の運動は、解析解と計算結果が一致していることが確認できる。

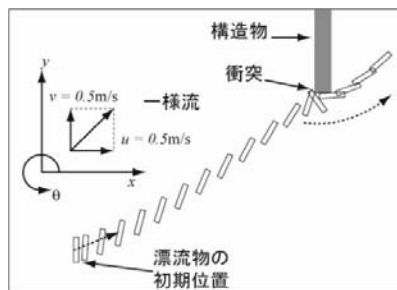


図-2.24 漂流物体と構造物との衝突

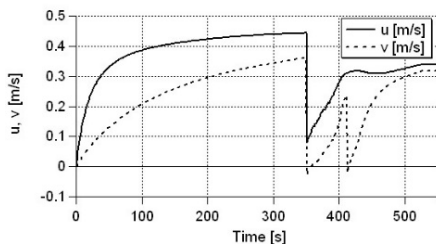


図-2.25 漂流物体の移動速度変化

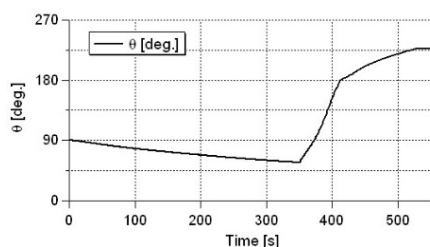


図-2.26 漂流物体の回転角の時間変化

漂流物体と構造物との衝突を組み合わせた条件下での計算例を図-2.24に示す。これは、 x 方向流速が $u=0.5$ m/s、 y 方向流速が $v=0.5$ m/s である流れ場に、 y 軸に平行に漂流物体を置いたケースである。漂流物体は、長さ 15 m、幅 3 m、喫水 1 m および質量 45 t である。図には漂流物体の初期位置から 30 s の時間間隔で、漂流物体の位置と向きを描画している。船首尾方向が流れに沿うように回転しながら、流れに追従するように加速する。その後、構造物に船首の先端近くが衝突し、衝突に伴う反力により、時計回りに回転を伴う運動になり、さらに、漂流物の側面が構造物に衝突する。図-2.25 および 2.26 に、それぞれ漂流物体の速度および回転角の時間変化を示す。1 回目に衝突する 350 s までは、流れの向きである 45° に漸近し、また、速度も流れ場の値に漸近する。350 s および 410 s の衝突時は運動量が減少する。

この他にも、一様流中を漂流する物体運動を対象とした計算を行った。物体の向きを流れの方向に対して 4 ケースの条件で、さらに、流速分布を考慮するための物体表面の分割幅や水深喫水比も変化させ、合計 8 ケースの

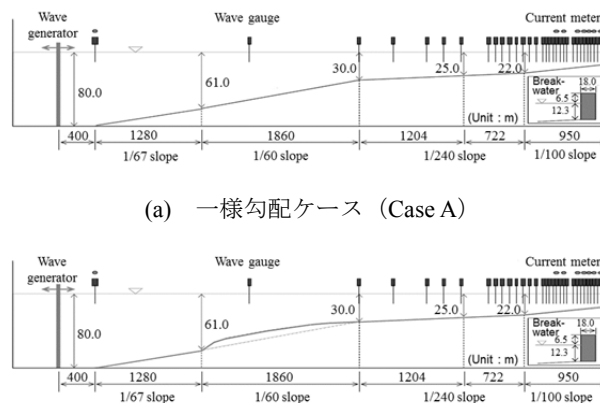
計算を実施し、一様流の方向や速度と漂流物の方向や速度が収束する値を比較して本モデルの妥当性を定性的に確認した。さらに、流れ場から作用する力は考慮せず、構造物に衝突する位置や角度を変化させた 6 ケースの計算を実施し、それらの衝突に伴う運動の変化をスナップショットから、構造物との衝突モデルの妥当性を定性的に確認した。

3. モデル検証

3.1 STOC-IC の検証

(1) 水理模型実験結果との比較

平成 23 年 (2011 年) 東北地方太平洋沖地震により発生した津波は、久慈湾の中で波状段波に変形して沿岸部



(a) 一様勾配ケース (Case A)

(b) 局所地形ありケース (Case B)

図-3.1 加島・平山(2013)³⁰⁾における実験水路の概要 (数字は現地スケール)

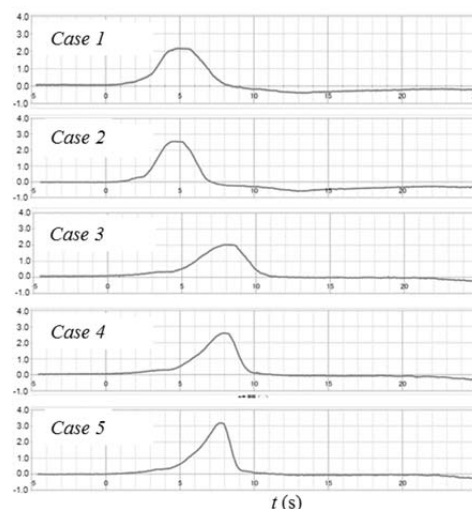


図-3.2 加島・平山(2013)³⁰⁾における入射波形 (実験スケール)

に来襲した(富田・高橋, 2012)²⁹⁾。この津波に対して、加島・平山(2013)³⁰⁾は、久慈湾の代表的な2種類の海底地形を実験水路内に再現して、久慈湾の沖合に設置されたGPS波浪計で観測された津波波形を参考にした5種類の入射波の波変形に関する合計10ケース(2種類の地形×5種類の入射波)の実験を実施した。実験の模型縮尺は1/200である。図-3.1に実験水路の概要、図-3.2に入射波の時間波形を示す。本論文での実験ケースの表示において、例えばCase 2Aは入射波をCase 2、地形をCase Aの実験を意味する。図-3.3に、実験において各波高計

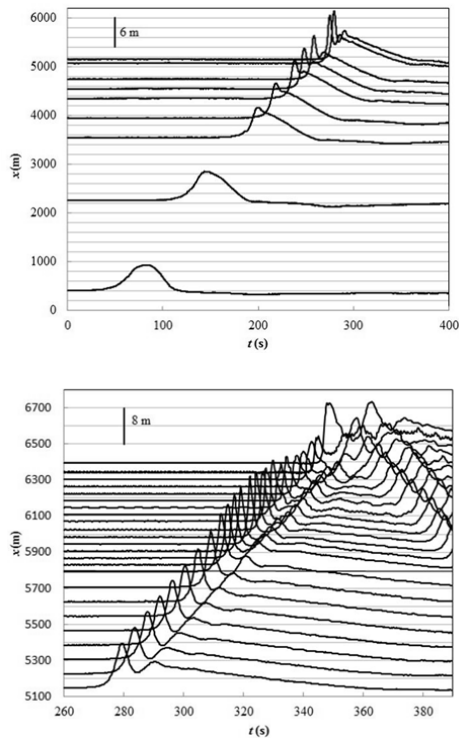


図-3.3 水面波形の時・空間変化 (Case 2B)

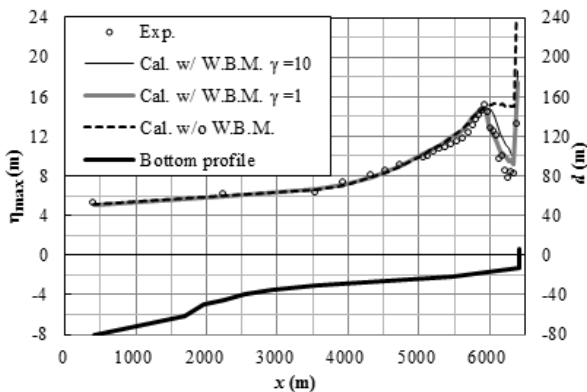


図-3.4 最大水位の空間波形 (Case 2B)

(図中、w/ W.B.M.は砕波モデルを考慮した場合、w/o W.B.M.は砕波モデルを考慮しない場合を意味する)

で計測された Case 2B の水位の時間波形を示す。勾配1/240の斜面上を伝播する際に分裂が発生・発達する様子が認められる。

計算では、波状段波を対象にするため、全実験ケースに対して STOC-IC を適用した。計算格子サイズは、 Δx および Δy は 5 m (実験スケールで 2.5 cm)、 Δz は最小 3 m (実験スケールで 1.5 cm) にした 15 層の不等間隔とした。運動方程式の移流項の差分式に係るハイブリッド係数は $V=0.2$ である。

まず、砕波モデルについて検討した。図-3.4に、最もソリトン分裂と砕波が顕著だった Case 2B を対象にして、最大水位(津波高) η_{max} の空間分布に関する実験値と計算値を示す。なお、最大水位はソリトン分裂第1波が防波堤に到達するまでの時間帯を対象に検出し、防波堤による反射波成分は含まれていない。計算では、2.4 砕波モデルにおいて示した砕波モデルを使って計算した場合 ($\gamma=10$ を使用: 図中、Cal. w/ W.B.M. $\gamma=10$) と、砕波モデルにおいて砕波の継続時間に係る係数 γ を 1 にした場合 (図中、Cal. w/ W.B.M. $\gamma=1$) の2ケースを実施した。なお、 γ の値が小さくなるほど急激な砕波により短時間で波エネルギーが逸散することになる。比較のため、砕波モデルを考慮しないケース (図中、Cal. w/o W.B.M.) も図示している。図より、砕波モデルを考慮しない場合には、最大水位に達した後、水位は低減することなく防波堤に入射しているのに対し、砕波モデルを考慮した2ケースはともに砕波点の位置は実験にほぼ一致しており、その後水位低減量に差はあるが波エネルギーは減衰している。とくに $\gamma=10$ の場合は砕波減衰が過小評価となっている。これは、写真-1に示すような巻き波型の砕波による急激なエネルギー減衰に、 $\gamma=10$ の砕波モデルは追従できていないことを示している。一方、 $\gamma=1$ まで小さくすると砕波減衰に追従できるようになる。それでも、砕波終了後の水位が 1 m 程度過大評価になっている。これ



写真-1 久慈湾での波状段波の砕波(東北地方整備局釜石港湾事務所による撮影ビデオからのスナップ写真)

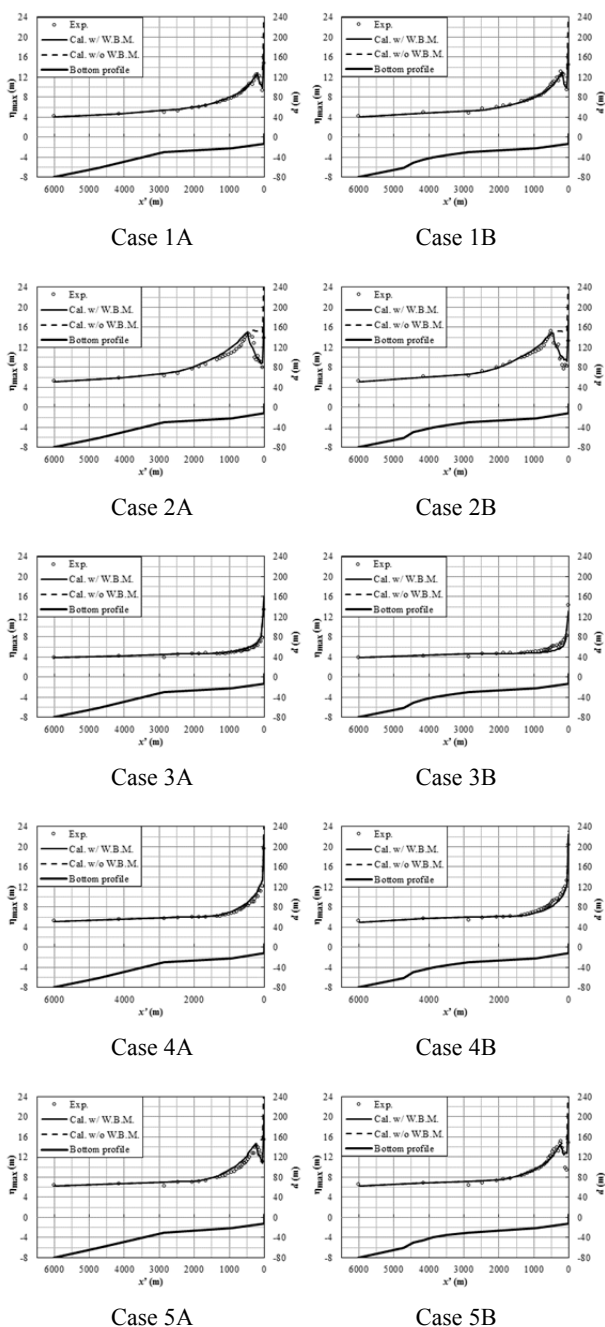


図-3.5 最大水位の空間分布の実験値と計算値 ($\gamma=1$ の場合)

は、 v_b が式(2.16)により上限値に達したためである。この上限値を大きくすることは、計算時間間隔 Δt をさらに小さくすれば可能である。ただし、その場合には計算時間がより一層かかってしまい、計算コストも上がることから実務的な津波計算を考えると好ましくない。他の実験ケースについて実験値と $\gamma=1$ の場合の計算値の比較を図-3.5 に示す。Case1A, Case1B, Case2A および Case5A では、 $\gamma=1$ でも砕波後の水位変化を良好に再現していることから、現地に適用する際の砕波モデルのパラメータ γ

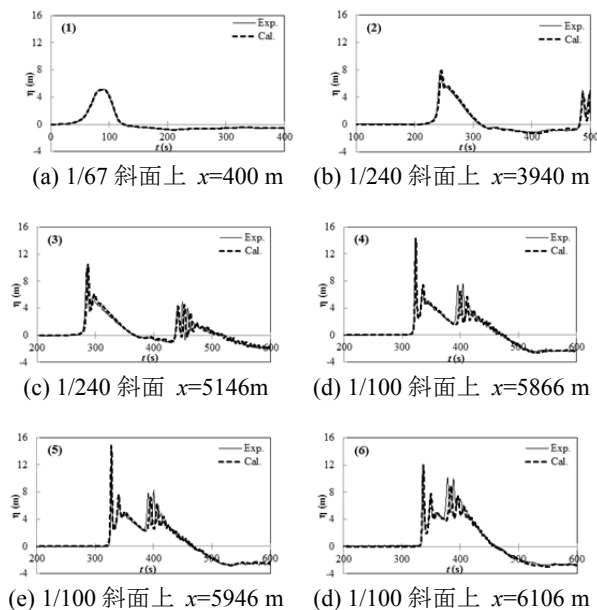
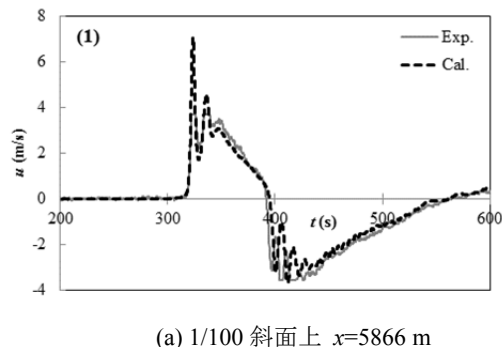


図-3.6 水面波形の実験値と計算値の比較 (Case 2B)

には 1 を提案する。

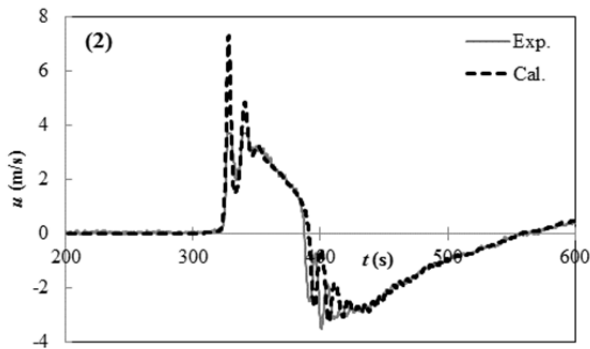
図-3.6 に、Case 2B の水面の時間波形について実験値と計算値を比較する。なお、同図(b)以降の波形の後半部分は水路端に設置した防波堤模型からの反射波である。図に示した一連の水面波形の比較から、STOC-ICによって波状段波が精度高く計算できている。また、実装した砕波モデルも妥当な位置で砕波を生じさせ、エネルギー逸散量についてもよい結果を得ている。ただし、反射波に着目すると、位相に若干のずれが認められるので、再度確認が必要である。

図-3.7 に、水平方向流速の時間波形について実験値と計算値を比較する。流速は $x=5866, 5946$ および 6106 m の静水面下 8 m の位置のものである。図-3.6 と同じ Case 2B である。ただし、実験において、計測機器の計測許容範囲を超える速い流速が生じたことから、分裂波の第 1 波目において最大流速が計測できていない。このことから、流速の最大値に関するモデル検証はできないが、そ

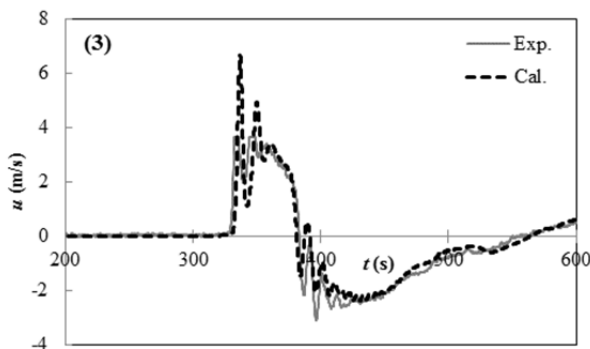


(a) 1/100 斜面上 $x=5866$ m

図-3.7 流速波形の実験値と計算値の比較 (Case 2B)



(b) 1/100 斜面上 $x=5946$ m



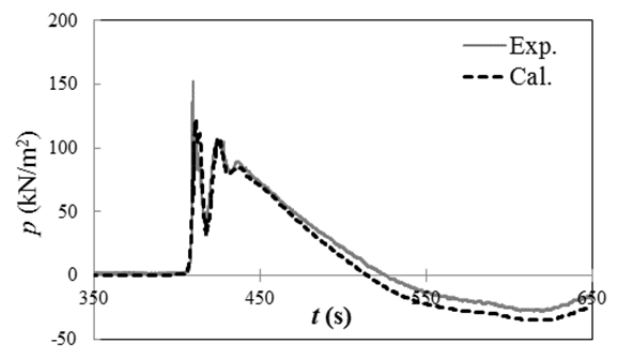
(c) 1/100 斜面上 $x=6106$ m

図-3.7 流速波形の実験値と計算値の比較 (Case 2B) (つづき)

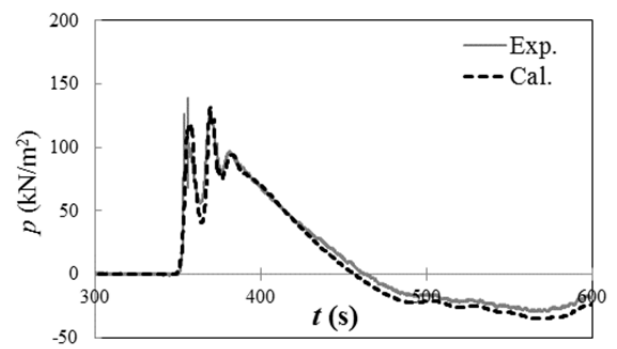
他の波形の部分において、計算値は実験値をよく再現していることが検証できている。

図-3.8に、水路端部に設置された防波堤模型の静水面下6.1mに埋め込んだ水圧計で計測した圧力の時間波形とそれに対応する計算波形を示す。計算値は実験を概ねよく表現していることが確認できる。

なお、実験では、作用時間がごく短く衝撃的な圧力が発生しているが、これを計算するのはSTOC-ICでも困難である。高橋ら(1983)³¹⁾は衝撃的な波圧をその時間波形の形状からWagner型とBagnold型に分類し、鋭いピークを有するWagner型波圧は鉛直壁にそれとほぼ平行な波面、すなわちほぼ鉛直な波面が衝突することにより生じ、丸みを帯びたピークを有するBagnold型波圧は波面が空気を閉じこめこれを圧縮する場合に生じることを実験から明らかにしている。このような機構で作用する波圧の計算はSTOCでは困難である。計算格子サイズを1mよりも細かくすれば若干の改善あると推察されるが、Wagner型波圧で重要な鉛直な波面は、STOCで適用している鉛直積分した連続式(式(2.7))により水面形を解く方法では困難であろう。Bagnold型波圧で重要な封入圧



(a) Case 1B



(b) Case 2B

図-3.8 静水面下6.1mの深さにおける圧力波形の実験値と計算値の比較

縮空気は、STOCでは空気を解析しないので扱うことができない。

(2) 現地適用

久慈港における平成23年(2011年)東北地方太平洋沖地震による津波にSTOC-ICを適用し、その妥当性を検証する。

a) 計算条件

図-3.9に示すように、久慈港の全体をカバーする領域を水平方向に計算格子サイズ5m、鉛直方向に最小を3mとした11層の不等間隔の格子で3次元に分割した。その外側には、水平計算格子サイズが5m、25m、50m、100m、200m、600mの7つの計算領域を接続し、久慈港沖のGPS波浪計(岩手県北部沖GPS波浪計)の設置位置までを全体の計算領域にした。3次元格子を配置した領域にはSTOC-ICを、その外側の領域にはSTOC-ML(単層)を適用した。

入射津波について、富田・高橋(2012)²⁹⁾は津波観測波形の逆解析によって推定されたTakagawa・Tomita(2012)³²⁾の波源を用いて、波源域からの伝播計算を行っ

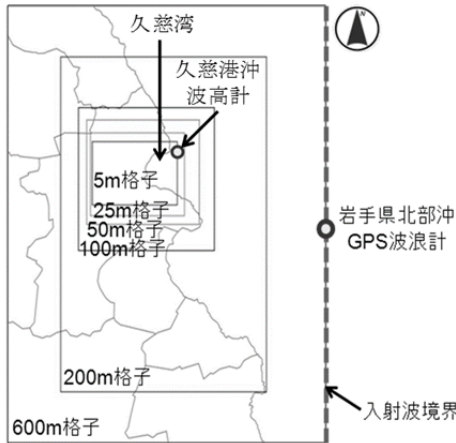


図-3.9 久慈港の津波計算の計算領域の配置

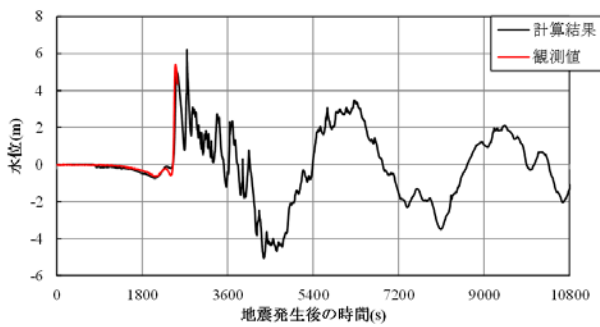


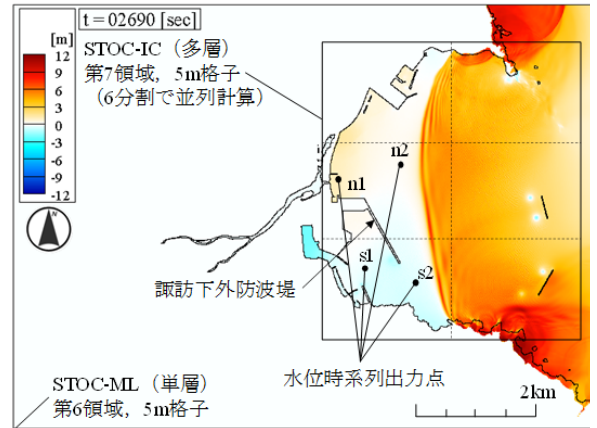
図-3.10 久慈港沖波高計で観測された津波波形と計算波形の比較

たが、久慈湾へ入射する津波高がやや過小となること、水面勾配が実際より緩くなることにより、ソリトン分裂波の発達が弱く砕波が生じにくい計算となった。そこで、久慈港沖の GPS 波浪計で観測された津波の時間波形を計算領域の東境界から入射した。入射波境界を含む全周を透過境界として多重反射を防いで3時間分の計算を実施した。なお、入射角度について、犬飼・永沢(2012)³³⁾は水深変化にもなう屈折を考慮して縦600格子に対し横5格子として津波計算をしているが、本論文ではその影響は小さいと判断して、東境界からの法線方向入射とした。

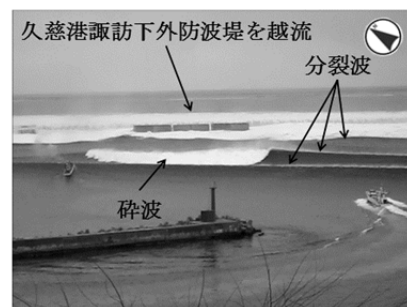
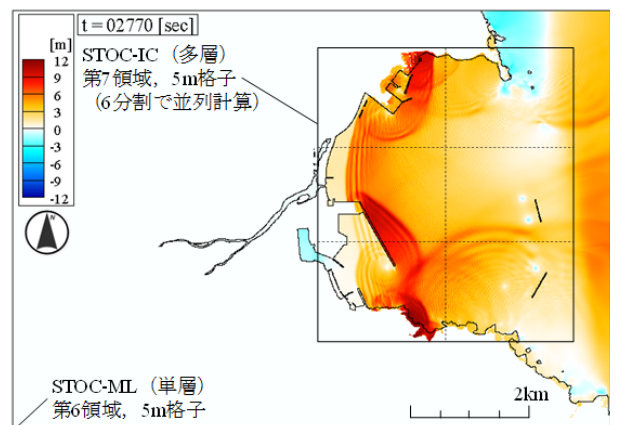
砕波モデルのパラメータは 2.4 砕波モデルで決定した値としたが、砕波開始条件 $\eta_c(I)$ を決定するパラメータ α は、久慈湾の外領域が粗格子であること、湾内が湾口防波堤や局所地形の存在などにより複雑地形であることから、Chen et al. (2000)³⁴⁾にない 0.5 から 0.2 に変更した。

b) 計算結果および考察

図-3.10 に久慈港沖波高計における水位変動時系列を示す。観測値は地震発生後約 2,500s 以降で欠測となっ



(a) 地震発生後 2690s

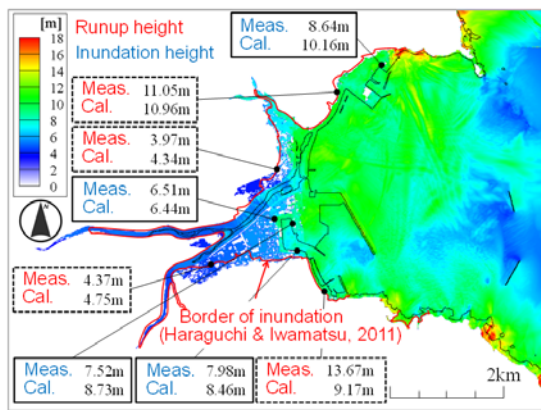


(b) 地震発生後 2770s

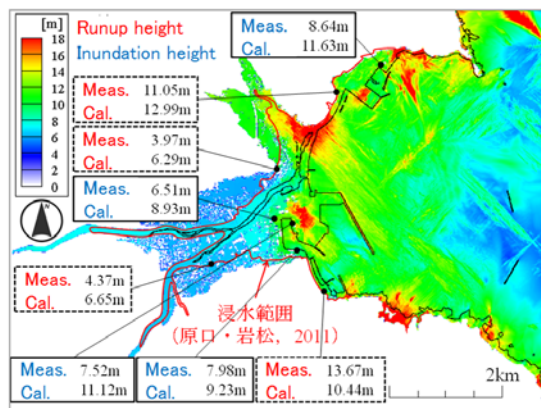
図-3.11 計算水位分布と同時刻の現地の状況 (a)における写真：陸上自衛隊八戸駐屯地による撮影ビデオからのスナップ写真, b)における写真：東北地方整備局釜石港湾事務所による撮影ビデオからのスナップ写真)

いるが、少なくとも津波第1波のピークまでは捉えられている。計算結果はこれを良好に再現していることから、久慈湾に來襲した津波第1波の計算結果の信頼性は高いと考えられる。図-3.11 にそれぞれ付加した写真に対応する時間における計算水位分布を示す。久慈港沖波高計の時間波形には認められなかった分裂波が、湾内で縞状に形成され、伝播する様子が計算できており、写真でも同様な様子が確認できる。

津波による最大水位分布を図-3.12 に示す。図には、浸水域の範囲として原口・岩松 (2011)³⁵⁾ による測量結果、浸水高として東北地方太平洋沖地震津波合同調査グループ³⁶⁾による測量結果を併記している。さらに、表-3.1 に相田の幾何平均 K と幾何標準偏差 κ を示す³⁷⁾。これらの指標は、通常、津波の痕跡高を使って波源推定の確からしさを判断する際に使用されるものであり、それぞれの適用範囲は $0.95 < K < 1.05$, $\kappa < 1.45$ とされている³⁸⁾。図における比較では、砕波モデルありの計算結果は、



(a) 砕波モデルあり



(b) 砕波モデルなし

図-3.12 最大水位分布 (図中に、原口・岩松(2011)³⁵⁾による浸水範囲、東北地方太平洋沖地震津波合同調査グループ³⁶⁾による津波痕跡高調査結果を示す)

測量された浸水範囲とほぼ一致する。しかし、砕波モデルなしの計算結果は浸水範囲を過大に評価する結果になった。津波の痕跡高さと計算から得られた浸水高および遡上高を K と κ により比較すると、砕波モデルの場合ともに適用範囲内であるのに対し、砕波モデルなしの場合は適用範囲外になっている。砕波モデルなしの場合には、浸水高も過大に評価する結果になった。

表-3.1 相田の幾何平均 K と幾何標準偏差 κ (東北地方太平洋沖地震津波合同調査グループ³⁶⁾による71地点の浸水高・遡上高データを使用)

モデル	K	κ
STOC-IC (砕波あり)	1.04	1.25
STOC-IC (砕波なし)	0.84	1.32

図-3.13 に、STOC-IC の代わりに STOC-ML (単層) を適用した場合の最大水位分布を示す。なお、STOC-ML の計算の場合にも砕波モデルを考慮している。久慈港を

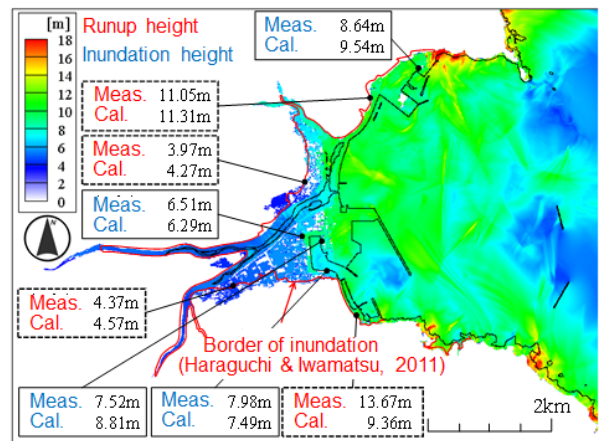


図-3.13 STOC-ML による最大水位の計算結果 (図中に、原口・岩松(2011)³⁵⁾による浸水範囲、東北地方太平洋沖地震津波合同調査グループ³⁶⁾による津波痕跡高調査結果を示す)

襲った実際の津波は図-3.11 に示したように波状段波に変形したものであったが、理論的には分散しないモデルの STOC-ML を適用した計算でも浸水域や最大水位の値は、現地で測量された値と大きく変わらない結果となり、STOC-IC による結果とも大差ないものになった。

理論的には波状段波を扱うことができない STOC-ML を適用した計算であっても、波状段波によって実際に生じた浸水域や痕跡高を再現した理由を探るため、津波水位の時間波形の計算値を図-3.14 に示す。結果の出力点は、図-3.11(a)における n1, n2, s1, s2 である。細実線は

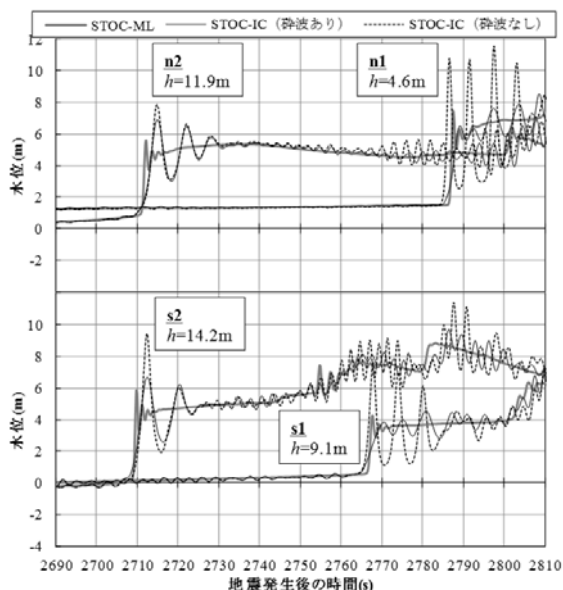


図-3.14 津波水位の計算波形

で示した STOC-IC の結果には、図-3.11 の空間波形に見られたような分裂が津波本体の波形に重畳している。水深 15 m 程度の位置にある n2 や s2 では、第 1 波目の分裂波の波高は 4 m 程度、周期は 8 s 程度であり、海岸に近い n1 や s1 では砕波によりエネルギーが失われて波高が 1 m 程度以下に低減し、周期は 5 s 程度になっている。一方、太実線で示された STOC-ML の結果を見ると、n2 や s2 の位置では、段波状になった津波の最前面に波高 2 m 程度、周期 2 s 程度の分裂波が認められ、n1 や s1 の位置では波高 2 m 程度、周期 2 s 程度の分裂波が生じている。この分裂波は、物理的に生じたものではなく、数値分散により生じた誤差である。したがって、2.4 砕波モデルにおいて議論した差分の取り方（ハイブリッド係数 V の値）や計算格子サイズに依存して変化するものである。しかし、今回の計算条件の場合には、臨海部において、STOC-ML における見かけ上の分裂波の波高と、STOC-IC における物理的に得られる分裂波の最大波（第 3 波目）の最大水位到達点が近い値になったことから、臨海部における最大水位分布において STOC-IC と STOC-ML によるそれぞれの計算値に大きな差異が無い結果になった。また、津波の高さだけでなく、流量が大きな役割を果たす浸水域の広がりには、分裂波の周期の差による流量の差異の影響は小さかったようである。波高 2 m 程度で周期 5 s と周期 2 s の波による流量の差異は、津波本体の越流による流量に比べると小さい。

しかし、STOC-IC による計算であっても、砕波を考慮しないと、n1 や s1 に波高 7~8 m、周期 5 s 程度の分裂波が作用するので、これにより臨海部の津波浸水高は高く

なり、浸水域も増大することになった。

以上のことより、現象に合わせた計算格子や基礎方程式の差分方法を選択することにより、STOC-ML のような静水圧を仮定した数値計算モデルであっても波状段波による浸水域や最大浸水深を評価できることが示された。しかし、将来の津波を想定する際には、その設定は容易ではないので、STOC-IC のような物理的に波状段波を計算できる数値計算モデルを適用することが重要である。ただし、その際には砕波モデルを組み込まないと浸水域や浸水深を過大に評価することになる。この過大評価は構造物に作用する波力増大にもつながる課題である。

3.2 STOC-MLの検証

STOC-ML はこれまでの津波災害の解析に適用されてきた実績があるが、平成 23 年（2011 年）東北地方太平洋沖地震による津波の波形が八戸港内の検潮所において観測されたので、この観測記録および浸水域や痕跡高との比較を行い、STOC-ML の現地適用性を検証する。

さらに、八戸港では津波により八太郎北防波堤のハネ部全体および中央部の一部が破壊されたので、これを計

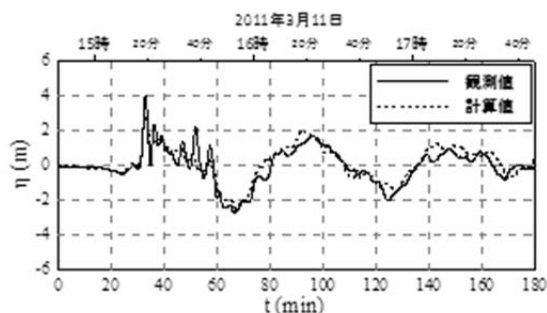


図-3.15 岩手県北部沖 GPS 波浪計による津波観測値と Takagawa・Tomita(2012)³²⁾による波源から計算した津波波形

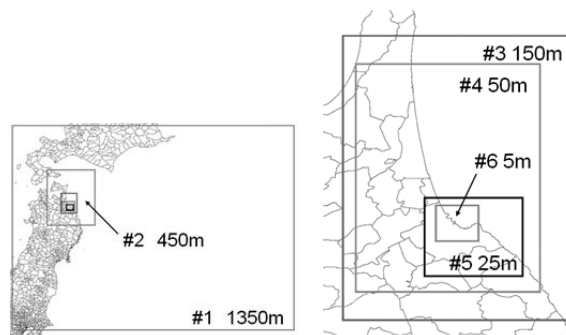


図-3.16 八戸港の平成 23 年（2011 年）東北地方太平洋沖地震津波計算のための計算領域（左：領域 1 および 2、右：領域 3~5、#は領域番号、m は計算格子サイズを示す）

算にも反映するために、津波作用中での防波堤の損傷を考慮した。

(1) 計算条件

津波の波源には、沖合の GPS 波浪計や海底水圧計により観測された津波の第 1 波の波形から逆推定された Takagawa・Tomita (2014)³²⁾の波源モデルを採用した。このモデルにより、波源域から八戸港まで津波が伝播する途中にある久慈沖 GPS 波浪計 (岩手県北部沖 GPS 波浪計)が観測した波形をよく再現するとともに(図-3.15)、八戸港に隣接する地域において測量された痕跡高を良好に再現した。

計算効率を高めるために、図-3.16 に示すネスティング手法を適用した計算格子を使用した。計算格子の大きさは、波源域を含む第 1 領域では 1350 m とし、1/3 や 1/2 に格子サイズを小さくした領域を接続しながら、八戸港およびその周辺を含む第 6 領域では 5 m にした。陸上地形は、震災前に測量された航空レーザー測量データを用いて建物を含めて再現した。

天文潮位は初期水位として考慮し、第 1 波押し波来襲時 (T.P.-0.35m) および第 2 波押し波来襲時 (T.P.-0.10m) の潮位の 2 種類を用いて検討した。

(2) 防波堤の破壊の考慮

a) 防波堤の破壊モデル

有川ら(2012)³⁹⁾の実験を参考に、損傷開始から 1 m/s で天端高を低くしながら最終的に被災後に測量された防波堤の天端高になるようにした。このモデルでは概ね 15 s 程度で最終天端高になる。損傷開始時刻は任意に計算条件として与えるものである。

b) 破壊した防波堤ケーソンの滑動安全率

八太郎北防波堤ハネ部において損傷したケーソンの転倒安全率と滑動安全率を比較したところ滑動による損傷が起りやすかったので、滑動安全率 F_s が 1.0 を下回り始める時刻を数値計算の結果を用いて推定した(表-3.2)。 F_s の算定における作用力は、国土交通省港湾局(2013)⁴⁰⁾に基づいて、津波が防波堤を越流する場合に適用する静水圧差による算定式および従来からの津波力算定式である谷本式の両方によって算出した。津波の伝播・浸水計算における初期水位は津波第 2 波目の到達するときの潮位 (T.P.-0.10m) に設定した。

ハネ部では全ての工区において F_s が 1.0 を下回って滑動する結果になり、実際の被害に一致した。 $F_s < 1.0$ になる時刻は地震後約 114 分 25 秒～117 分 03 秒であり、防波堤前後の水位差が 4.7～6.6 m 程度になった時である。すなわち、ハネ部に津波の最大水位が作用する前に、ケーソンが滑動したと推察される。

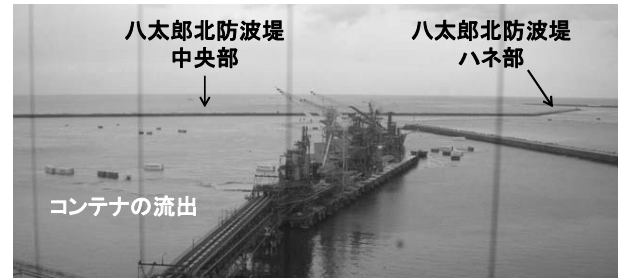


写真-3.1 津波第 1 波後の八太郎北防波堤の状況 (提供：東北グリーンターミナル(株))

中央部で被災したのは工区 11 の半ばから工区 13 の半ばにかけてであり、工区 11 と工区 12 のつなぎ目あたりは残存していた。しかし、表-3.2 に示した中央部の F_s は 1.1 以上であって、津波波力のみによってケーソンが滑動するのは困難と考えられる。

なお、地震発生後 90 分頃に撮影された写真-3.1 には、津波第 1 波によって海上に流出したコンテナに加えて、八太郎北防波堤のハネ部と中央部が健全な状態で写っている。このことから、八太郎北防波堤の損傷は津波第 2 波によって引き起こされたことは確実である。

表-3.2 防波堤ケーソンの滑動安全率 F_s

箇所	工区	F_s		$F_s < 1.0$ になる時刻(分:秒)	
		静水圧式	谷本式	静水圧式	谷本式
ハネ部	19	0.56	0.51	115:55	115:59
	18	0.53	0.48	114:42	114:44
	17	0.53	0.47	114:25	114:27
	16	0.80	0.76	117:03	117:01
中央部	15	1.21	1.16	-	-
	14	1.23	1.19	-	-
	13	1.12	1.12	-	-
	12	1.15	1.17	-	-
基部	11	1.19	1.21	-	-
	10	1.13	1.16	-	-
	9	0.77	0.72	115:32	115:29
	8	0.92	0.86	116:14	116:09

(2) 計算結果と考察

a) 八太郎北防波堤ハネ部の破壊を考慮した津波伝播計算

滑動安全率 F_s の検討に基づくと、ハネ部が破壊するのは地震後 115 分であると推定される。この時刻でのハネ部の破壊による影響が検潮所の位置に現れるのは、破壊後約 5 分 (地震後約 120 分) であることが事前の検討から明らかになっていたことから、ハネ部破壊時刻は検潮所において観測された津波波形により検証できると考え、以下の検討を行った。

図-3.17 に港内検潮所で観測された津波波形と計算波形の比較を示す。なお、検潮所の周波数特性を考慮して

も計算した津波の第1波および第2波の波形は変化しないことを確認している。また、計算波形には、ハネ部破壊が地震後115分に起こった場合とハネ部に最大の津波が作用する地震後119.5分に起こった場合の2つの結果を示している。なお、検潮所の波形に中央部の破壊影響が現れ始めるのは破壊後約18分であり、中央部沖側で水位が最大なる時刻および越流が終了する時刻はそれぞれ地震後約120分および約125分であるため、中央部の破壊影響が検潮所の波形に現れるのは、地震後140分頃の第2波のピークに続く低水位の時である。このためこの計算では中央部の破壊は考慮していない。

ハネ部を119.5分から破壊させた場合 (Case-A) では、検潮所の観測波形の最大値を過小評価した。一方、115分から破壊を開始させた場合 (Case-B) では観測波形に概ね一致する計算波形が得られた。すなわち、防波堤の安定解析から得られた破壊時刻に防波堤を破壊させたSTOC-MLの津波伝播計算は、港内で観測された津波波形を精度よく再現した。

b) 八太郎北防波堤ハネ部および中央部の破壊を考慮した津波の伝播・浸水計算

防波堤の安定解析からは、津波波力により中央部は破壊されないという結果が得られた。一方、被災後に東北地方整備局が実施した深浅測量結果によると、破壊した中央部の港内側のマウンドは大きく変形していた。これらのことから、国土交通省港湾局⁴⁰⁾は、津波の越流により生じた防波堤背後のマウンドの洗掘が、防波堤ケーソンの移動・転倒の主要な原因と推定している。そこで、ここでの数値計算では、中央部の津波越流が終了する時刻 (地震後125分: 防波堤沖側で最大水位が発生する5分後) を防波堤の破壊の開始時刻の基本ケースとして、この時刻およびその2分前、1分前、1分後に中央部が破壊するとして津波の伝播・浸水計算を実施した。なお、ハネ部の破壊は前述の検討により地震後115分である。

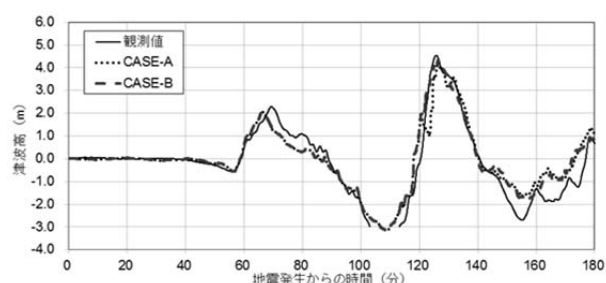


図-3.17 八太郎北防波堤ハネ部を119.5分に破壊したときの計算波形 (点線) および115分に破壊したときの計算波形 (グレー一点鎖線) 並びに検潮所で観測された津波波形 (実線)

なお、初期水位として与える天文潮位は、浸水域や浸水高、さらにケーソンの F_s の算出には浮力として影響する。第1波到達時の天文潮位 (T.P.-0.35m) を計算に使用した場合には損傷開始を120分頃 (防波堤沖側で最大水位になる時刻) にした場合が浸水状況をよく再現した。しかし、最大水位の発生した時刻の天文潮位は第1波の到達時刻の天文潮位よりも0.25m高く、これが浸水に及ぼす影響は少なくない。このことから、初期条件として与える水位としては第2波到達時の天文潮位とした。

図-3.18に、中央部の破壊開始時刻が地震後125分とした場合の、臨海部の浸水域や浸水高と、被災後に把握された浸水域や測量された痕跡高との比較を示す。被災後に把握された浸水域は八戸市(2013)⁴¹⁾による赤実線と原口・岩松(2011)³⁵⁾による黒破線である。計算結果は実際の浸水域を概ね再現している。浸水高について、 K および κ により比較すると、それぞれの値は1.01と1.25になり、適用範囲の中に入り、良好な結果となった。

図には示さないが、基本ケースの1分後に破壊するケースでは、浸水域の広がり方、 K および κ は基本ケースの場合と比べて大きな差異はなかった。これは、越流が終了した後に防波堤が破壊する場合は、破壊した後に作用する津波の水位は時間の経過とともに低下していくので、この津波による陸上の浸水への影響が大きくなかったためである。

基本ケースの1分前に破壊させたケースでは $K=0.99$ 、 $\kappa=1.25$ とほとんど差異はないが、中央部背後にある埠頭において測定された痕跡高よりも計算された浸水高は高くなり、浸水域は実際の浸水域よりも広がった。2分前でも K および κ は0.99および1.26と基本ケースと大きな差異はなかったが、埠頭の浸水高はさらに高くなり、浸水域もより広がった (図-3.19)。これらの比較によると、中央部の破壊は、津波の防波堤越流終了時刻にするのが良いと考えられる。

c) まとめ

津波の作用中に生じた八太郎北防波堤のハネ部および中央部の破壊を考慮して、STOC-MLによる津波伝播・浸水計算を行ったところ、港内で観測された津波波形および臨海部の浸水状況を再現した。このことは、STOC-MLの妥当性が示されたことを示している。なお、八戸港で撮影されたビデオ映像や写真によると、久慈湾に来襲したような波状段波ではなかったことから、STOC-MLの適用が可能であった。

3.3 STOC-DMの検証

(1) 現地適用

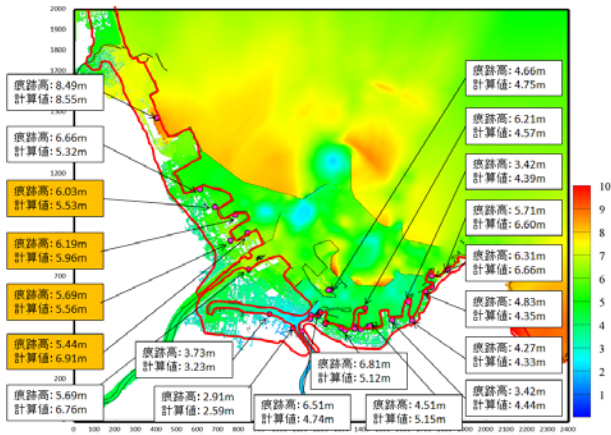


図-3.18 地震後 125 分から八太郎北防波堤中央部の一部が破壊する場合の最大水位分布

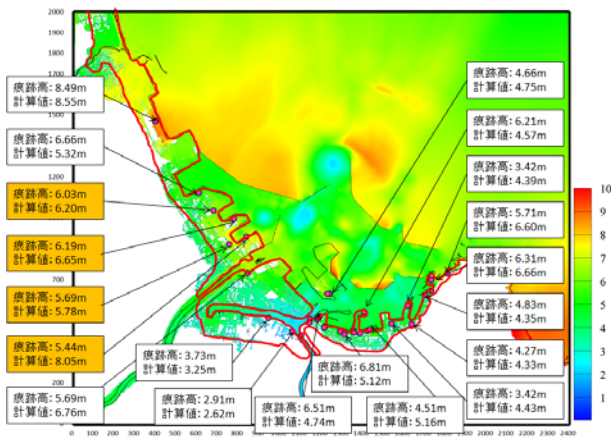


図-3.19 地震後 123 分から八太郎北防波堤中央部の一部が破壊する場合の最大水位分布

前述のように、港内で観測された津波波形や浸水域の広がり、最大浸水深分布を数値計算で再現できた八戸港の平成 23 年（2011 年）東北地方太平洋沖地震津波を対象にして、港内船舶の漂流計算を実施した。

対象にした船舶は、海上保安庁八戸海上保安部が地震発生後 112 分頃（16:38 頃）から撮影したビデオ映像の中の所々で確認された、大きさ 7912 GT、長さ 126 m、幅 20.5m、喫水 8.7 m のケミカルタンカーである。この船舶は津波来襲時には無人であったので、津波による流況の変化に応じて漂流していると考えられる。この漂流挙動を STOC-DM で計算した。船舶周りの流速分布を考慮して作用力を計算するために、船舶をモデル化した直方体の周囲を 0.5m 間隔で分割した。STOC-DM には係留索等

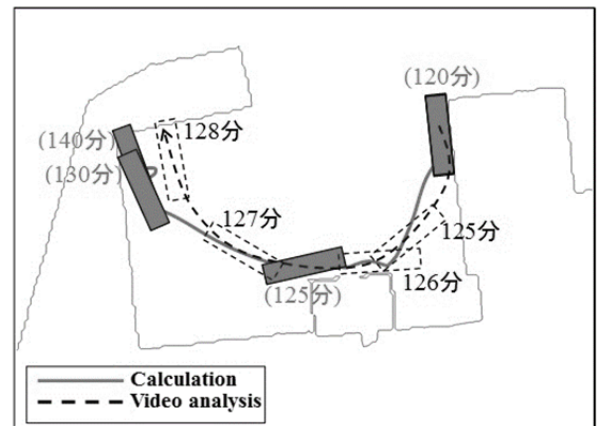


図-3.20 八戸港内の津波漂流船舶の経路

の係留システム破断モデルも組み込まれているが、ビデオ映像から対象船舶の漂流開始時刻が概ね推定できたので、ここでは破断モデルを使用せずに、その時刻において漂流を開始させた。

ビデオ映像から解析した大型船舶の位置および漂流経路を、図-3.20 の白抜長方形および破線により示す。ビデオ映像では、白銀 B 岸壁（図中の 120 分の位置）に入船状態（船首が港の内側に向けた状態）で係留されていた船が、地震後 122 分頃に漂流を開始し（ビデオ映像では映像として確認できなかったが、「船が流れた」との音声により確認）、126 分頃に船首を港奥部に向け、漁船を間に挟み込みながら左舷が港内防波堤に衝突し、128 分頃に別の埠頭に船首から衝突した。

漂流計算は船の漂流開始時刻を 120 分として実施した。船は、図-3.20 のグレーの長方形および実線に示すような漂流経路をたどって 125 分頃に港内防波堤に衝突し、140 分頃に埠頭に衝突して停止した。若干の差異はあるが船の漂流状況を計算は実際の漂流状況を再現している。

しかし、計算では、漂流開始直後から船体が反時計まわりに回転を始め、港内防波堤に右舷が衝突した。この回転は、ビデオ映像ではとらえられず、実際には生じていないと考えられる。この計算上の回転によって、計算では船舷に強い流体力を受けることになり、港奥に向けてより流されやすくなる。しかし、回転が速やかに終わったことからその力の作用時間が短く、漂流挙動への影響は小さかった。このため、若干の船舶挙動に差異はあったが、漂流経路は概ね再現できたと考えられる。

この実際には発生していない船体の回転が計算では生じたことから、船の初期位置や船首尾方向の角度を若干変化させて数ケースの計算を実施したところ、係留されていた岸壁に沿ってまっすぐに移動して港内防波堤の右側に漂流する場合、港内防波堤内の水域に到達する場合など多様であった。これは、初期位置および船首尾方向の角度が漂流挙動に及ぼす影響が大きいことを示している。同様なことは、菅ら(2012)⁴²⁾も指摘している。さらに、本研究では漂流開始時刻を与条件としたが、漂流開始時刻を変化させることは船舶が漂流するときに作用する流れの速さや向きも変化することになるので、漂流開始時刻も船舶の漂流解析には重要なパラメータになると考えられる。

(2) 模型実験との比較

a) 模型実験の概要

名古屋大学の平面水槽(図-3.21)を使ってがれき等の漂流挙動を計測する模型実験を行った。がれき模型は亚克力製や木製の角棒(10mm×10mm×50mm, 20mm×20mm×50mm)および丸棒(径20mm×50mm)の合計6種類、コンテナ模型は亚克力製の矩形(33mm×35mm×163mm)で比重0.166と0.463の2種類である。湿潤および乾燥状態の平面上での漂流物体の摩擦係数は、亚克力製角棒(10mm×10mm×50mm)でそれぞれ0.32および0.60, 亚克力製角棒(20mm×20mm×50mm)でそれぞれ0.35および0.57, 亚克力製丸棒(径20mm×50mm)でそれぞれ0.30および0.59, 木製角棒(10mm×10mm×50mm)でそれぞれ0.48および0.76, 木製角棒(20mm×20mm×50mm)でそれぞれ0.49および0.75, 木製丸棒(径20mm×50mm)でそれぞれ0.47および0.74である。軽いコンテナ模型では0.36と0.63, 重いコンテナ模型では0.42と0.60である。乾燥床面と湿潤床面で静止摩擦係数が異なることが示すように、乾燥床面に津波が来襲して漂流する場合と湿潤床面の場合とでは漂流挙動が異なる危険性があること。このことから、床面は湿潤状態にして実験を実施した。配置状況は、密集状態や粗な状態の整列配置や不規則配置で行った。

漂流物模型の漂流挙動はハイスピードカメラ(ディテクト社製 HAS-L2)、陸上の津波流速はプロベラ流速計(ケネック社製 VOT2-100-05N)、水位は電気容量式波高計(ケネック社製 CHT6-30)で計測した。すべての記録は0.01 s 間隔で行った。沖合にあるピストン式造波装置でサイン波の押し波を造波した。

図-3.22 に漂流結果の1例を示す。同一実験条件で繰り返し実験を行った結果を示しているが、漂流後の最終位置はどれも異なっておりばらつきが認められる。

b) 数値計算の方法

津波の伝播・遡上計算には STOC-ML を使用した。計算領域は、実験において最も造波機に近い波高計の位置から水平床背後の水域までとし、岸沖方向を x 方向、沿岸方向を y 方向、鉛直方向を z 方向とした。計算格子は、x 方向には 0.02~0.10 m の不等間隔、y 方向には 0.02 m の等間隔、z 方向には 0.01~0.03 m の不等間隔とした。ガレキによる流体への阻害効果を考慮するため、ガレキが存在している計算格子の面透過率は 0.6 にした。

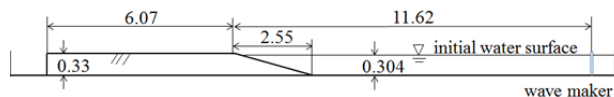


図-3.21 名古屋大学平面水槽における実験モデル

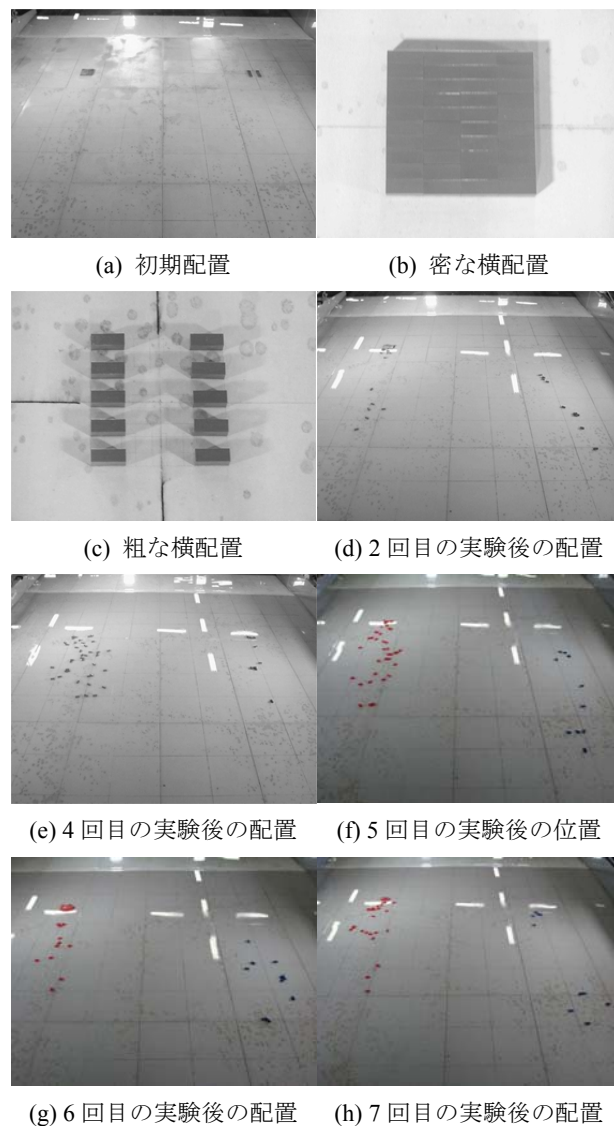


図-3.22 アクリル製角棒(20mm×20mm×50mm)の整列配置の場合の漂流結果

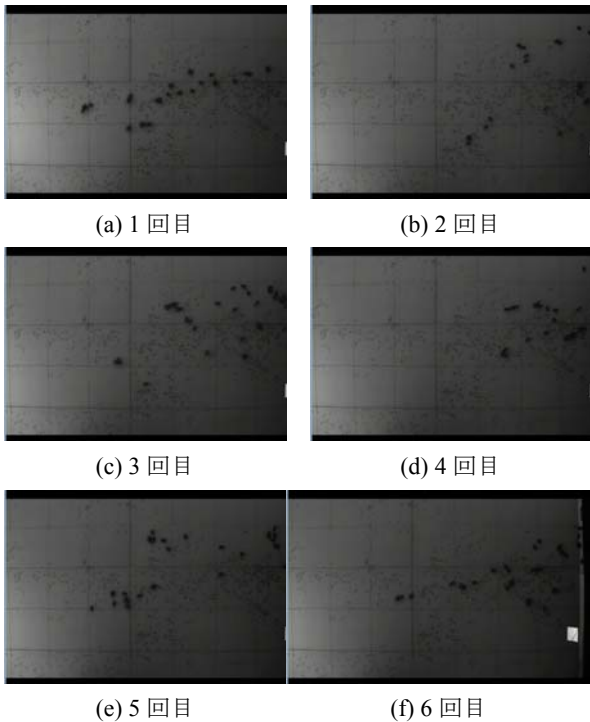


図-3.23 模型実験における実験終了時の漂流物体模型の位置（木製角棒，20mm×20mm×50mm，横方向に密集配置）

STOC-ML を使用した計算は実験に合わせた 1 ケースのみである．この計算結果は式(2.43)および(2.45)における (u_D, v_D) である．これに一樣乱数 ξ_1 と ξ_2 を使って，式(2.51)と(2.52)に基づいてばらつきを考慮した 8 ケースの計算（異なる乱数の種 8 ケース）を実施した．計算対象の模型実験は，木製角棒（20mm×20mm×50mm，比重 0.51）の横方向で密集配置のケースである．

c) 結果と考察

図-3.23 に，同一実験条件下で 6 回実施した実験それぞれにおける実験終了時の漂流物体模型（木製角棒）の位置を示し，図-3.24 に同じ津波条件下で漂流物体のばらつきを考慮して計算した 8 ケース（8 種類の一樣乱数による）とばらつきを考慮しない場合の計算結果を示す．沿岸方向（図の上下方向）の模型位置の広がり，実験では 0.7~1.4 m の範囲（平均 1.1 m）であり，計算では 0.9~1.2 m の範囲（平均 1.1 m）である．岸沖方向（図の左右方向）の模型位置の広がり，実験では 1.3~2.5 m（平均 2.0 m）の範囲であり，計算では 1.6~2.3 m の範囲（平均 2.1 m）である．実験と計算とでは，ばらつきの幅に若干の差異が認められるが，その平均値は良好な対応をしている．

なお，ばらつきを考慮しないケースについても，流下方向を軸とした対称性は崩れており，漂流物体はばらつ

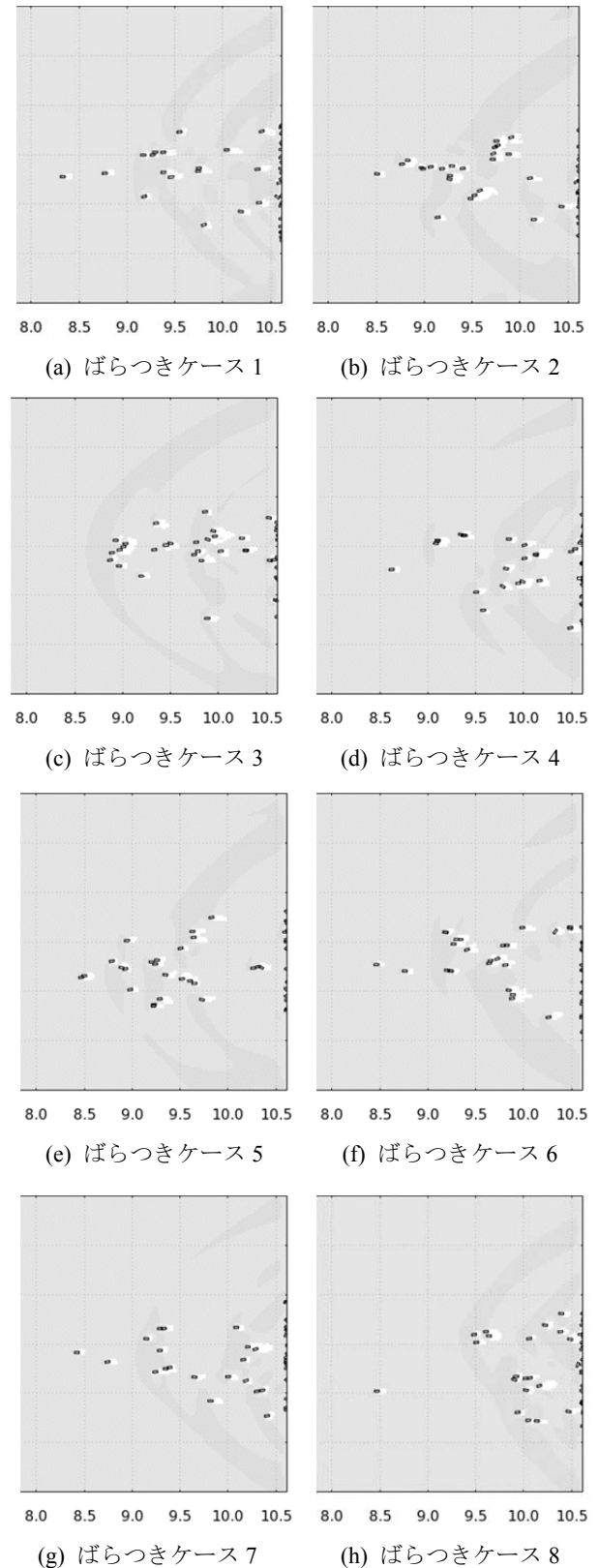
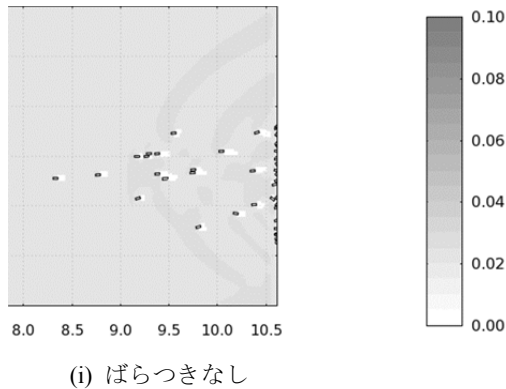


図-3.24 模型実験対応した数値計算結果（図-3.23 と同一条件）

いている．このばらつきは，ガレキ模型同士の衝突により生じている．



(i) ばらつきなし

図-3.24 模型実験対応した数値計算結果 (図-3.23 と同一条件) (つづき)

4. 結論

津波の伝播・浸水計算の実務では、浅水方程式を基礎方程式とした平面2次元モデルが適用されることが一般的であり、国土交通省の手引きにおいても基本モデルにされている。これは、これまでに、津波想定や実際に起こった津波被害の解析にも使用された実績が数多くあるためである。さらに、津波の波源(初期波形)を検潮所における津波観測波形等から逆解析する際にもこの種のモデルが使用される。

しかし、平成23年(2011年)東北地方太平洋沖地震の津波は久慈湾で波状段波に変形し、臨海部を水の壁となって来襲した。波状段波は2004年インド洋津波の際のタイ国の海岸を遡上した津波、平成15年(2003年)十勝沖地震の際に十勝川を遡上した津波にも発生している。このような津波は水中圧力に静水圧を仮定した浅水方程式では解くことができない。ただし、3.1 STOC-ICの検証で示したように、基礎方程式を適切に差分し、適切な計算格子サイズを設定することができれば、数値分散を使って、疑似的に表現することも可能である。しかし、これはあくまでも数値誤差として生じるものであって物理的な現象ではないことは忘れてはならない。例えば、本論文に示した久慈港の例では、津波の最高到達水位はたまたま合ったが、周期が合わないといった不具合が発生した。このため、波状段波など起こり得る現象とそれによって発生する被害に備える対策を計画・設計するためには、現象を再現できるモデルを適用して、起こり得る現象を適切に把握・理解する必要がある。

このような変形する津波に対して、STOCにおける静水圧を仮定しない(非静水圧)の3次元モデルSTOC-ICが適用できることが、久慈湾の海底地形を模擬した模型実験との比較や現地適用計算により示された。さらに、STOC-ICの外側の広領域に静水圧の仮定を用いた

STOC-MLを接続して計算することにより妥当な計算結果を得られることも合わせて示された。

また、波状段波に変形しない津波の場合の伝播・浸水計算には、静水圧の仮定を使ったSTOC-MLも適用可能である。八戸港では津波による建築物の破壊は無かったため、本論文で示した八戸港における津波の浸水計算では、建物等は航空レーザー測量データに基づいて津波の流れを阻害する構造物として計算に考慮した。このため、通常津波計算のように建物の密集状況に合わせて粗度を調整する作業をすることなく計算を実施しても、実際に発生した浸水域の広がりや最大浸水深の分布を再現することが可能であった。したがって、津波による建物破壊の心配がない場合には、建物を計算の中に配慮することにより、それによる津波浸水の低減効果、漂流物の流動に及ぼす影響を把握することが可能になる。

漂流物モデルSTOC-DMに関する検証を、津波の再現計算が良好であった八戸港を対象に、港内で漂流した無人の船舶を対象に実施した。その計算結果は、ビデオで撮影された対象船舶の移動状況を概ね再現することができた。ただし、津波により流され始めるときの漂流物の初期状態が、その後の漂流挙動に大きな影響を及ぼすことも明らかになった。さらに、漂流過程におけるばらつきを考慮したモデルをSTOCに実装することにより、複数のガレキを対象に行った模型実験結果を再現することができた。ただし、津波に関する計算結果の確率論的な評価を津波対策の計画や設計に活かす方策については、更なる議論が必要である。例えば、多数の漂流物を対象にする場合、漂流物の回転や衝突を考慮することにより、決定論的な漂流物モデルを適用した場合であっても、漂流物が見かけ上ばらつき、そのばらつきの程度は模型実験やばらつきを考慮した計算結果と同等なものであった。

5. あとがき

津波の伝播・浸水計算は1960年代から研究開発され、計算機の進歩に伴って、詳細な計算格子を使った計算が実施されるようになってきた。さらに、本論文で示したSTOC-ICのような静水圧を仮定しない3次元の数値計算モデル、さらには粒子法などのより高度な計算モデルも開発され、模型実験結果との比較により検証が行われ始めている。一方で、津波の確率論的な評価も進み始めており、数多くの津波計算を実施する必要性も出てきている。さらには、地震発生時に即時的に津波を予測するような計算への期待も増しているすなわち、計算結果の精度と計算時間などの計算コストのバランスが必要になっ

てきている。その一つの方策として STOC システムを開発してきた。今回の報告は、前報以降の 10 年で行った新たな開発や改良、および検証結果を示したものである。これまでも港湾における津波評価に STOC は使用された事例は少なくないが、これを公開することにより、これからの津波防災の進展に寄与できることを期待する。

(2016年1月25日受付)

謝辞

砕波モデルの実装、越流モデルおよび STOC-IC と STOC-ML の接続方法における改良、並びに久慈港の津波計算においては五洋建設株式会社から当研究所に研修に来ていた高橋研也氏、八戸港における防波堤の破壊を考慮した津波計算においてはパシフィックコンサルタンツ株式会社から当研究所に研修に来ていた丹羽竜也氏に多大な協力を頂いた。また、久慈港や八戸港の津波計算においては、東北地方整備局仙台港湾空港調査事務所より貴重な地形データ等を提供頂いた。漂流物拡散に関する模型実験では、名古屋大学大学院工学研究科の水谷法美教授に多大な協力を頂いた。当研究所波浪研究チームの平山克也チームリーダーおよび加島寛章主任研究官には久慈港の地形を使った模型実験の計測データを提供頂いた。また、研究の一部は、国立研究開発法人科学技術振興機構および独立行政法人国際協力機構による地球規模課題対応国際科学技術協力プログラム (SATREPS) の 2011 年度採択課題「津波に強い地域づくり技術の向上に関する研究」(研究代表者:富田孝史)により実施された。ここに深甚なる謝意を表する。

参考文献

- 高橋重雄, 戸田和彦, 菊池喜昭, 菅野高弘, 栗山善昭, 山崎浩之, 長尾毅, 下迫健一郎, 根木貴史, 菅野甚活, 富田孝史, 河合弘泰, 中川康之, 野津厚, 岡本修, 鈴木高二朗, 森川嘉之, 有川太郎, 岩波光保, 水谷崇亮, 小濱英司, 山路徹, 熊谷兼太郎, 辰巳大介, 鷲崎誠, 泉山拓也, 関克己, 廉慶善, 竹信正寛, 加島寛章, 伴野雅之, 福永勇介, 作中淳一郎, 渡邊祐二: 2011年東日本大震災による港湾・海岸・空港の地震・津波被害に関する調査速報, 港湾空港技術研究所資料, No. 1231, 2011年.
- 東日本大震災合同調査報告書編集委員会: 東日本大震災合同調査報告, 共通編2 津波の特性と被害, 2014年.
- 宮島正悟, 小泉哲也, 宮田正史, 竹信正寛, 坂田憲治, 浅井茂樹, 福田功, 栗山善昭, 下迫健一郎, 山崎浩之, 菅野高弘, 富田孝史, 野津厚, 山路徹, 鈴木高二朗, 有川太郎, 中川康之, 佐々真志, 森川嘉之, 水谷崇亮, 小濱英司, 加島寛章, 高橋英紀, 大矢陽介, 遠藤仁彦, 原田卓三, 青木伸之, 佐瀬浩市, 山本貴弘, 早川哲也, 林誉命, 西谷和人, 白井正興: 平成23年(2011年)東北地方太平洋沖地震による港湾施設等被害報告, 国土技術政策総合研究所資料, 第798号(港湾空港技術研究所資料, No.1291), 2015年.
- 後藤智明, 佐藤一央: 三陸沿岸を対象とした津波数値計算システムの開発, 港湾技術研究所報告, Vol. 32, No. 2, 1993年, pp. 3-44.
- 後藤智明: アーセル数が大きい場合の非線形分散波の方程式, 土木学会論文集, 第351号/II-2, 1984年, pp.193-201.
- 後藤智明: 遠地津波の外洋伝播計算, 港湾技術研究所報告, Vol. 30, No. 1, 1991年.
- Peregrine, D. H.: Long waves on a beach, *J. Fluid Mech.* Vol. 27, Part. 4, 1967, pp. 815-827.
- Madsen, P.A. and Sørensen, O.R.: A new form of the Boussinesq equations with improves linear dispersion characteristics, Part 2, A slow-varying bathymetry, *Coast. Eng.*, Vol. 18, 1992, pp. 183-204.
- Nwogu, O.: An alternative form of the Boussinesq equations for nearshore wave propagation *J. Waterway, Port, Coast. Ocean Eng.*, Vol. 119, No. 6, 1993, pp. 618~638.
- 池野正明, 松山昌史, 榊山勉, 柳沢賢: 模型実験に基づく砕波を伴うソリトン分裂津波の波力評価, 電力中央研究所報告, V05009, 2006年.
- Fujima, K., Masamura, K. and Goto, C.: Development of the 2d/3d hybrid model for tsunami numerical simulation, *Coast. Eng. J.*, Vol. 44, 2002, pp. 373-397.
- Kihara, N., Fujii, N. and Matsuyama, M.: Three-dimensional sediment transport processes on tsunami-induced topography changes in a harbor, *Earth Planets Space*, Vol. 64, 2012, pp. 787-797.
- Van Rijn, L.C.: Experience with straight flumes for movable bed experiments, *IAHR Workshop on particle motion*, 1981.
- 富田孝史, 柿沼太郎: 海水流動の3次元性を考慮した高潮・津波シミュレータSTOCの開発と津波解析への適用. 港湾空港技術研究所報告, Vol. 44, No. 2, 2005, pp. 83-98.
- 有川太郎, 富田孝史: 階層型シミュレーションによる

- 高精細津波遡上計算手法の開発, 港湾空港技術研究所報告, Vol. 53, No. 2, 2014年.
- 16) Liu, P.L.-F., Lin, P., Chang, K.-A. and Sakakiyama, T.: Wave interaction with porous structures, *J. Waterway, Port, Coastal, and Ocean Eng.*, Vol. 125, No. 6, 1999, pp. 322-330.
- 17) 中辻啓二, 狩野晋一, 栗田秀明: SGS渦動粘性係数を用いた大阪湾潮流の有限要素解析, *水工学論文集*, 第36巻, 1992年, pp. 693-696.
- 18) 本間仁: 低溢流堰堤の流量係数 (第二編), *土木学会誌*, 第26巻, 第9号, 1940, pp. 1-14.
- 19) Kennedy, A. B., Chen, Q., Kirby, J. T. and Dalrymple, R. A.: Boussinesq Modeling of Wave transformation, breaking, and runup. I: 1D, *J. Waterway, Port, Coastal, and Ocean Eng.*, Vol. 126, No. 1, 2000, pp. 39-47.
- 20) Lynett, P. J.: Nearshore Wave Modeling with High-Order Boussinesq-Type Equations, *J. Waterway, Port, Coastal, and Ocean Eng.*, Vol. 132, No. 5, 2006, pp. 348-357.
- 21) 岩瀬浩之, 深澤雅人, 後藤智明: ソリトン分裂波の碎波変形に関する水理実験と数値計算, *海岸工学論文集*, 第48巻, 2001, pp. 306-310.
- 22) 間瀬 肇, 安田誠宏, 加次淳一郎, 高山知司, 沖和哉, 中平順一: 津波のソリトン分裂過程に関する実験結果と数値解析結果との比較研究, *京都大学防災研究所年報*, 第50号B, 2007, pp. 505-513.
- 23) Lynett, P. J. and Liu, P. L.-F.: Modeling wave generation, evolution, and interaction with depth-integrated, dispersive wave equations COULWAVE code manual, Cornell Uni. Long and Intermediate Wave Modeling Package, 2002.
- 24) 村嶋陽一, 越村俊一, 岡秀行, 村田泰洋, 今村文彦: 非線形分散波理論に基づく実用的な津波の河川遡上モデルの開発, *土木学会論文集B2 (海岸工学)*, Vol. 66, No. 1, 2020, pp. 201-205.
- 25) 正村憲史, 藤間功司, 後藤智明, 飯田邦彦, 重村利幸: 2次元・3次元ハイブリッドモデルを用いた津波の数値解析, *土木学会論文集*, No. 670/II-54, 2001, pp. 49-61.
- 26) 池谷毅, 朝倉良介, 藤井直樹, 大森政則, 武田智吉, 柳沢賢: 浮体に作用する津波波力の実験と評価方法の提案, *海岸工学論文集*, 第52巻, 2005, pp. 761-765.
- 27) 後藤智明: 津波による木材の流出に関する計算, 第30回海岸工学講演会論文集, 1983, pp.594-597.
- 28) 後藤智明, 佐々木順次, 首藤伸夫: 津波による木材の流動, 第29回海岸工学講演会論文集, 1982, pp.491-495.
- 29) 富田孝史, 高橋研也: 2011年東北地方太平洋沖地震津波の再現を目指した実務計算手法の提案, *土木学会論文集B2 (海岸工学)*, Vol. 68, No. 2, 2012, pp. I_191-I_195.
- 30) 加島寛章, 平山克也: 現地津波のソリトン分裂特性に関する実験的検討とその再現計算, *土木学会論文集B3 (海洋開発)*, Vol. 69, No. 2, 2013, pp. I_694-I_699.
- 31) 高橋重雄, 谷本勝利, 鈴木諭司: 直立壁に作用する衝撃波圧の発生機構に関する一考察, *港湾技術研究所報告*, 第22巻, 第4号, 1983, pp. 3-32.
- 32) Takagawa, T. and Tomita, T.: Effects of rupture processes in an inverse analysis of the tsunami source of the 2011 off the Pacific coast of Tohoku earthquake, *Int. J. Offshore Polar Eng.*, Vo. 24, No. 1, 2014, pp. 21-27.
- 33) 犬飼直之, 永沢薫: 数値計算による東北地方太平洋沖地震津波による岩手県北部での構造物被災状況の把握, *土木学会論文集B2 (海岸工学)*, Vol. 68, No. 2, 2012, pp. I_306-I_310.
- 34) Chen, Q., Kirby, J. T., Dalrymple, R. A., Kennedy, A. B. and Chawla, A.: Boussinesq modeling of wave transformation, breaking, and runup. II: 2D, *J. Waterway, Port, Coastal, and Ocean Eng.*, Vol. 126, No. 1, 2000, pp. 48-56.
- 35) 原口強, 岩松暉: 東日本大震災津波詳細地図〈上巻〉青森・岩手・宮城, 古今書院, 2011.
- 36) 東北地方太平洋沖地震津波合同調査グループ: 東北地方太平洋沖地震津波情報 (オンライン), <http://www.coastal.jp/tjt/>.
- 37) 相田勇: 三陸沖の古い津波のシミュレーション, *地震研究所彙報*, Vol. 52, 1977, pp. 71-101.
- 38) 土木学会原子力土木委員会津波評価部会: 原子力発電所の津波評価技術, 本編, 2002, pp. 1~26.
- 39) 有川太郎, 佐藤昌治, 下迫健一郎, 富田孝史, 辰巳大介, 廉慶善, 高橋研也: 釜石湾口防波堤の津波による被災メカニズムの検討—水理特性を中心とした第一報—, *港湾空港技術研究所資料*, No. 1251, 2012.
- 40) 国土交通省港湾局: 防波堤の耐津波設計ガイドライン, 2013.
- 41) 八戸市: 東日本大震災 八戸市の記録, 2013.
- 42) 菅裕介, 越村俊一, 小林英一: 2011年東北地方太平洋沖地震津波による気仙沼湾における大型船舶の漂流・座礁の解析, *土木学会論文集B2 (海岸工学)*, Vol. 68, No. 2, 2012, pp. I_251-I_255

港湾空港技術研究所報告 第55巻第2号

2016.6

編集兼発行人 国立研究開発法人海上・港湾・航空技術研究所

発行所 港湾空港技術研究所
横須賀市長瀬3丁目1番1号
TEL. 046(844)5040 URL. <http://www.pari.go.jp/>

印刷所 株式会社シーケン

Copyright © (2016) by MPAT

All rights reserved. No part of this book must be reproduced by any means without the written permission of the President of MPAT

この資料は、海上・港湾・航空技術研究所理事長の承認を得て刊行したものである。したがって、本報告書の全部または一部の転載、複写は海上・港湾・航空技術研究所理事長の文書による承認を得ずしてこれを行ってはならない。

CONTENTS

1. Numerical Simulation on Tsunami Inundation and Debris Damage STOC Model	Takashi TOMITA, Kazuhiko HONDA, Yu CHIDA	3
2. Field Observations and Numerical Analyses on the Effect of Vegetation on the Hydrodynamics of a Shallow Water Using a New Hydrodynamic Model	Hirotsada MOKI, Yasuyuki NAKAGAWA, Kenta WATANABE, Tatsuki TOKORO, Shigeru MONTANI, Tomohiro KUWAE	35
3. Mechanical properties of coral-gravel soil –a parametric study using reconstituted samples–	Yoichi WATABE, Takashi KANEKO, Shinji SASSA	61
4. Submarine Liquefied Flow Dynamics and Their Analytical Framework with Experimental and Field Validations	Shinji SASSA	75