

島根原子力発電所第2号機 審査資料	
資料番号	NS2-補-018-02 改10
提出年月日	2022年11月8日

津波への配慮に関する説明書に係る補足説明資料

2022年11月

中国電力株式会社

補足説明資料目次

今回提出範囲：

1. 入力津波の評価
 - 1.1 潮位観測記録の評価
 - 1.2 遡上・浸水域の評価の考え方
 - 1.3 港湾内の局所的な海面の励起
 - 1.4 管路解析のモデル
 - 1.5 入力津波の不確かさの考慮
 - 1.6 遡上解析のモデル
 - 1.7 入力津波の流路縮小工による水位低減効果の考慮
2. 津波防護対象設備
 - 2.1 津波防護対象設備の選定及び配置
 - 2.2 タービン建物(Sクラスの設備を設置するエリア)及び取水槽循環水ポンプエリアにおけるSクラス設備に対する浸水影響
3. 取水性に関する考慮事項
 - 3.1 砂移動による影響確認
 - 3.2 原子炉補機海水ポンプ及び高圧炉心スプレイ補機海水ポンプの波力に対する強度評価
 - 3.3 除じん装置の取水性への影響
 - 3.4 循環水ポンプ停止手順
4. 漂流物に関する考慮事項
 - 4.1 設計に用いる遡上波の流速
 - 4.2 漂流物による影響確認
 - 4.3 燃料等輸送船の係留索の耐力
 - 4.4 燃料等輸送船の喫水と津波高さの関係
 - 4.5 漂流物による衝突荷重
5. 浸水防護施設の設計における補足説明
 - 5.1 耐津波設計における現場確認プロセス
 - 5.2 津波監視設備の設備構成及び電源構成
 - 5.3 津波による溢水に対して浸水対策を実施する範囲の考え方
 - 5.4 循環水ポンプ出口弁及び復水器水室出口弁の津波に対する健全性
 - 5.5 屋外タンク等からの溢水影響評価

4.5 漂流物による衝突荷重

目 次

今回提出範囲：

4.5.1	衝突荷重を考慮する施設・設備の選定	1
4.5.2	津波に関するサイト特性	7
4.5.3	衝突荷重として考慮する漂流物の選定	20
4.5.4	浮遊状態の漂流物による衝突荷重の算定方法	27
4.5.5	漂流物による衝突荷重の算定における設計上の配慮について	34
4.5.6	漂流物による衝突荷重の算定	36

添付資料 1 島根原子力発電所の周辺海域で操業する漁船について

添付資料 2 津波防護施設に考慮する漂流物の選定

添付資料 3 島根原子力発電所におけるFRP船舶に係る衝突解析条件の妥当性

添付資料 4 FEMA(2012)によるFRP製船舶の衝突荷重

添付資料 5 建築物荷重指針・同解説(2015)を参考にした静的設計荷重の算定例

添付資料 6 FRP製船舶の機関部における衝突影響の確認

添付資料 7 FRP船舶の衝突解析に関する新規制基準審査実績との比較

添付資料 8 漂流物衝突荷重算定における総トン数19トン船舶の代表性確認

添付資料 9 漂流物衝突荷重の載荷方法

添付資料 10 剛壁配置による衝突荷重への影響確認

添付資料 11 衝突荷重の非対称性に関する確認

添付資料 12 衝突解析による荷重評価の保守性

添付資料 13 FRP製船舶に対する各算定方法による衝突荷重の整理

添付資料 14 FRP製船舶における衝突荷重の算定に関する先行サイトとの比較

4.5.1 衝突荷重を考慮する施設・設備の選定

津波防護施設、浸水防止設備、津波監視設備及びその他のうち、漂流物による衝突荷重を考慮する施設・設備については、各施設・設備の設置位置を踏まえて、防波壁及び防波壁通路防波扉に加え、屋外排水路逆止弁及び漂流防止装置を選定した。

津波防護施設、浸水防止設備、津波監視設備及びその他として考慮する漂流防止装置の平面位置図を図4.5.1-1に、漂流物による衝突荷重を考慮する施設・設備の選定フローを図4.5.1-2に、選定結果を表4.5.1-1に、選定された施設・設備の設置概念図を図4.5.1-3に示す。表4.5.1-1より、漂流物による衝突荷重を考慮する施設・設備として、津波防護施設が対象となる。

なお、漂流防止装置は、日本海東縁部に想定される地震による津波来襲時、船舶（燃料等輸送船）を緊急退避させるため、漂流防止機能に期待しないことから、漂流物の衝突荷重を考慮しないこととする。また、漂流防止装置は、海域活断層から想定される地震による津波の入力津波高さより高い箇所に位置することから、海域活断層の津波による漂流物の衝突荷重を考慮しないこととする。

津波防護施設における、漂流物による衝突荷重を考慮した津波時の検討フローを図4.5.1-4に示す。

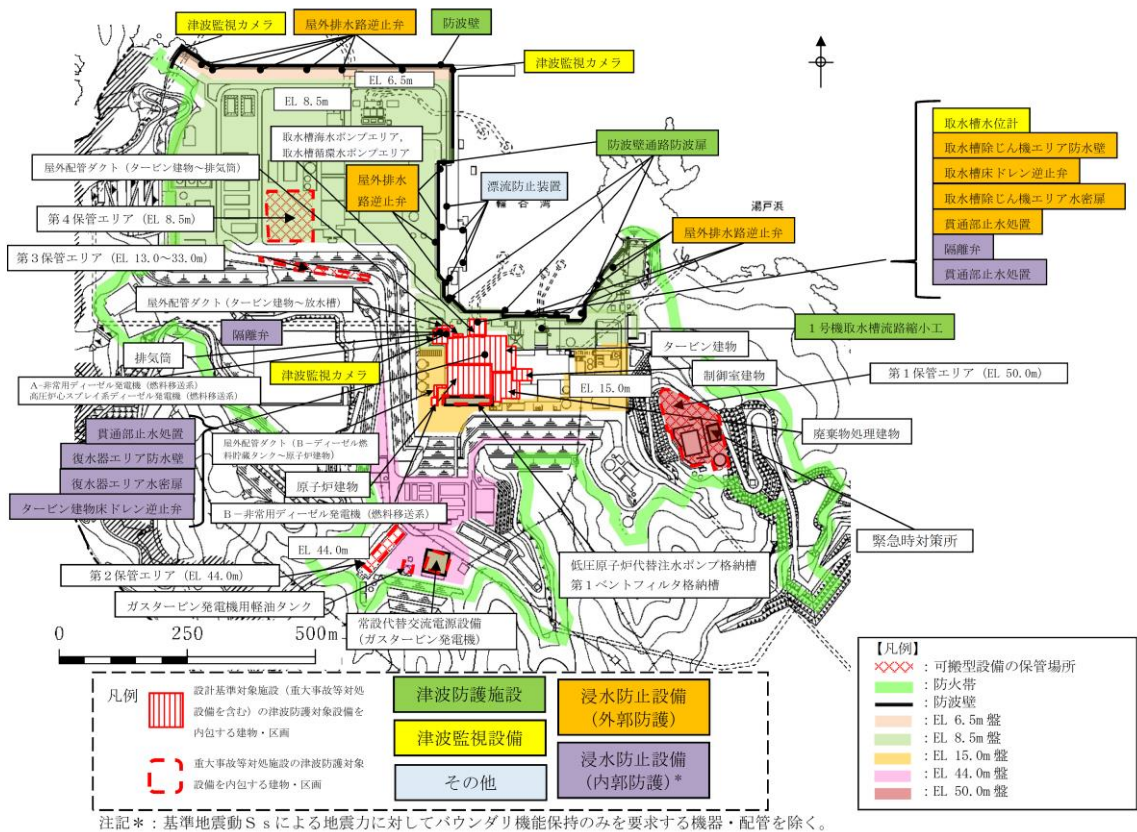


図 4.5.1-1 津波防護施設、浸水防止設備、津波監視設備及びその他の平面位置図

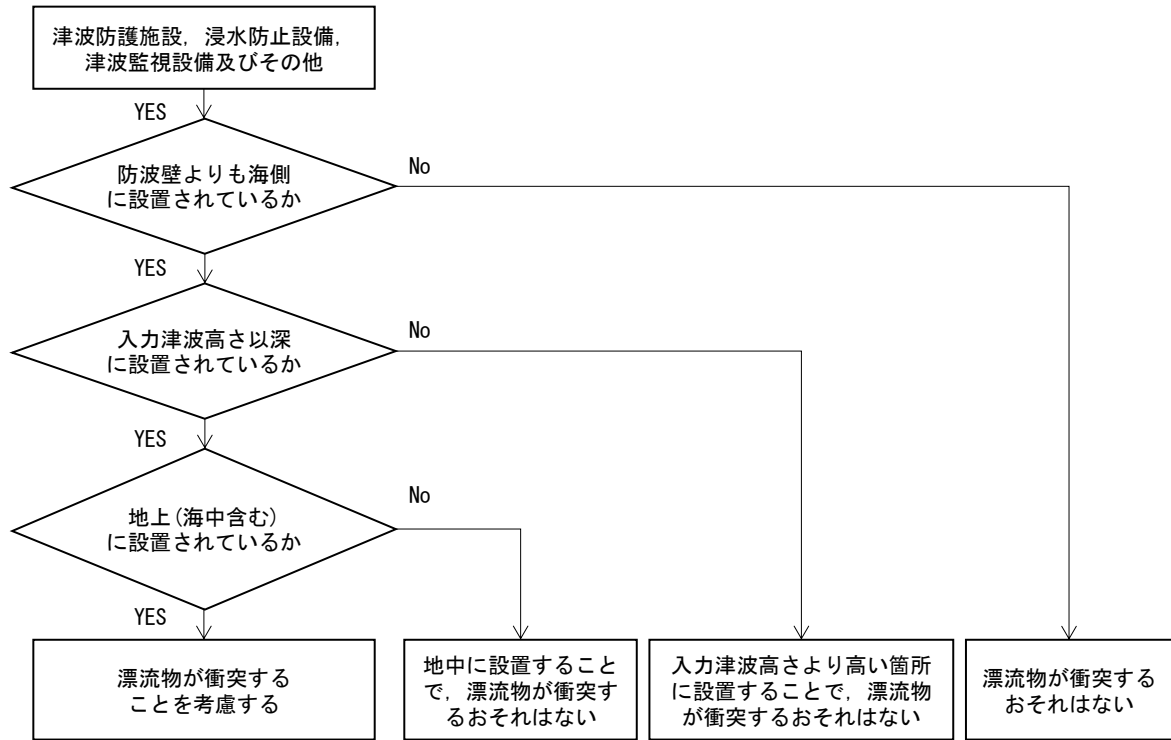


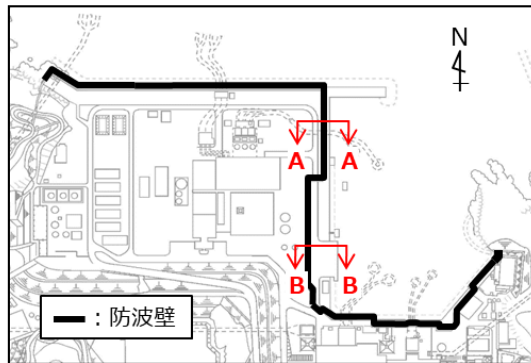
図 4.5.1-2 漂流物による衝突荷重を考慮する施設・設備の選定フロー

表 4.5.1-1 漂流物による衝突荷重を考慮する施設・設備の選定結果

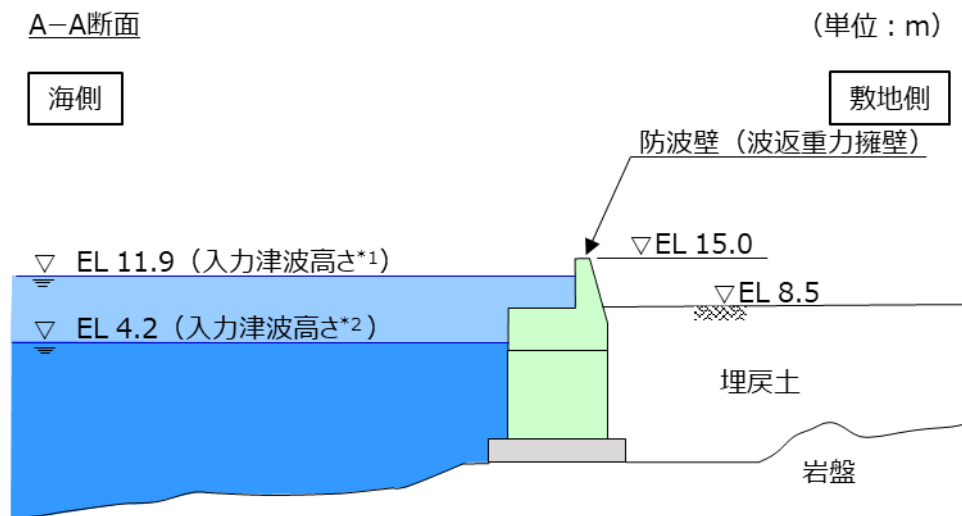
施設・設備		防波壁よりも海側に設置されているか	入力津波高さ 以深に設置されているか		地上(海中含む)に設置されているか	評価 (衝突荷重の考慮)	
津波防護施設	防波壁(波返重力擁壁)	—	日本海東縁	以深	地上 (天端標高EL 15.0m)	考慮する	
			海域活断層	以深		考慮する	
	防波壁 (多重鋼管杭式擁壁)	—	日本海東縁	以深	地上 (天端標高EL 15.0m)	考慮する	
			海域活断層	以深		考慮する	
	防波壁(逆T擁壁)	—	日本海東縁	以深	地上 (天端標高EL 15.0m)	考慮する	
			海域活断層	以上		考慮しない	
防波壁通路防波扉	—	日本海東縁	以深	地上 (天端標高EL 15.0m)	考慮しない*		
		海域活断層	以上		考慮しない		
1号機取水槽流路縮小工	敷地側				考慮しない		
浸水防止設備	屋外排水路逆止弁		日本海東縁	以深	地中	考慮しない	
			海域活断層	以深		考慮しない	
			敷地側			考慮しない	
	取水槽	防水壁	敷地側			考慮しない	
		水密扉	敷地側			考慮しない	
		床ドレン逆止弁	敷地側			考慮しない	
		貫通部止水処置	敷地側			考慮しない	
		隔離弁,ポンプ及び配管	敷地側			考慮しない	
	タービン建物他	防水壁	敷地側			考慮しない	
		水密扉	敷地側			考慮しない	
		床ドレン逆止弁	敷地側			考慮しない	
		貫通部止水処置	敷地側			考慮しない	
		隔離弁,配管	敷地側			考慮しない	
	放水槽	貫通部止水処置	敷地側			考慮しない	
	津波監視設備	津波監視カメラ		敷地側			考慮しない
		取水槽水位計		敷地側			考慮しない

注記* : 防波壁通路防波扉においては、漂流物の衝突を防止するため、防波壁通路防波扉の前面に漂流物対策工を設置することから、漂流物による衝突荷重を考慮しない。

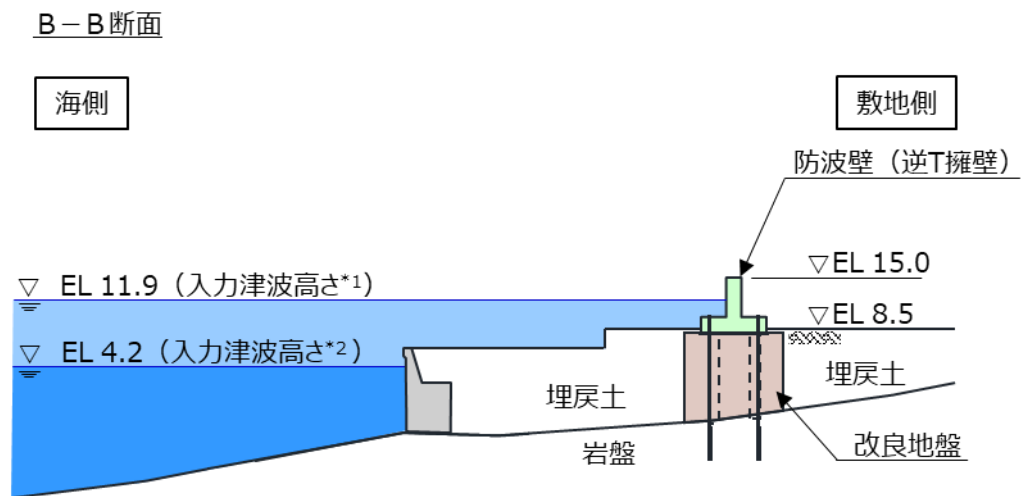
KEY-PLAN



【防波壁（波返重力擁壁）】



【防波壁（逆T擁壁）】

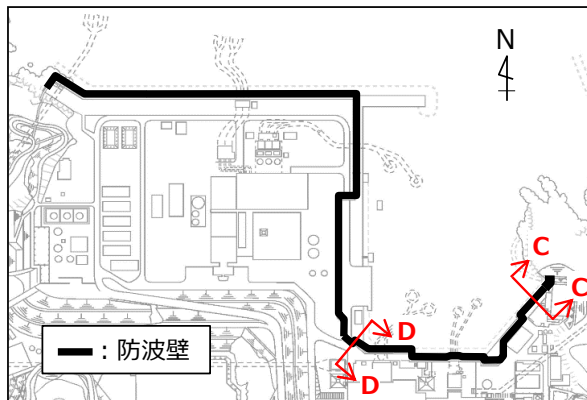


注記 * 1 : 日本海東縁部に想定される地震による津波
 * 2 : 海域活断層から想定される地震による津波

■ : 施設

図 4.5.1-3(1) 漂流物による衝突荷重を考慮する施設・設備の設置概念図

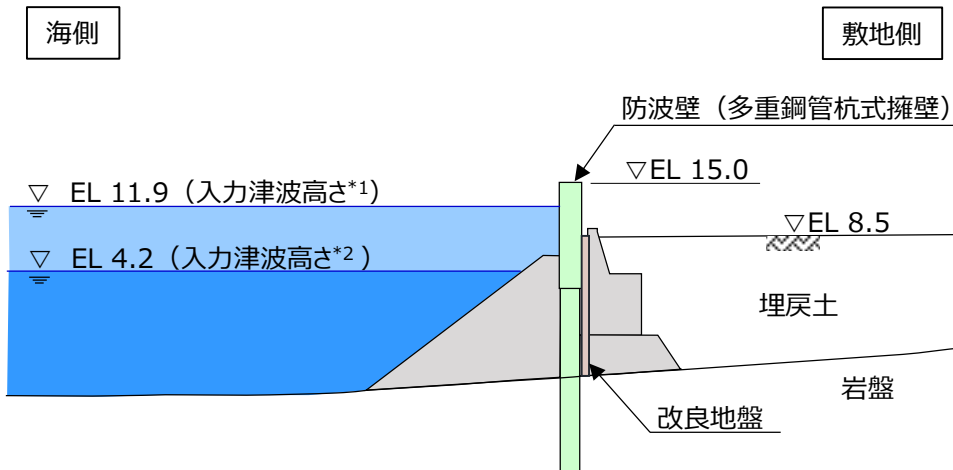
KEY-PLAN



【防波壁（多重鋼管杭式擁壁）】

C-C断面

(単位：m)

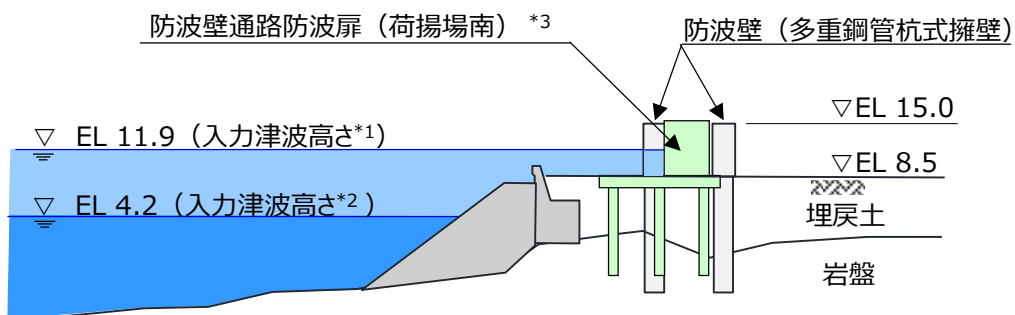


【防波壁通路防波扉（荷揚場南）】

D-D断面

海側

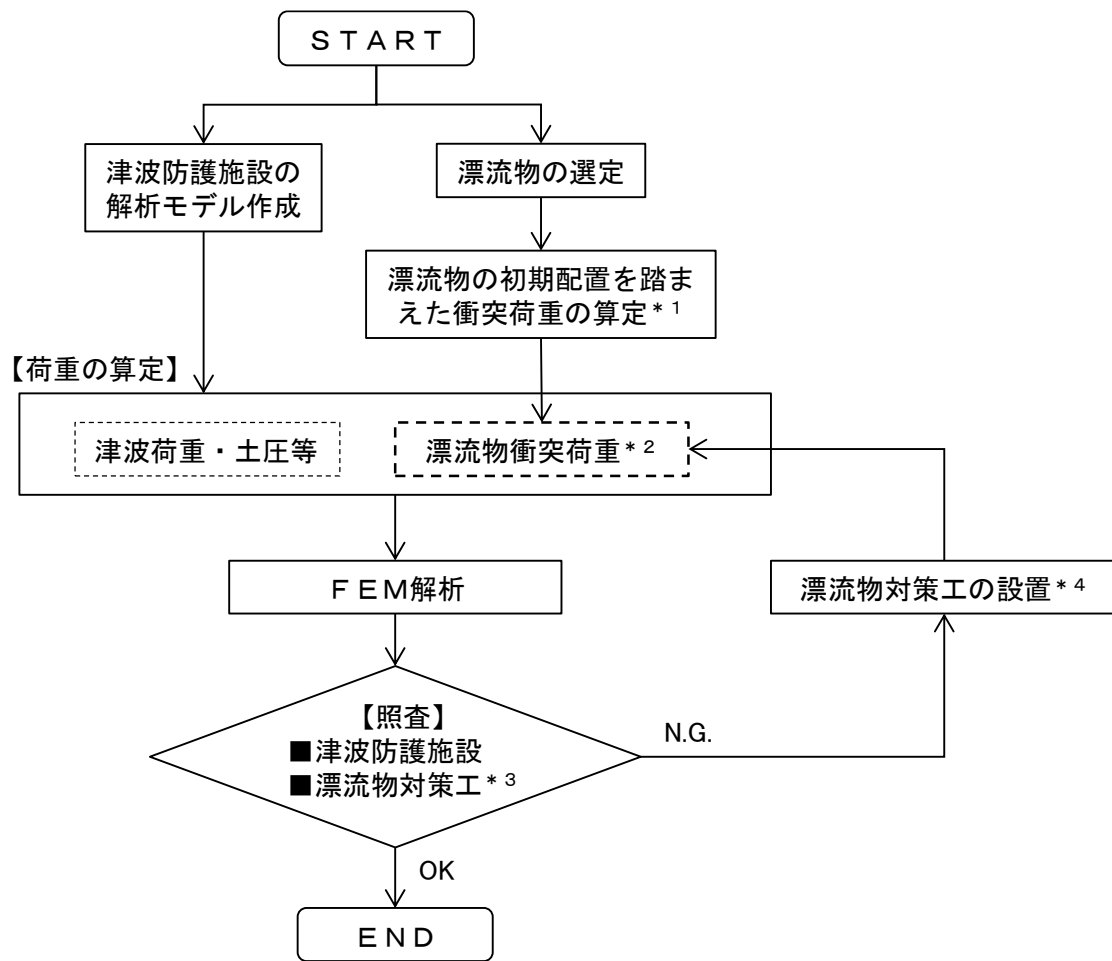
敷地側



- 注記 * 1 : 日本海東縁部に想定される地震による津波
- * 2 : 海域活断層から想定される地震による津波
- * 3 : 防波壁通路防波扉においては、漂流物の衝突を防止するため、防波壁通路防波扉の前面に漂流物対策工を設置することから、漂流物による衝突荷重を考慮しない。

■ : 施設及び設備

図 4.5.1-3(2) 漂流物による衝突荷重を考慮する施設・設備の設置概念図



- 注記* 1 : 漂流物衝突荷重の算定方法の選定は図4.5.4-1を参照
 * 2 : 漂流物対策工を設置する場合、漂流物対策工による荷重分散を考慮
 * 3 : 漂流物対策工を設置する場合、漂流物対策工の照査を実施
 * 4 : 漂流物対策工の仕様設定及びモデル作成

図 4.5.1-4 津波防護施設における津波時の検討フロー

4.5.2 津波に関するサイト特性

(1) 発電所周辺地形の把握

島根原子力発電所は、島根半島の中央部で日本海に面した位置に立地している。島根原子力発電所の周辺は、東西及び南側を標高 150m 程度の高さの山に囲まれており、発電所東西の海沿いには漁港がある。島根原子力発電所の周辺地形について、図 4.5.2-1 に示す。



図 4.5.2-1 発電所周辺の地形

(2) 敷地及び敷地周辺に来襲する津波の特性（流速及び水位）の把握

敷地及び敷地周辺に来襲する津波の特性については、「4.1 設計に用いる遡上波の流速」及び「4.2.1.1 b. 敷地及び敷地周辺に来襲する津波の特性の把握」に示すとおりである。

これらの特性のうち漂流物による衝突荷重の算定及び作用位置の設定に用いる内容を以下に示す。

a. 漂流物による衝突荷重の算定に用いる流速

(a) 日本海東縁部に想定される地震による津波の最大流速

日本海東縁部に想定される地震による津波における最大流速は、基準津波 1（防波堤有り）により 9.3m/s が抽出されたことから、安全側に 10.0m/s を衝突荷重の算定に用いる漂流物の衝突速度として設定する。9.3m/s を抽出した基準津波 1（防波堤有り）の全方向最大流速分布及び評価地点を図 4.5.2-2 に示す。

(b) 海域活断層から想定される地震による津波の最大流速

海域活断層から想定される地震による津波における最大流速は、基準津波 4（防波堤無し）により 5.8m/s が抽出されたことから、安全側に 6.0m/s を衝突荷重の算定に用いる漂流速度として設定する。5.8m/s を抽出した基準津波 4（防波堤無し）の全方向最大流速分布及び評価地点を図 4.5.2-3 に示す。

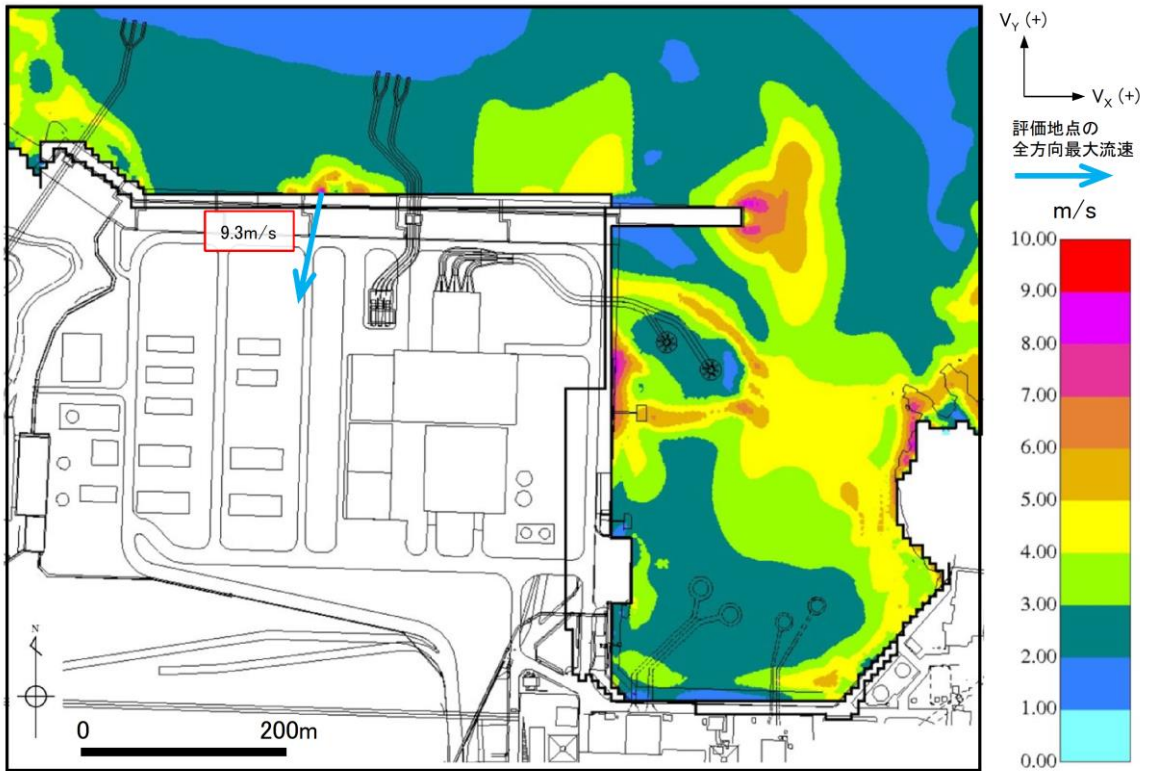


図 4.5.2-2 基準津波 1 (防波堤有り, 沈下無し) 全方向最大流速分布 (全時刻)

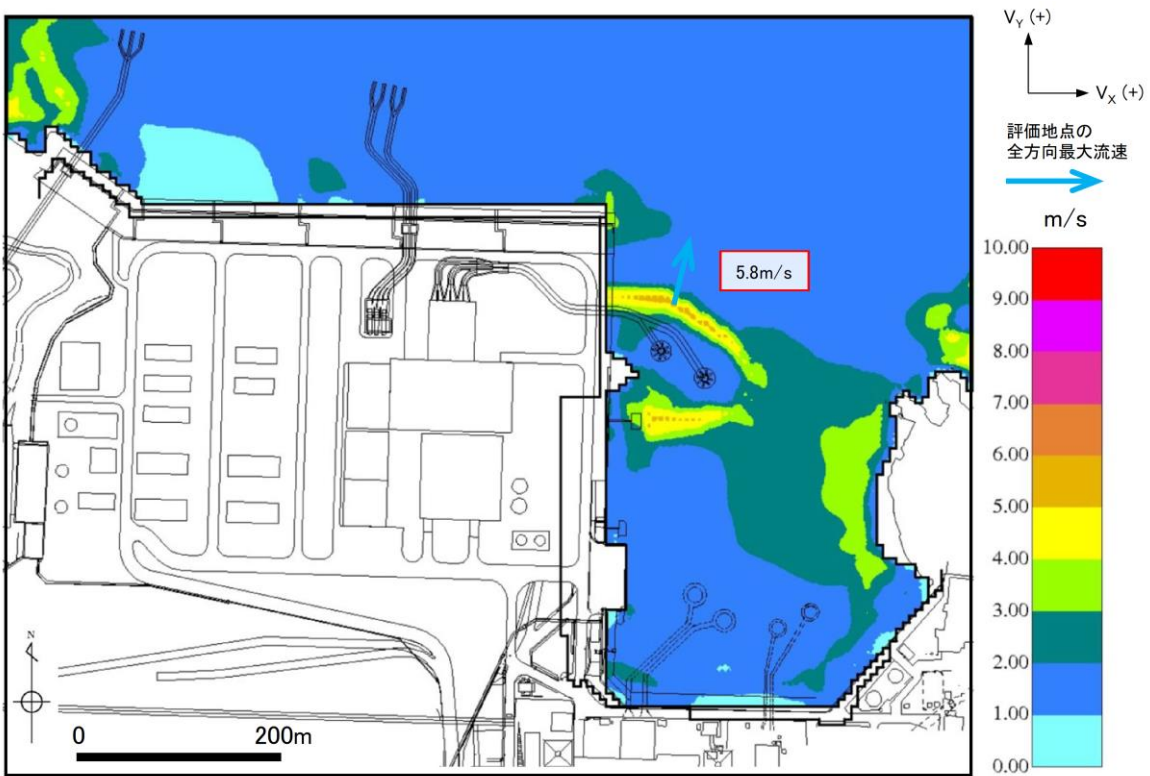


図 4.5.2-3 基準津波 4 (防波堤無し, 沈下無し) 全方向最大流速分布 (全時刻)

(c) 荷揚場周辺に遡上した津波による流速の扱い

「(a) 日本海東縁部に想定される地震による津波の最大流速」及び「(b) 海域活断層から想定される地震による津波の最大流速」は、地震による地盤沈下を考慮しない条件において発電所近傍の海域で最大流速を抽出したものである。一方、荷揚場周辺の浸水範囲を安全側に評価するため、地震による地盤沈下として防波壁前面を1m沈下させた条件では、10m/sを超える流速(11.9m/s)が抽出されたことから、その発生要因及び特性について分析を行った。

防波壁前面の沈下範囲を図4.5.2-4に、沈下範囲における最大浸水深分布を図4.5.2-5に、沈下範囲における最大流速分布を図4.5.2-6に、最大流速発生時の水位変動、流向ベクトル及び浸水深を図4.5.2-7及び図4.5.2-8に示す。最大流速が抽出された箇所は、荷揚場の隅角部から津波が遡上する地点であり、波が隅角部に集中して水位が上昇した後、荷揚場へ押し波として遡上したことにより、西方向に卓越した大きな流速(11.9m/s)が局所的に生じたものとする。

この押し波による最大浸水深は1.7mであり、その水位はEL 6.7mであることから、地震による地盤沈下を考慮した敷地高さ(EL 7.5m)に到達しない(図4.5.2-9)ことを確認している。

以上の分析結果より、荷揚場周辺における最大流速(11.9m/s)が抽出された押し波は、敷地高さ(EL 7.5m)に到達しないことを確認したことから、衝突荷重を考慮する施設・設備への漂流速度として適用しないが、荷揚場周辺における施設・設備等が滑動する可能性を検討するうえで用いる流速として適用する。

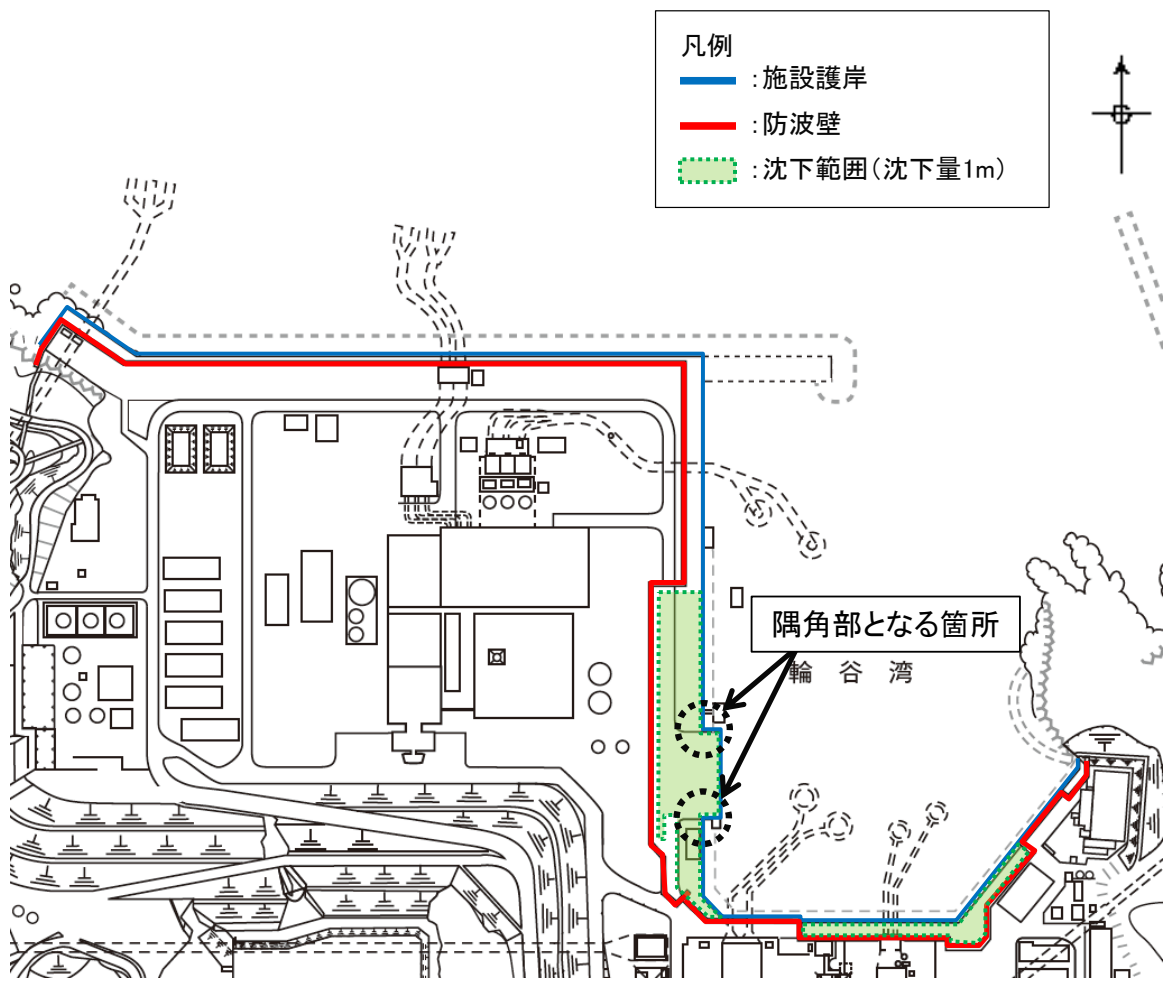


図 4.5.2-4 防波壁前面の沈下範囲

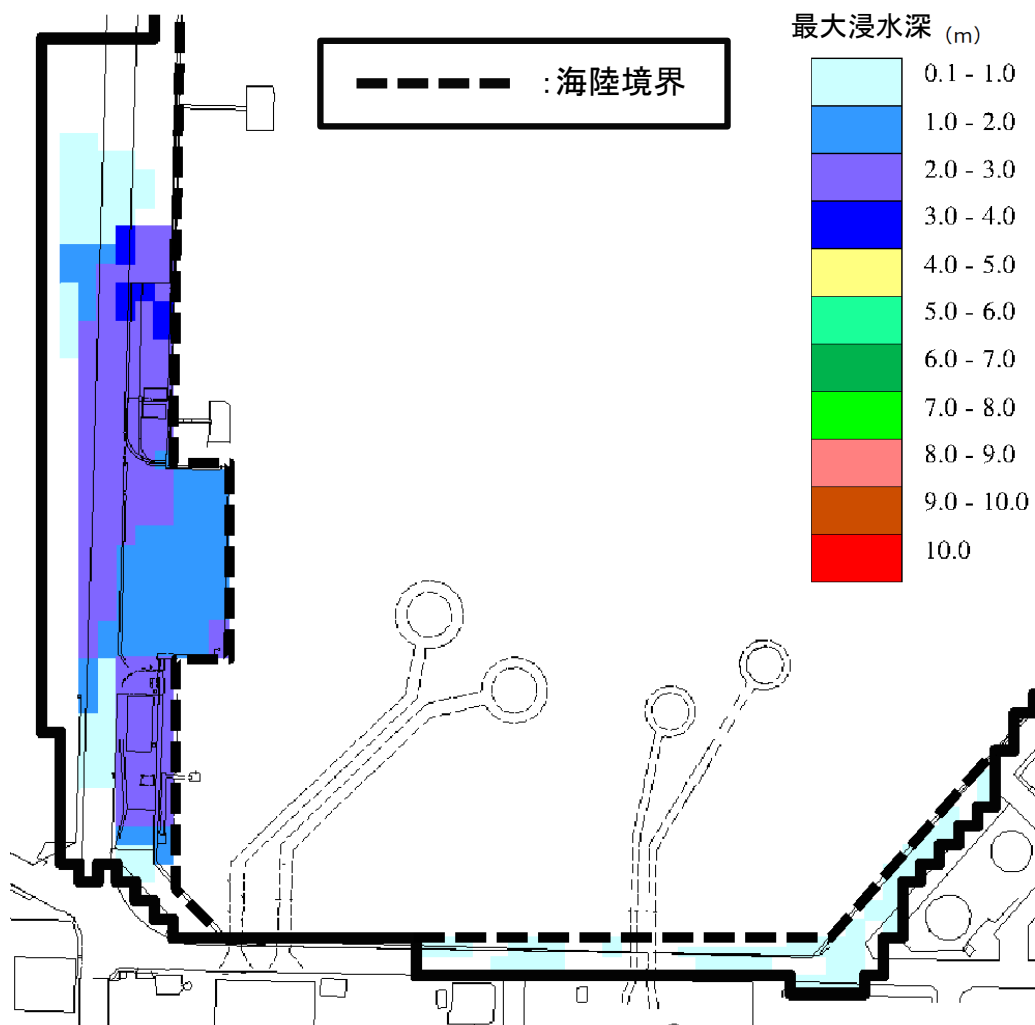


図 4.5.2-5 基準津波 1 (防波堤無し, 沈下 1m) による沈下範囲の最大浸水深分布

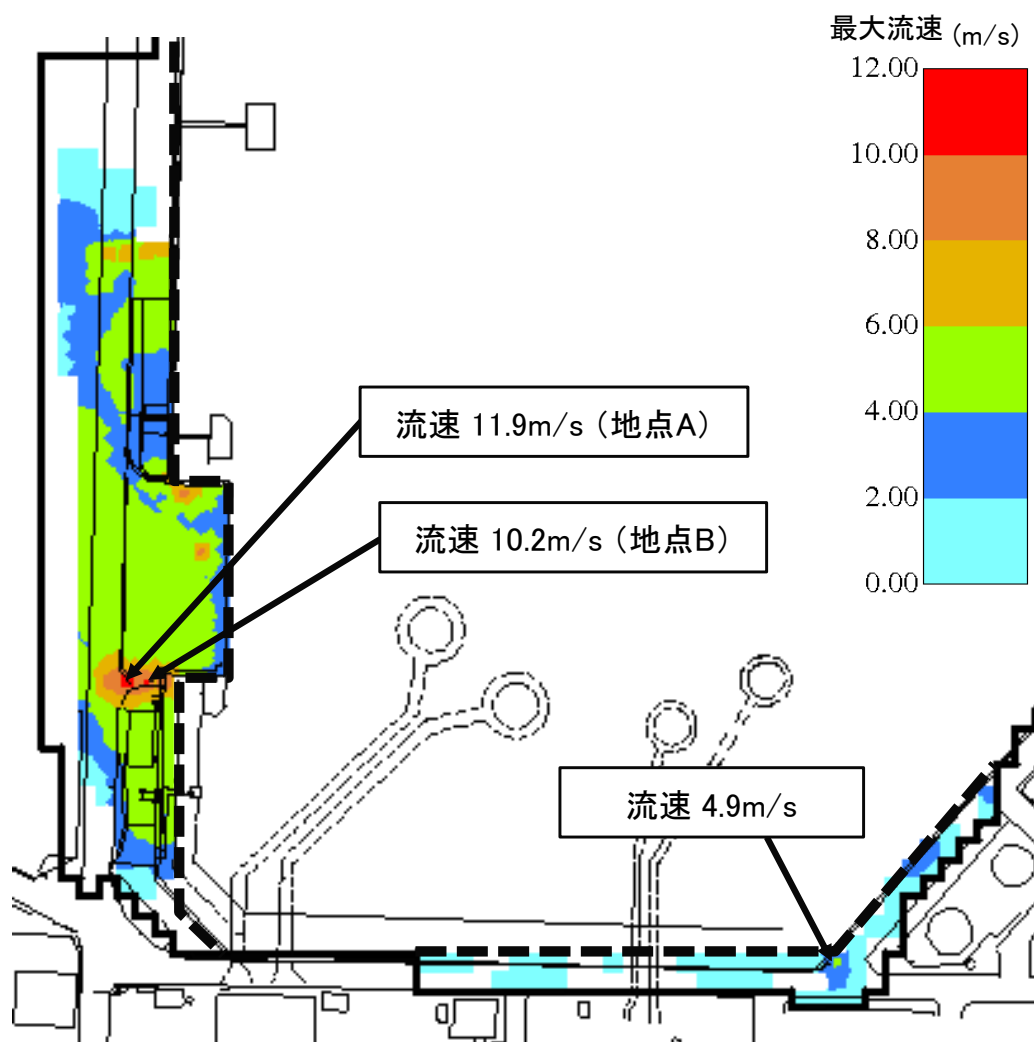


図 4.5.2-6 基準津波 1 (防波堤無し, 沈下 1m) による沈下範囲の最大流速分布

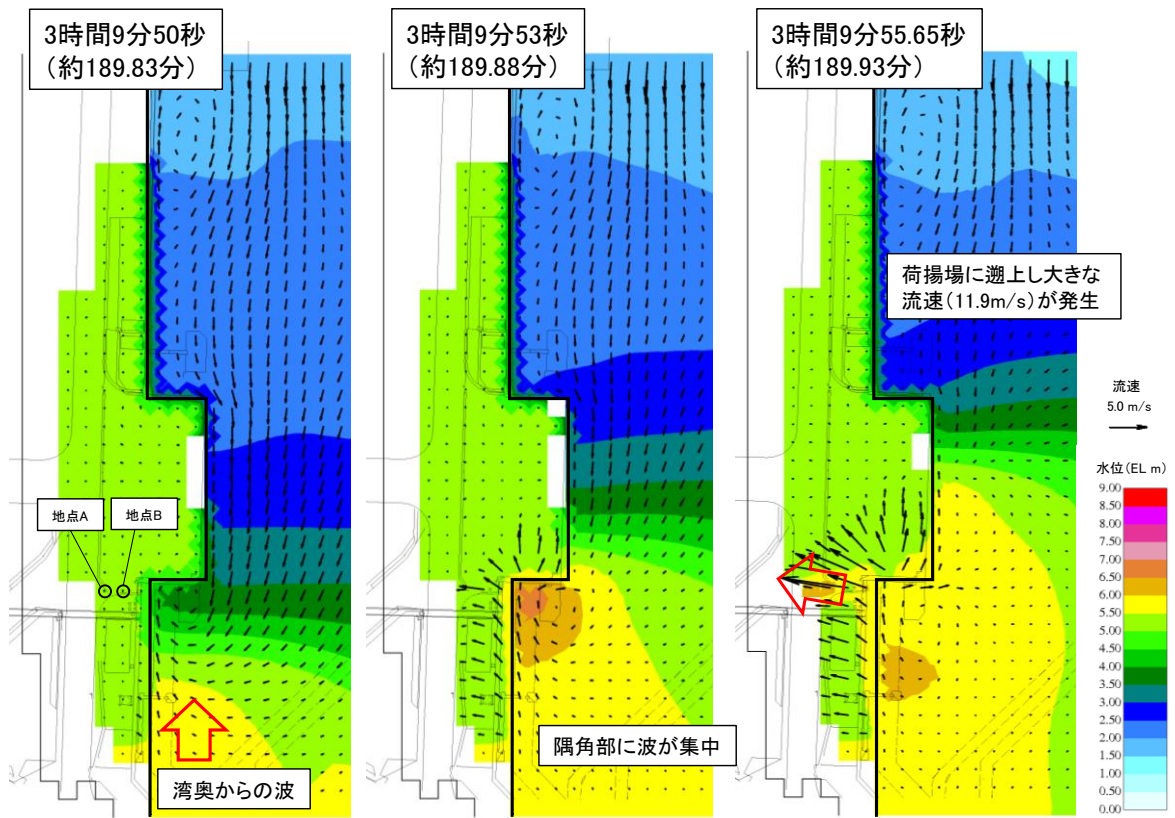


図 4.5.2-7 基準津波 1 (防波堤無し, 沈下 1m) による荷揚場周辺の
水位変動及び流向ベクトル

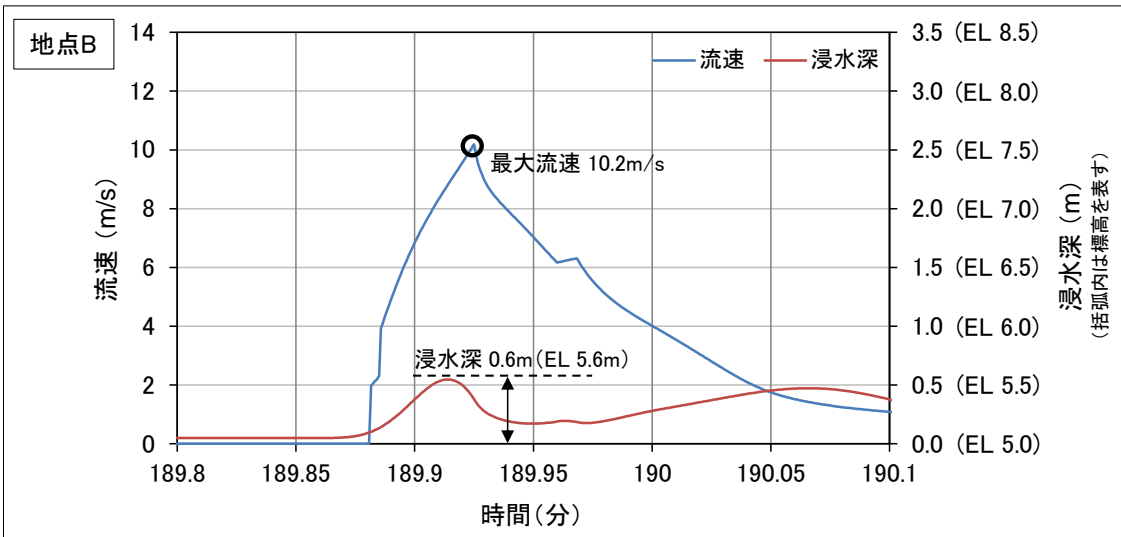
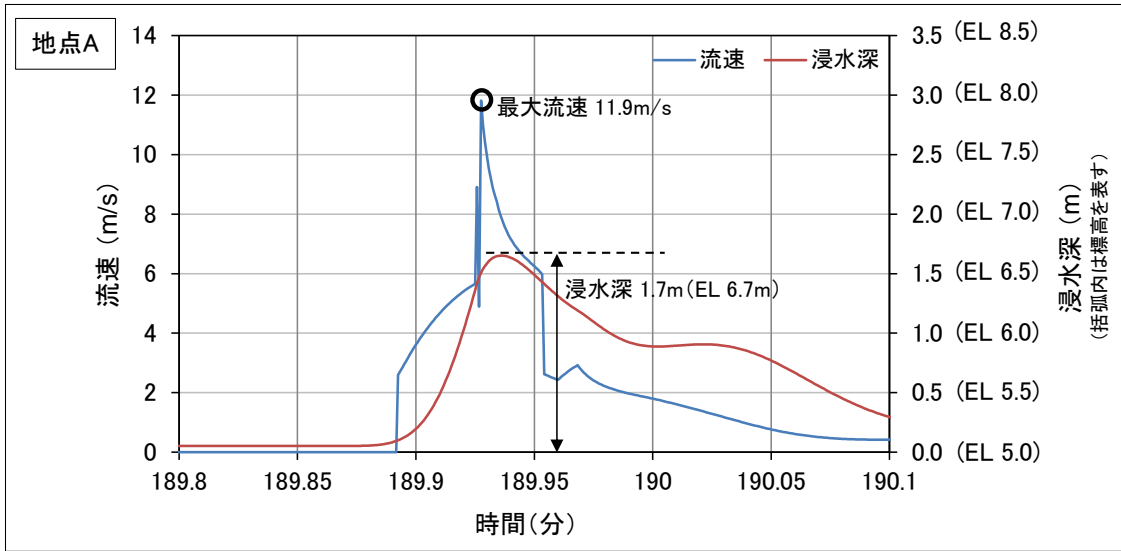
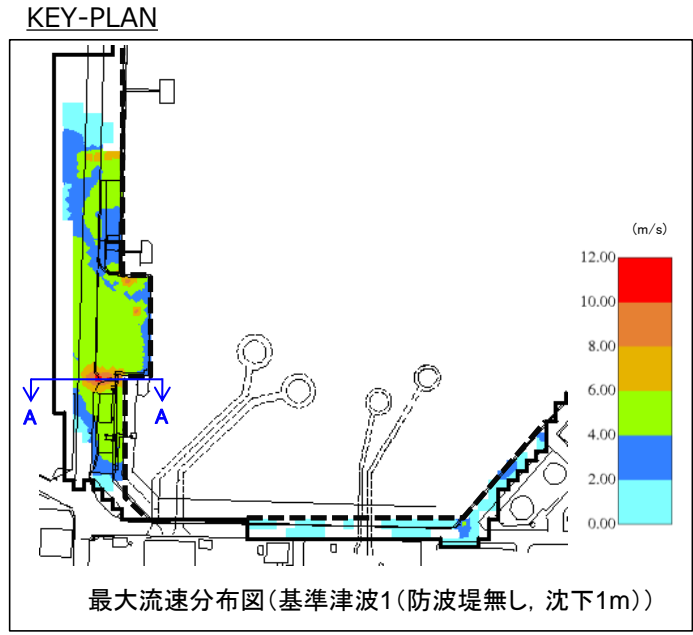
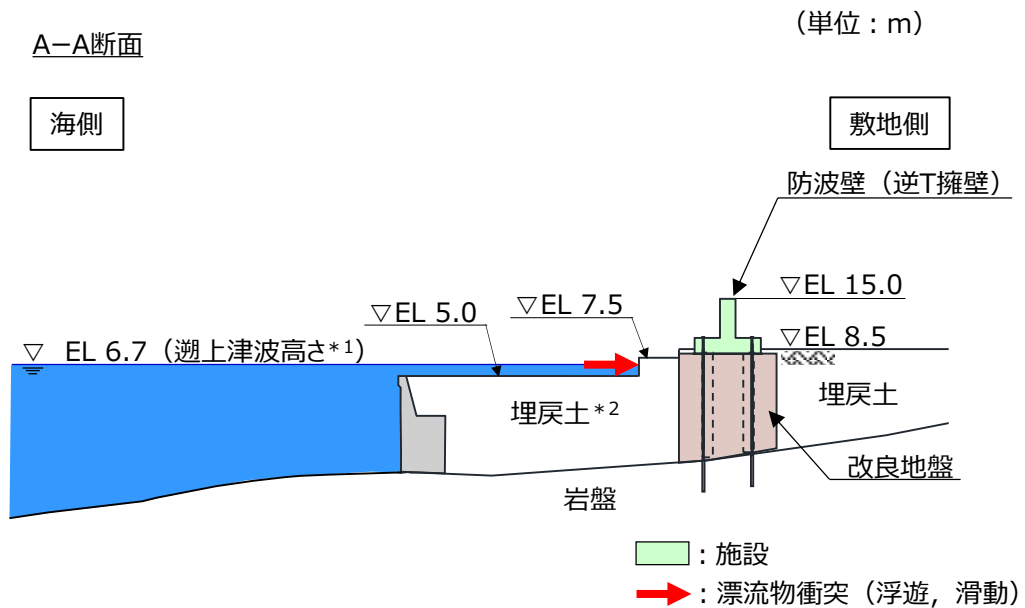


図 4.5.2-8 基準津波 1 (防波堤無し, 沈下 1m) による地点 A 及び
地点 B における流速及び浸水深の時刻歴波形



【防波壁（逆T擁壁）】



注記*1：荷揚場周辺の最大流速発生時における津波高さ
 *2：地震による地盤沈下（1m）を考慮した高さ

図 4.5.2-9 直近陸域（荷揚場周辺）の地盤沈下を考慮した敷地形状と津波高さの概念図

b. 漂流物による衝突荷重の作用位置の設定に用いる水位

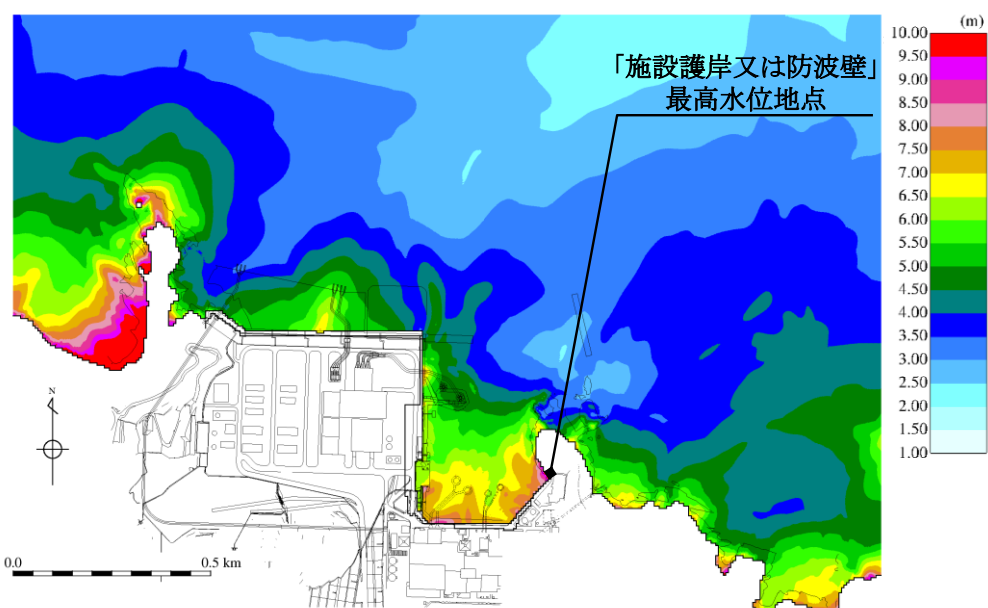
以下に示す最高水位に高潮ハザードを考慮した参照する裕度（0.64m）を加えた津波高さを考慮する。

(a) 日本海東縁部に想定される地震による津波の水位

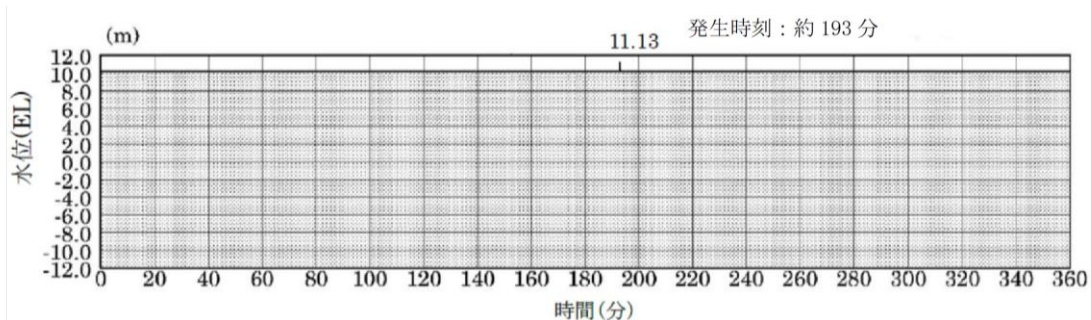
水位上昇側の最高水位は、基準津波 1（防波堤無し）の EL 11.9m（発生時刻：約 193 分，潮位 0.58m 及び潮位のばらつき+0.14m を考慮）であり，高潮ハザードを考慮した参照する裕度を加えた EL 12.6m とする。遡上域における基準津波 1（防波堤無し）の時刻歴波形を図 4.5.2-10 に示す。

(b) 海域活断層から想定される地震による津波の水位

水位上昇側の最高水位は、海域活断層上昇側最大ケース（防波堤有り）の EL 4.2m（発生時刻：約 6 分 30 秒，潮位 0.58m 及び潮位のばらつき+0.14m を考慮）であり，高潮ハザードを考慮した参照する裕度を加えた EL 4.9m とする。遡上域における海域活断層上昇側最大ケース（防波堤有り）の時刻歴波形を図 4.5.2-11 に示す。なお，荷揚場（EL 6.0m）については，地震による地盤沈下（1m）を考慮しても，海域活断層から想定される地震による津波は遡上しない。



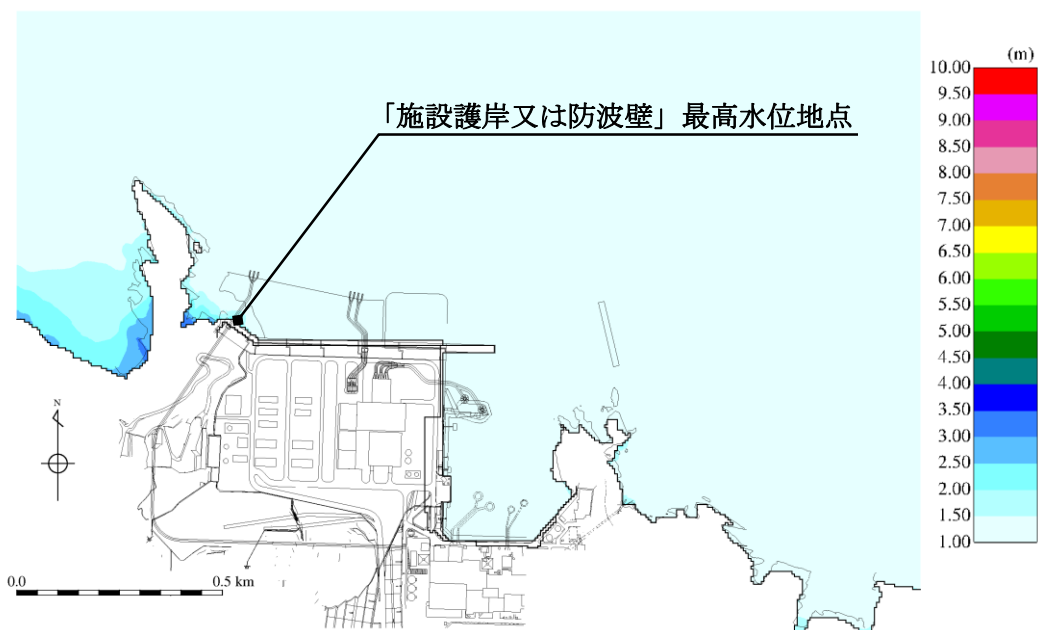
最大水位上昇量分布図
(基準津波1, 防波堤無し)



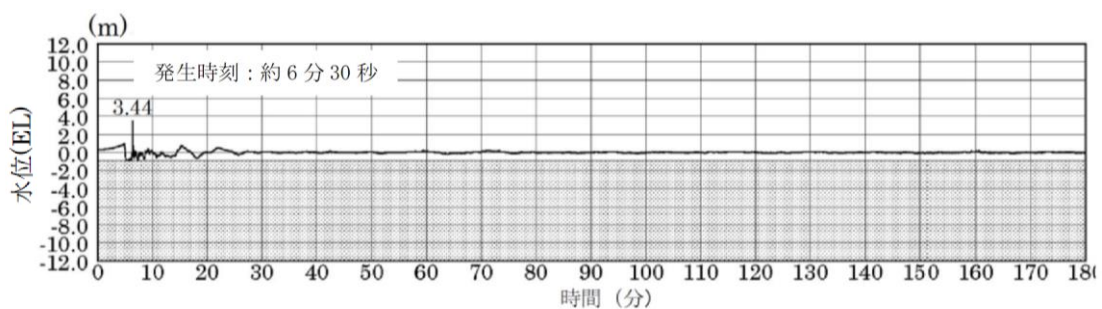
最大水位上昇量 11.13m + 朔望平均満潮位 0.58m + 潮位のばらつき 0.14m \div EL 11.9m
施設護岸又は防波壁 (基準津波1, 防波堤無し)

注：灰色の網掛けは最高水位地点の標高以下の範囲を示す。

図 4.5.2-10 遡上域における時刻歴波形 (基準津波1, 防波堤無し)



最大水位上昇量分布図
(海域活断層上昇側最大ケース，防波堤有り)



最大水位上昇量 3.44m + 朔望平均満潮位 0.58m + 潮位のばらつき 0.14m = EL 4.2m
施設護岸又は防波壁 (海域活断層上昇側最大ケース，防波堤有り)

注：灰色の網掛けは最高水位地点の標高以下の範囲を示す。

図 4.5.2-11 遡上域における時刻歴波形 (海域活断層上昇側最大ケース，防波堤有り)

4.5.3 衝突荷重として考慮する漂流物の選定

「4.2 漂流物による影響確認」における、漂流（浮遊）して施設護岸又は輪谷湾に到達する可能性があるとして評価した漂流物及び発電所構内陸域（荷揚場周辺）で滑動する漂流物の配置場所を表 4.5.3-1 に整理した上で、衝突荷重として考慮する漂流物を選定した。

表 4.5.3-1 施設護岸又は輪谷湾に到達する可能性があるとして評価した漂流物及び発電所構内陸域（荷揚場周辺）で滑動する漂流物

調査対象	漂流物	重量等	考慮する津波*1	到達形態	
発電所 構内	海	作業船	総トン数：約 10 トン	海域	浮遊
	域	漁船	総トン数：約 0.7 トン	東縁，海域	浮遊
	陸	荷揚場詰所 （壁材（ALC版））	— （がれき化して漂流）	東縁	浮遊
		デリッククレーン試験用 ウエイト	約 22t	東縁	滑動
		変圧器・ポンプ制御盤	約 0.1t	東縁	滑動
		防舷材	約 1t	東縁	浮遊
		エアコン室外機	約 0.2t	東縁	滑動
枕木	約 12kg	東縁	浮遊		
発電所 構外	海	漁船（500m 以内（操業））	総トン数：3 トン未満	東縁，海域	浮遊
	域	漁船（500m 以遠（操業））*2	総トン数：約 19 トン*3	東縁，海域	浮遊

注記*1：「東縁」は日本海東縁部に想定される地震による津波，「海域」は海域活断層から想定される地震による津波を表す。

*2：4.2 の漂流物評価において施設護岸又は輪谷湾に到達しないと評価しているが，発電所周辺漁港の漁船であることから抽出。

*3：施設護岸から 500m 付近で操業するイカ釣り漁船（総トン数：10 トン）を含む。

(1) 漂流物を考慮する範囲

漂流物による衝突荷重の設定においては、漂流物の配置場所が重要な要因となるため、表 4.5.3-1 に示す漂流物について、配置場所の区分を行った。

日本海東縁部に想定される地震による津波（基準津波 1）の流向・流速の分析の結果、3 号北側防波壁から約 50m 以内の水深が約 20m の浅い位置で 5m/s 以上の速い流速が確認されたことから、安全側に施設護岸から 500m 以内にある漂流物は津波の第一波により漂流し、施設護岸又は輪谷湾に到達する可能性があると考え、施設護岸から約 500m 以内の海域を「直近海域」として区分する。また、発電所構内陸域（荷揚場周辺）で浮遊する漂流物の配置場所については、施設護岸に到達することから、「直近海域」とする。

施設護岸から 500m 以遠については、日本海東縁部に想定される地震による津波（基準津波 1）の流向・流速の分析の結果、ほとんどの海域において流速は速くて 2m/s 程度であることから、この範囲にある漂流物は津波の第一波により漂流し、施設護岸又は輪谷湾に到達する可能性は低いと考え、この範囲を「前面海域」として区分する。

発電所構内陸域（荷揚場周辺）の滑動する漂流物については、滑動して荷揚場周辺の津波防護施設に到達する可能性があるため、発電所構内陸域（荷揚場周辺）を「直近陸域」として区分する。

配置場所の区分を図 4.5.3-1 に示す。また、表 4.5.3-1 の漂流物の配置場所の区分を整理した結果を表 4.5.3-2 に示す。

なお、発電所周辺における津波来襲時の流況について考察すると、日本海東縁部に想定される地震による津波（基準津波 1）は最大水位・流速を示す時間帯が地震発生後約 180 分～200 分であり、海域活断層から想定される地震による津波（基準津波 4）は、最大水位・流速を示す時間帯が地震発生後約 5 分～7 分である。最大流速は、いずれも施設護岸から 500m 以内の海域で生じていることから、直近海域からの漂流物の影響が大きくなることが考えられる。

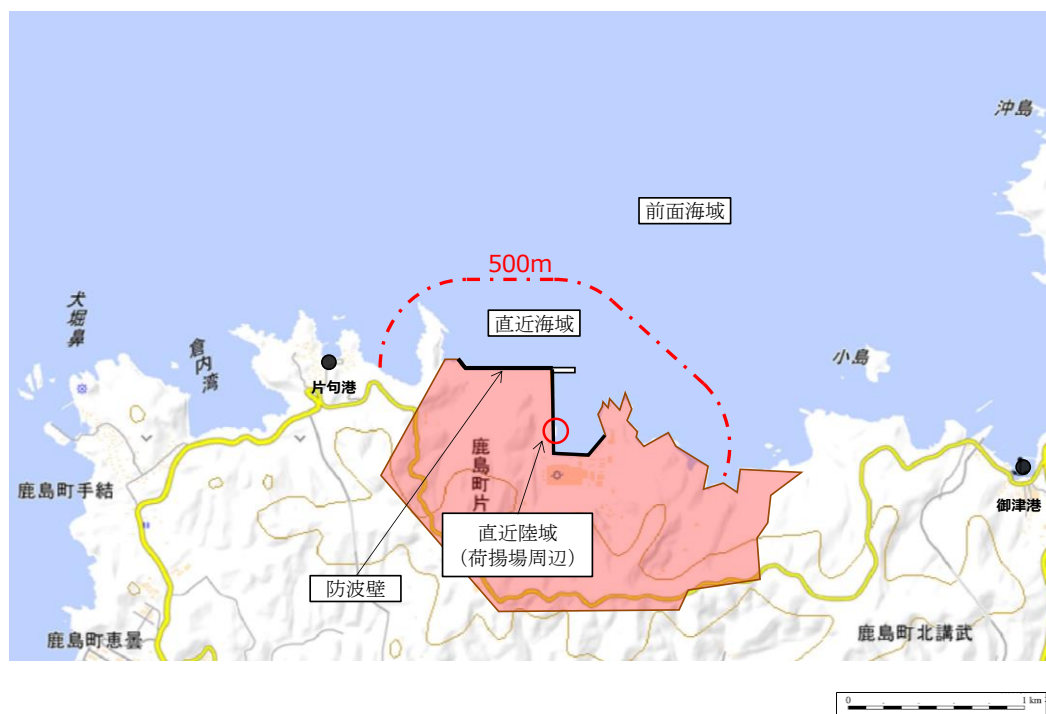


図 4.5.3-1 漂流物を考慮する範囲の区分

表 4.5.3-2 漂流物の配置場所の区分及び到達の有無

調査対象		到達する漂流物	重量等	考慮する津波	到達形態	配置場所	到達の有無
発電所 構内	海域	作業船	総トン数：約 10 トン	海域	浮遊	直近海域	○
		漁船	総トン数：約 0.7 トン	東縁 海域	浮遊	直近海域	○
	陸域	荷揚場詰所 (壁材 (ALC 版))	— (がれき化して漂流)	東縁	浮遊	直近海域	○
		デリッククレーン 試験用ウエイト	約 22t	東縁	滑動	直近陸域	×
		変圧器・ポンプ 制御盤	約 0.1t	東縁	滑動	直近陸域	×
		防舷材	約 1t	東縁	浮遊	直近海域	○
		エアコン室外機	約 0.2t	東縁	滑動	直近陸域	×
枕木	約 12kg	東縁	浮遊	直近海域	○		
発電所 構外	海域	漁船 (500m 以内 (操業))	総トン数：約 3 トン未満	東縁 海域	浮遊	直近海域	○
		漁船 (500m 以遠 (操業))	総トン数：約 19 トン	東縁 海域	浮遊	前面海域	○

(2) 敷地形状を踏まえた衝突荷重として考慮する漂流物の選定

漂流物の配置場所の区分及び敷地形状を踏まえ、衝突荷重として津波防護施設に考慮する漂流物の選定を行う。衝突荷重として津波防護施設に考慮する漂流物は、考慮する津波及び配置場所の区分毎に重量又は質量（以下「重量等」という。）、材質及び既往の衝突荷重算定式を用いた衝突荷重を踏まえて選定する。

a. 日本海東縁部に想定される地震による津波に伴う漂流物

表 4.5.3-2 より、津波防護施設に到達する漂流物のうち、初期配置が直近海域となる漂流物は、漁船（総トン数 0.7 トン、3 トン）、壁材（ALC 版）、防舷材（約 1 t）及び枕木（約 12kg）に加え、漁船の作業区域及び航行の不確かさ（添付資料 1 参照）を考慮して、漁船（総トン数 19 トン）を対象とする。

津波防護施設に到達する漂流物のうち、初期配置が前面海域となる漂流物は、漁船（総トン数 19 トン）を対象とする。

対象とした漂流物について、その初期配置、重量等及び材質を踏まえ、既往の算定式による衝突荷重を比較した結果、漂流物による衝突荷重が最大となる漁船（総トン数 19 トン）を津波防護施設の評価において考慮する漂流物として選定する（添付資料 2 参照）。

なお、直近陸域において地盤沈下を考慮した場合に局所的に大きな流速（11.9m/s）が抽出されているが、図 4.5.2-9 に示すとおり、津波高さ（EL 6.7m）が敷地高さ（EL 7.5m）に到達しないことから、図 4.5.3-2 に示すデリッククレーン試験用ウエイト等の滑動する漂流物は衝突荷重を考慮する施設・設備に衝突しない。

b. 海域活断層に想定される地震による津波に伴う漂流物

表 4.5.3-2 より、津波防護施設に到達する漂流物のうち、初期配置が直近海域となる漂流物は、作業船（総トン数 10 トン）又は漁船（総トン数 0.7 トン及び 3 トン）に加え、漁船の作業区域及び航行の不確かさ（添付資料 1 参照）を考慮して、総トン数 19 トンの漁船を対象とする。

津波防護施設に到達する漂流物のうち、初期配置が前面海域となる漂流物は、漁船（総トン数 19 トン）を対象とする。

対象とした漂流物について、その初期配置、重量等及び材質を踏まえ、既往の算定式による衝突荷重を比較した結果、漂流物による衝突荷重が最大となる漁船（総トン数 19 トン）を津波防護施設の評価において考慮する漂流物として選定する（添付資料 2 参照）。

なお、直近陸域における漂流物については、4.5.2 b. (b) に示すとおり、津波が配置場所へ遡上しないため選定しない。

海域活断層から想定される地震による津波による津波高さと防波壁（逆 T 擁壁）及び防波壁通路防波扉の位置関係を図 4.5.3-3 に示す。図に示す

とおり、防波壁（逆T擁壁）及び防波壁通路防波扉は、地中又はEL 8.5m以上の地上に設置されていることから、海域活断層から想定される地震による津波は到達しない。

以上より、衝突荷重として考慮する漂流物は、直近海域及び前面海域における総トン数19トンの漁船（57t）を選定する。衝突荷重として考慮する漂流物及び施設・設備を表4.5.3-3に示す。

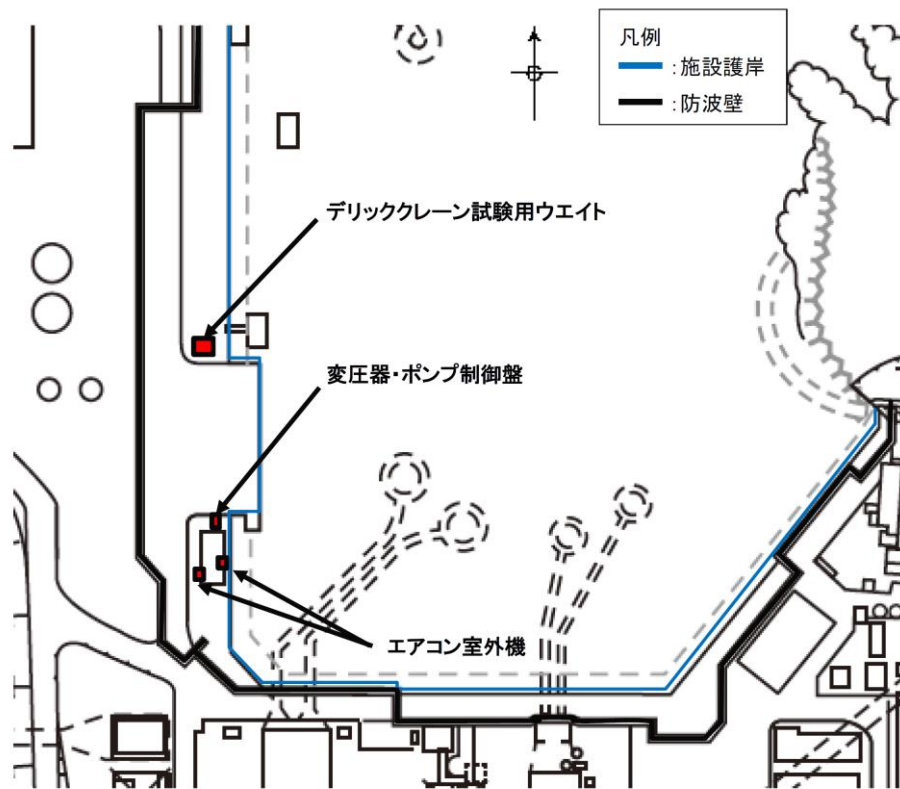
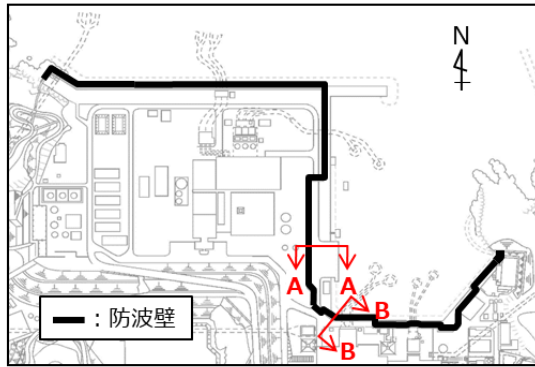


図 4.5.3-2 直近陸域における漂流物（滑動）の配置

KEY-PLAN



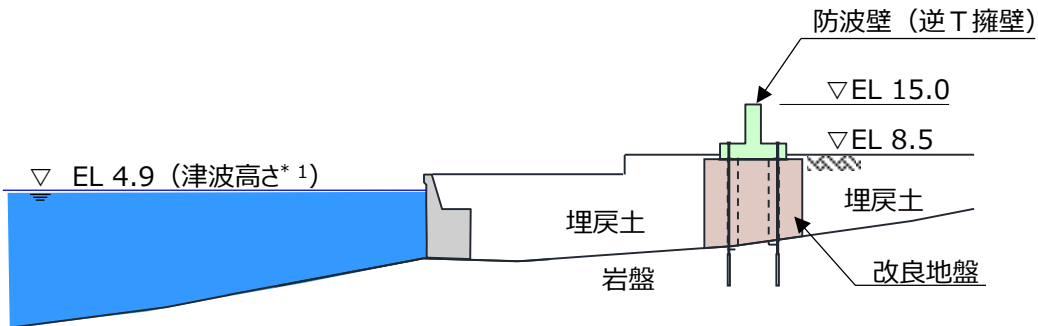
【防波壁（逆T擁壁）】

A-A断面

(単位：m)

海側

敷地側

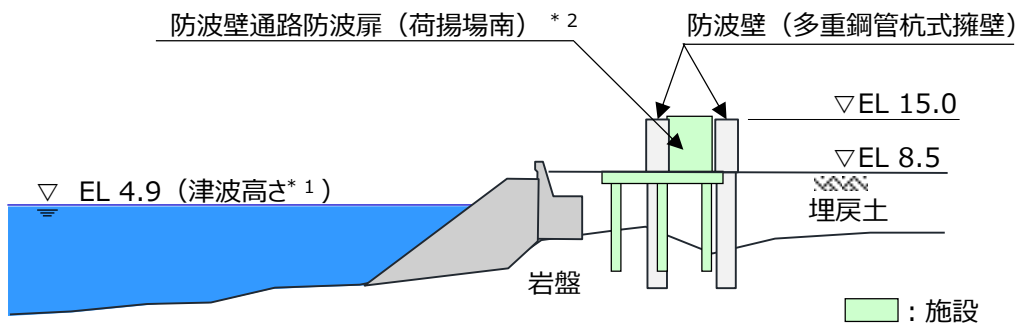


【防波壁通路防波扉（荷揚場南）】

B-B断面

海側

敷地側



注記 * 1 : 海域活断層から想定される地震による津波に高潮ハザードを考慮した参照する裕度を加えた津波高さ

* 2 : 防波壁通路防波扉においては、漂流物の衝突を防止するため、防波壁通路防波扉の前面に漂流物対策工を設置することから、漂流物による衝突荷重を考慮しない。

図 4.5.3-3 防波壁（逆T擁壁）及び防波壁通路防波扉と
海域活断層から想定される津波による津波高さの概念図

表 4.5.3-3 衝突荷重として考慮する漂流物及び施設・設備

衝突する可能性のある漂流物	衝突荷重として考慮する漂流物				衝突荷重を考慮する施設・設備					
	重量 (t)	材質	到達 形態	対象津波 【津波高さ】	漂流 速度 (m/s)	初期 配置	防波壁			
							波返重力擁壁	逆T擁壁	多重鋼管杭式擁壁	防波壁通路防波扉
漁船 (総トン数19トン)	57.0	FRP	浮遊	日本海東縁 【EL 12.6m】*1	10.0	直近 海域	○	○	○	—*3
						前面 海域	○	○	○	—*3
	57.0	FRP	浮遊	海域活断層 【EL 4.9m】*2	6.0	直近 海域	○	—*4	○	—*4
						前面 海域	○	—*4	○	—*4

注記*1:基準津波Iの入力津波高さEL 11.9mに高潮ハザードを考慮した参照する裕度を加えた津波高さ。

*2:海域活断層上昇側最大ケースの入力津波高さEL 4.2mに高潮ハザードを考慮した参照する裕度を加えた津波高さ。

*3:防波壁通路防波扉においては、漂流物の衝突を防止するため、防波壁通路防波扉の前面に漂流物対策工を設置することから、漂流物による衝突荷重を考慮しない。

*4:防波壁(逆T擁壁)及び防波壁通路防波扉は地中又はEL 8.5m以上の地上に設置されていることから、津波高さがEL 4.9mである海域活断層から想定される地震による津波は到達しないため、漂流物は衝突しない。

4.5.4 浮遊状態の漂流物による衝突荷重の算定方法

浮遊状態の漂流物による衝突荷重の算定方法としては、運動量理論に基づく推定式や実験に基づく推定式等を用いた既往の衝突荷重算定式による算定又は陽解法により解析対象物の大変形挙動を時刻歴で材料非線形性を考慮した「非線形構造解析（以下「衝突解析」という。）」による算定が考えられる。

(1) 既往の衝突荷重算定式の整理

既往の衝突荷重算定式では、対象漂流物の種類、仕様、初期配置等により適用性が異なる。既往の荷重算定式の整理一覧を表 4.5.4-1 に示す。

表 4.5.4-1 漂流物による既往の荷重算定式の整理一覧

No	出典	種類	概要	算定式の根拠 (実験条件)
①	松重 (1999)	流木	円柱形状の流木が縦向きに衝突する場合の衝突荷重を提案している。 $F_m = 1.6CMA\sqrt{V_{A0}/(gD)}^{0.5}1.2(\sigma_f/\gamma L)^{0.4}(V^2/D^2L)$ F_m : 衝突力, C_{m1} : 見かけの質量係数, V_{A0} : 流木の衝突速度, D : 流木の直径, L : 流木の長さ, σ_f : 流木の降伏応力, γ : 流木の単位体積重量, g : 重力加速度	「実験に基づく推定式」 ・見かけの質量係数に関する水路実験 (実験: 高さ0.5m, 幅0.3m, 長さ11.0m, 流木(丸太)の直径: 4.8~12cm, 流木質量: 305~8615gf) ・衝突荷重に関する空中での実験 水理模型実験及び空中衝突実験において、流木(楕生林ではない丸太)を被衝突体の前面(2.5m以内)に設置した状態で衝突させている。
②	池野・田中 (2003)	流木	円柱以外にも角柱、球の形状をした木材による衝突荷重を提案している。 $F_H = SCMA\sqrt{W_H/g}^{0.5}D^{0.25}[0.25]^{2.5}(gM)$ F_H : 漂流物の衝突力, S : 係数 (5.0), C_{m1} : 見かけの質量係数, V_H : 段波速度, D : 漂流物の代表高さ, L : 漂流物の長さ, M : 漂流物の質量, g : 重力加速度	「実験に基づく推定式」(縮尺1/100の模型実験) 漂流物の形状: 円柱, 角柱, 球 漂流物重量: 0.588N~29.792N 受圧板を陸上構造物と想定し, 衝突体を受圧板前面80cm(現地換算80m)離れた位置に設置した状態で衝突させた実験である。模型縮尺(1/100)を考慮した場合, 現地換算で直径2.6~8mの仮定となる。
③	道路橋示方書 (2002)	流木等	橋(橋脚)に自動車, 流木あるいは船舶等が衝突する場合の衝突荷重を定めている。 $P = 0.1 W v$ P : 衝突力, W : 流送物の重量, v : 表面流速	漂流物が流下(漂流)してきた場合に, 表面流速(津波流速)を与えることで漂流流速に対する荷重を算定できる。
④	津波漂流物対策施設設計ガイドライン (2014)	船舶等	船舶の仮想重量と漂流物流速から衝突エネルギーを提案している。 $E = E_0 = \frac{WV^2}{(2g)}, W = W_0 + W' = W_0 + (\pi/4)(D^2)L\gamma_w$ E : 衝突エネルギー, W : 仮想重量, V : 漂流物速度, W_0 : 排水トン数, W' : 付加重量, D : 喫水, L : 横付けの場合は船の長さ, 縦付けの場合は船の幅, γ_w : 海水の単位体積重量, g : 重力加速度	「実験に基づく推定式」(縮尺1/75の模型実験) 非減衰系の振動方程式に基づいており, 衝突体及び被衝突体の両方とも完全弾性体で, かつ衝突時のエネルギー減衰が一切考慮されていない前提条件での算定式であることから, 衝突時に塑性変形を伴う漂流物の衝突荷重算定では, 個別の漂流物に対して, 表現を再現するような剛性を適切に定める必要がある。
⑤	FEMA (2012)	流木 コンテナ	漂流するコンテナの衝突荷重を提案している。 $F_i = 1.3 u_{max}\sqrt{km(1+c)}$ F_i : 衝突力, u_{max} : 最大流速, m : 漂流物の質量, c : 付加重量係数, k : 漂流物の有効剛性	「実験に基づく推定式」(縮尺1/75の模型実験) 使用コンテナ: 長さ20ftと40ft, コンテナ重量: 0.2N~1.3N程度, 湖上流速: 1.0m/s以下, 材質: アクリル
⑥	水谷ほか (2005)	コンテナ	漂流するコンテナの衝突荷重を提案している。 $F_m = 2\rho_w h_m B_c V_x^2 + (WV_x/gdt)$ F_m : 漂流衝突力, dt : 衝突時間, ρ_w : 水の密度, B_c : コンテナ幅, V_x : コンテナの漂流速度, W : コンテナ重量, g : 重力加速度	「実験に基づく推定式」(縮尺1/5の模型実験) 使用コンテナ: 長さ1.21m, 高さ0.52m, 幅0.49m, 衝突速度: 1.0~2.5m/s程度, 材質: 鋼製 水理模型実験では, コンテナを被衝突体の全面1.21m(現地換算6.05m)に設置して衝突力を求めた算定式である。
⑦	有川ほか (2007, 2010)	コンテナ 流木	コンクリート構造物に鋼製構造物(コンテナ等)が漂流衝突する際の衝突荷重を提案している。 $F = \gamma_p k^2 \left(\frac{5}{4} m \right) v^2, x = \frac{4\sqrt{a}}{3\pi} \frac{1}{k_1 + k_2}, k = \frac{m_1 m_2}{m_1 + m_2}$ F : 衝突力, a : 衝突面半径の1/2 (コンテナ衝突面の縦横長さの平均の1/4), E : ヤング率, m : ボアソン比, m_1 : 質量, v : 衝突速度, γ_p : 塑性によるエネルギー減衰効果 m や k の添え字は衝突体と被衝突体を示す。 また, 「①松重(1999)」にならない, 上式において $m=C_{m1}m$ (C_{m1} : サージタイプの1.7) とすること で, 流木のコンクリート版に対する衝突力を評価できるとしている。	

- No1 松富英夫 (1999) 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, No621, pp. 111-127
- No2 池野正明・田中寛好 (2003) 陸上遡上波と漂流物の衝突力に関する実験的
研究, 海岸工学論文集, 第 50 巻, pp. 721-725
- No3 道路橋示方書・同解説 I 共通編 ((社) 日本道路協会, 平成 14 年 3 月)
- No4 津波漂流物対策施設設計ガイドライン (沿岸技術研究センター, 寒地研究セ
ンター, 平成 26 年)
- No5 FEMA (2012) Guidelines for Design of Structures for Vertical E
vacuation from Tsunamis Second Edition, FEMA P-646
- No6 水谷法美・高木祐介・白石和睦・宮島正悟・富田孝史 (2005) エプロン上
のコンテナに作用する津波波力と漂流衝突力に関する研究, 海岸工学論文集,
第 52 巻, pp. 741-745
- No7 有川太郎・大坪大輔・中野史丈・下迫健一郎・石川信隆 (2007) 遡上津波
によるコンテナ漂流力に関する大規模実験 海岸工学論文集, 第 54 巻, pp.
846-850
- 有川太郎・鷺崎誠 (2010) 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, Vol. 66, No. 1, pp. 781-785

(2) 漂流物による衝突荷重の算定方法の選定

既往の衝突荷重算定式及び衝突解析に対して、「4.5.3 衝突荷重として考慮する漂流物の選定」において区分した、漂流物の初期配置（「直近海域」、「前面陸域」及び「直近陸域」）及び適用流速の観点も加えた整理結果を表 4.5.4-2 に示す。

表 4.5.4-2 漂流物による衝突荷重算定方法の整理

No	算定方法	種類	漂流物の初期配置	適用流速	適用性
①	松富 (1999)	流木	直近海域 直近陸域	衝突速度	個別の流木(丸太)の種類等に応じて、実現象を再現できるパラメータを適切に設定することが可能であれば、直近陸域又は直近海域からの流木に対して適用可能と判断する。
②	池野・田中 (2003)	流木	直近陸域	段波速度	流木を対象とした算定式であるが、実験の模型縮尺(1/100)を考慮すると、原子力発電所における漂流物衝突事象への適用は困難と判断する。
③	道路橋示方書 (2002)	流木 FRP製 船舶等	前面海域	表面流速	漂流物が流下(漂流)して来た場合に、表面流速(津波流速)を与えることで漂流流速に対する漂流物荷重を算定できる。新規制基準適合性審査(東北電力(株)女川原子力発電所等)において、適用実績があるため、初期配置が前面海域の漂流物に対して適用可能と判断する。
④	津波漂流物 対策施設設計 ガイドライン (2014)	船舶等	前面海域 直近海域	漂流物速度	船舶、車両、流木、コンテナ等の漂流物を対象としているが、鋼管杭等の支柱の変形及びワイヤロープの伸びにより衝突エネルギーを吸収する考え方であり、弾性設計においての適用は困難であると判断する。
⑤	F E M A (2012)	流木 コンテナ FRP製 船舶	直近海域	最大流速	個別の漂流物に対して、実現象を再現できるパラメータ(軸剛性等)を適切に設定することが必要である。新規制基準適合性審査(東北電力(株)女川原子力発電所)において、初期配置が直近海域の総トン数5トンのFRP製船舶の船首方向衝突に対して適用実績があるため、FRP製船舶の船首方向衝突に対して適用可能と判断する。
⑥	水谷ほか (2005)	コンテナ	直近陸域	漂流速度	エプロン上にコンテナを設置して衝突力を求めるという特殊な実験により得られた式であることに留意する必要はあるが、直近陸域からのコンテナに対して適用可能と判断する。
⑦	有川ほか (2007, 2010)	流木 コンテナ	直近海域 直近陸域	衝突速度	剛性に係るk値を適切に定める必要があり、対象としている種類以外への適用性があるk値に係るk1及びk2の値が不明であるため、現状は当該式が対象としている種類(流木、コンテナ)以外への適用は困難と判断する。したがって、直近陸域又は直近海域からの流木及びコンテナに対して適用可能と判断する。
⑧	衝突解析	鋼製部材 FRP製 船舶 木材等	直近陸域 直近海域	衝突速度	漂流物の3次元FEMモデルを適切に作成する必要がある。新規制基準適合性審査(東北電力(株)女川原子力発電所等)において、適用実績があるため、初期配置が直近海域の総トン数5トンのFRP製船舶の衝突荷重算定に用いられていることから、適用可能と判断する。

また、「4.5.3 衝突荷重として考慮する漂流物の選定」から、対象漂流物として選定されたFRP製の漁船（以下「船舶」という。）における、衝突荷重の算定方法を選定する。なお、表4.5.4-2の整理結果より、船舶への適用性が期待できる、既往の衝突荷重算定式の「道路橋示方書（2002）」、「FEMA（2012）」及び「衝突解析」の中から選定する。

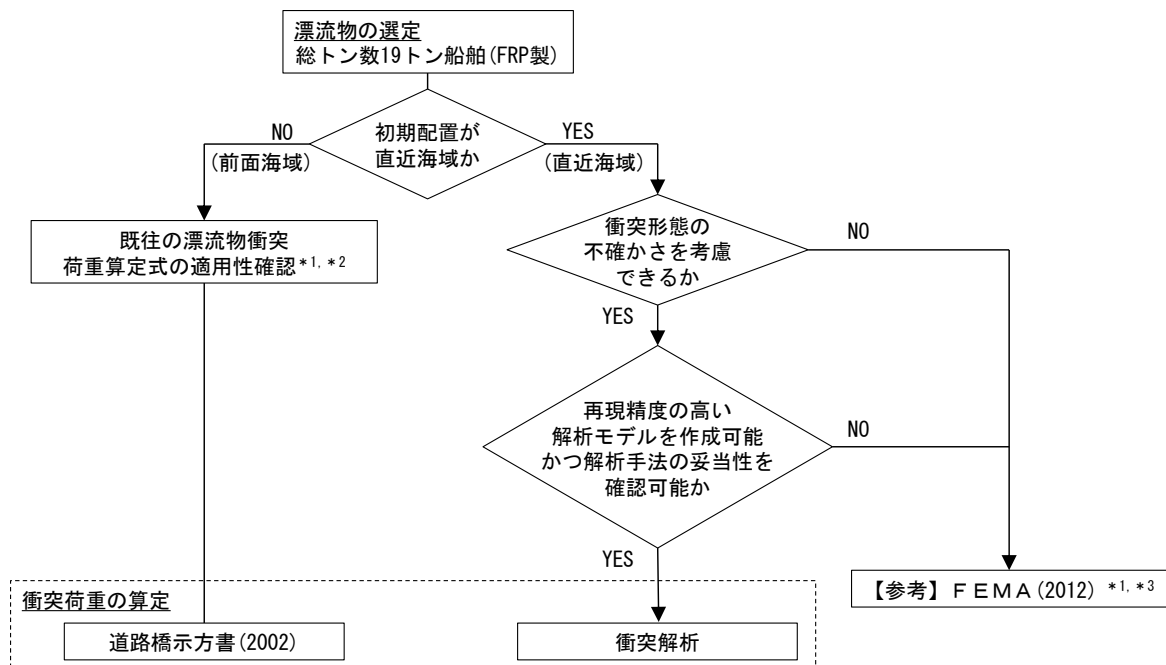
- ・「道路橋示方書（2002）」の式は、漂流物が流下（漂流）して来た場合に、表面流速（津波流速）を与えることで漂流流速に対する衝突荷重を算定でき、新規制基準適合性審査（東北電力（株）女川原子力発電所等）において、初期配置が前面海域の船舶（総トン数19トン）に対する適用実績がある。
- ・「FEMA（2012）」の式は、非減衰系の振動方程式に基づき、衝突物及び被衝突物の両方を完全弾性体とした条件で衝突荷重を評価する。一方、実現象として、衝突物より剛性の大きい被衝突物へ衝突した際は、衝突物自体が破壊することによる、衝突エネルギーの減衰効果がある。そのため、衝突時に塑性変形を伴う漂流物による衝突荷重算定では、個別の漂流物に対して実現象を再現できるような軸剛性を適切に定める必要がある。新規制基準適合性審査（東北電力（株）女川原子力発電所）において、初期配置が直近海域のFRP製漁船（総トン数5トン）の船首からの衝突に対してのみ適用実績がある。
- ・「衝突解析」は、陽解法により解析対象物の大変形挙動を時刻歴で材料非線形性を考慮した解析が可能であるため、剛性の大きい被衝突物に衝突する際の衝突物の材料非線形性を考慮した衝突荷重が算定できる。この衝突解析については、船舶の詳細な形状、衝突実験等のデータを参照することにより、既往の衝突荷重の算定式に比べ精度の高い衝突荷重を算定できるとともに、3次元的に船体形状をモデル化することにより、船舶の船首衝突以外の衝突形態に対しても衝突荷重を算定することができる。また、新規制基準適合性審査（東北電力（株）女川原子力発電所）において、初期配置が直近海域の船舶（総トン数5トン）に対して適用された実績がある。

以上より、初期配置が前面海域を対象とした船舶においては、「道路橋示方書（2002）」を衝突荷重の算定方法として選定する。

初期配置が直近海域を対象とした船舶においては、以下の理由より「衝突解析」を衝突荷重の算定方法として選定する。

- ・被衝突物に対する船舶の衝突形態の不確かさを考慮した衝突荷重の算定が可能であること。
- ・対象漂流物である複雑な構造及び形状を有するFRP製船舶に対して、詳細な調査を行うことで、再現精度が高い船舶の解析モデルを作成可能であり、衝突解析による衝突荷重は、FRP製船舶を用いた衝突実験結果を再現できていること（添付資料3参照）。
- ・既往文献における船首方向の軸剛性の設定については、鋼製船舶を対象とした一律な軸剛性の設定となるが、衝突解析では再現精度の高い船舶の解析モデルを用いることで、剛性をより精緻に評価が可能であること。

なお、「FEMA（2012）」による衝突荷重の位置付けとして、既往文献における船首方向の軸剛性は鋼製船舶を対象としており、船首先端からの破壊区間において一律な軸剛性の設定となるため、参考としてFEMA（2012）による衝突荷重を算定する（添付資料4及び添付資料13参照）。漂流物による衝突荷重の算定方法の選定フローを図4.5.4-1に示す。



注記*1：既往の漂流物衝突荷重算定式の適用性としては、漂流物の初期配置及び算定式の根拠や算定式に用いるパラメータ（材質、剛性）が適切に設定できるかを確認した。
 *2：道路橋示方書(2002)は、漂流物が津波の流れに乗って衝突する状態を対象としていると考えられるため、漂流物の初期配置が前面海域の場合において、適用性があると判断した。
 *3：FEMA(2012)は、津波の先端と同時に漂流物が被衝突物に衝突する状態を対象としていると考えられるため、漂流物の初期配置が直近海域の場合において、適用性があると判断した。また、FEMA(2012)による衝突荷重については、船舶の船首方向に対する軸剛性のみ適用実績があるため、参考として船首衝突における衝突荷重を算定する（添付資料4及び添付資料13参照）。

図 4.5.4-1 漂流物による衝突荷重の算定方法の選定フロー

4.5.5 漂流物による衝突荷重の算定における設計上の配慮について

漂流物による衝突荷重の算定において、以下の項目を配慮して設定する。

(1) 衝突荷重として考慮する漂流物

「4.5.3 衝突荷重として考慮する漂流物の選定」より、衝突荷重として考慮する漂流物は、設計上の配慮として、島根原子力発電所周辺海域で操業する漁船の、漁業法の制限等を踏まえた総トン数、操業区域及び航行の不確かさを考慮した、総トン数 19 トンのFRP製の漁船を対象とする。

(2) 漂流物による衝突荷重算定用の流向

漂流物による衝突荷重は、漂流物が被衝突物に対して直交方向に作用する際に最大となると考えられる。「4.5.2 津波に関するサイト特性」で示したとおり、被衝突物である防波壁及び防波壁通路防波扉前面での最大流速は、被衝突物に対する直交方向の流向と一致していない箇所も存在する。そのため、設計上の配慮として、被衝突物となる構造物の特徴を踏まえて、安全側の評価となる衝突方向を選定する。

(3) 漂流物による衝突荷重算定用の流速

漂流物による衝突荷重は、漂流物の衝突速度（流速）の増加に伴い大きくなるため、設計上の配慮として、衝突荷重の算定に用いる流速は、被衝突物に対して影響が大きい方向に対する最大流速を漂流物の衝突速度として用いる。

また、津波流速は、「4.5.2 津波に関するサイト特性」で示したとおり、日本海東縁部に想定される地震による津波（基準津波1）の最大流速は 9.3m/s、海域活断層から想定される地震による津波（基準津波4）の最大流速は 5.8m/s となる。そのため、設計上の配慮として、安全側に日本海東縁部に想定される地震による津波及び海域活断層から想定される地震による津波ともに、漂流物の衝突速度を 10.0m/s とする。

(4) 漂流物による衝突荷重の作用方法

被衝突物に対する、漂流物による衝突荷重の鉛直方向の作用位置は、「4.5.2 津波に関するサイト特性」で示したとおり、日本海東縁部に想定される地震による津波（基準津波1）の入力津波高さ EL 11.9mに高潮ハザードを考慮した参照する裕度を加えた津波高さ EL 12.6m及び海域活断層から想定される地震による津波（海域活断層上昇側最大ケース）の入力津波高さ EL 4.2mに高潮ハザードを考慮した参照する裕度を加えた津波高さ EL 4.9mを基本とするが、設計上の配慮として、安全側に各構造物の部位に対して評価が厳しくなる作用位置を設定する。漂流物が衝突する際は船体幅及び深さに応じた範囲に荷重が分散すると考えられることを踏まえ、各構造物の評価において安全側となるよう荷重作用方法を採用する。また、漂流物による衝突荷重の水平方向の作用位置も同様に安全側に各構造物に対して評価が厳しくなる作用位置を設定する。

(5) 漂流物による衝突荷重と津波荷重との重畳

漂流物による衝突荷重と津波荷重の組合せについて、実際に施設に作用する荷重としては、津波による最大荷重と漂流物衝突による最大荷重が同時に作用する可能性は小さいと考えられるが、漂流物による衝突荷重と津波荷重が重畳する可能性を否定できないため、設計上の配慮として、津波高さに応じた津波荷重と漂流物による衝突荷重を重畳させる。

4.5.6 漂流物による衝突荷重の算定

浮遊状態の漂流物として選定した船舶の衝突荷重は、「4.5.4 浮遊状態の漂流物による衝突荷重の算定方法」より、島根原子力発電所における衝突荷重算定の適用性を考慮した上で、漂流物の初期配置が直近海域にある場合の船舶（総トン数19トン）は衝突解析により、漂流物の初期配置が前面海域にある場合の船舶（総トン数19トン）は「道路橋示方書（2002）」により衝突荷重を算定する。漂流物による衝突荷重の算定フローを図4.5.6-1に示す。

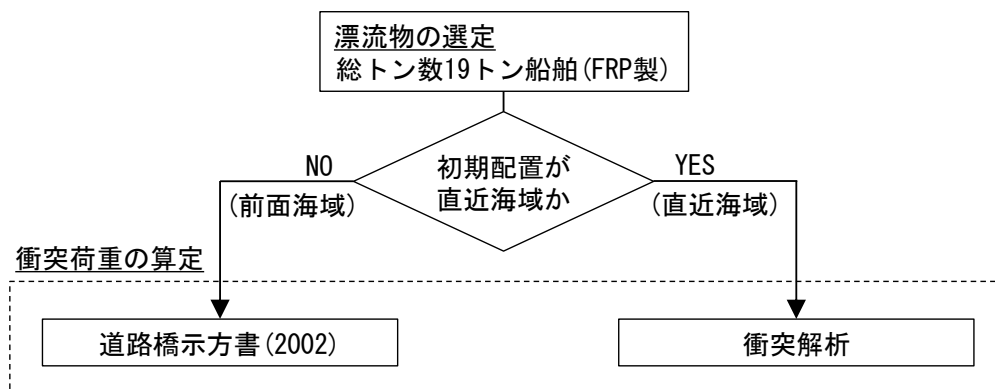


図 4.5.6-1 漂流物による衝突荷重の算定フロー

(1) 漂流物の初期配置が直近海域の場合の衝突荷重の算定

a. 検討方針

船舶は車両やコンテナと比較して、長軸と短軸が明瞭ではあるが、漂流物となって来襲する際に回転の影響を受け、複雑な挙動となる可能性がある。一方、既往の衝突荷重の算定式は、長軸である船首方向からの衝突を想定していると考えられるため、衝突解析により3次元FEMでモデル化した船舶を用いて、船首方向の衝突に加え、船尾、真横及び斜め45°（船首、船尾）からの衝突荷重を算定することで、衝突形態の不確かさを考慮する（詳細を「d. 解析ケース」に示す）。

被衝突物は、鉄筋コンクリート造又は鋼製であり、衝突に伴う変形及び移動により衝突エネルギーを吸収することが考えられるが、安全側に変形及び移動をしない剛壁とし、衝突荷重は剛壁に作用する荷重の時刻歴から算定する。なお、被衝突物である防波壁の固有振動数は最大で30Hz程度であるため、被衝突物の応答に影響しない、100Hz以上の周波数を通過するローパスフィルタ処理を行う。

また、この衝突荷重は、瞬間的な最大荷重を静的な衝突荷重として考慮すること（添付資料5参照）及び衝突直前の反射波による減速を考慮しないことの保守性を有している。なお、衝突解析は気中衝突を模擬しているため、水中衝突の場合、漂流物とともに運動する水塊（付加質量）の影響を考慮する必要があるが、「4.5.5 (5) 漂流物による衝突荷重と津波荷重との重畳」で示したとおり、衝突荷重と津波荷重（津波高さに応じた波力）は重畳させる方針であり、付加質量の影響は津波による荷重に含まれるため、衝突解析の結果では考慮しない。

衝突解析による衝突荷重の算定フローを図4.5.6-2に示す。

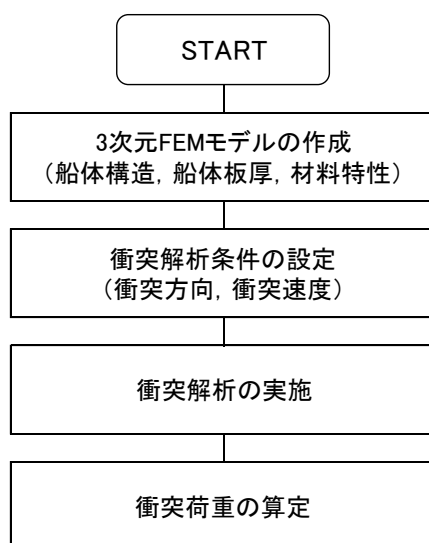


図 4.5.6-2 衝突解析による衝突荷重の算定フロー

b. 解析コード

船舶における衝突解析の解析コードは、「LS-DYNA Ver. 971」を用いる。

c. 船舶の3次元FEMモデル

衝突解析においては、衝突解析に用いる船舶の船体形状が、衝突荷重に与える影響が大きいため、3次元FEMモデルの精緻化が重要となる。そこで、対象船舶の再現精度の向上を図るために、詳細調査（船体情報に係る資料の収集及び対象船舶の調査結果）を基に、船舶の3次元FEMモデルを、シェル要素でモデル化する。対象船舶は、恵曇漁港のイカ釣り漁船（総トン数 19 トン）とする。

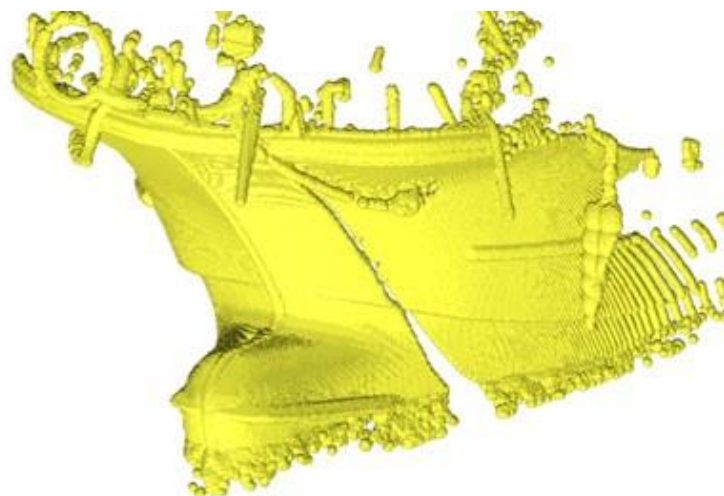
船舶は海水からの流れの抵抗を低減するために、船体の船首から船尾に向けて流線形の複雑な形状となっている。そこで、船舶外形の再現精度を向上させるために、対象船舶に対する巻尺等による測定に加え、3Dレーザースキャナによる3次元測定を行い（図 4.5.6-3）、船体外形の3次元点群データを取得し、3次元FEMモデルの作成に反映した（図 4.5.6-4）。

また、船体情報に係る資料に記載がなく、かつ測定が不可能な箇所（船体寸法、船体の板厚、FRP部材の材料特性）については、既往の文献を基に設定する。

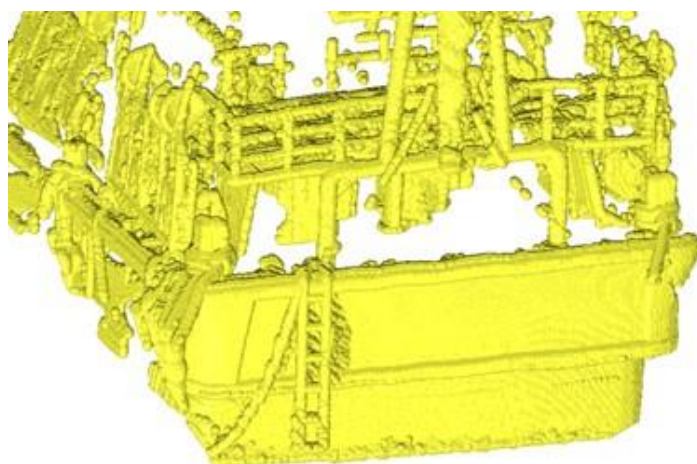


図 4.5.6-3 3Dレーザースキャナによる計測状況

【船首】



【船尾】



【船側】

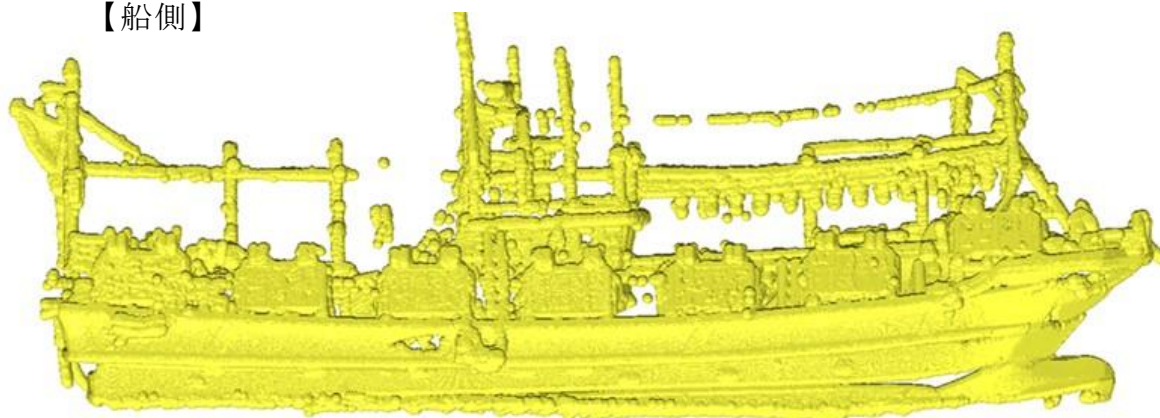


図 4.5.6-4 3Dレーザースキャナによる計測結果（例）

(a) 船体構造

船舶の3次元FEMモデルの作成に当たり、主要な船体構造寸法及び根拠を表4.5.6-1に示す。また、対象船舶の側面図及び平面図を図4.5.6-5に、衝突解析用3次元FEMモデルを図4.5.6-6に、隔壁及び船尾の船体面積を図4.5.6-7に示す。なお、甲板上のブリッジ及び船体内の機関部はモデル化をしないが、船首・船尾以外の船殻の密度を増大させることにより、船体質量として考慮し、船体質量57.0tを確保する。

表 4.5.6-1 主要な船体構造寸法及び根拠

項目	値	根拠
全長(m)	24.72	対象船舶の測定結果
全幅(m)	5.20	対象船舶の測定結果
計画最大 満載喫水(m)	2.20	「津波漂流物対策施設設計ガイドライン(2014)」 総トン数(G.T.)20トン漁船の喫水の最大値を採用
質量(t)	57.0	「津波漂流物対策施設設計ガイドライン(2014)」 漁船質量=総トン数×3倍=19×3=57.0
登録長さ* ¹ (m)	19.40	対象船舶の船舶検査手帳* ⁴
登録幅* ² (m)	4.42	対象船舶の船舶検査手帳* ⁴
登録深さ* ³ (m)	1.85	対象船舶の船舶検査手帳* ⁴

注記*1：上甲板の下面における船首材の前面から船尾材の後面までの長さ
(船舶法施行細則)

*2：船体最広部におけるフレームの外間幅 (船舶法施行細則)

*3：登録長の中央におけるキール(竜骨)上面から上甲板の下面に至る深さ
(船舶法施行細則)

*4：日本小型船舶検査機構(JCI)が国の代行機関として実施する、総トン数20トン未満の小型船舶を対象とした、船舶検査に合格した船舶に対して交付される、船舶の長さ等が記載された手帳

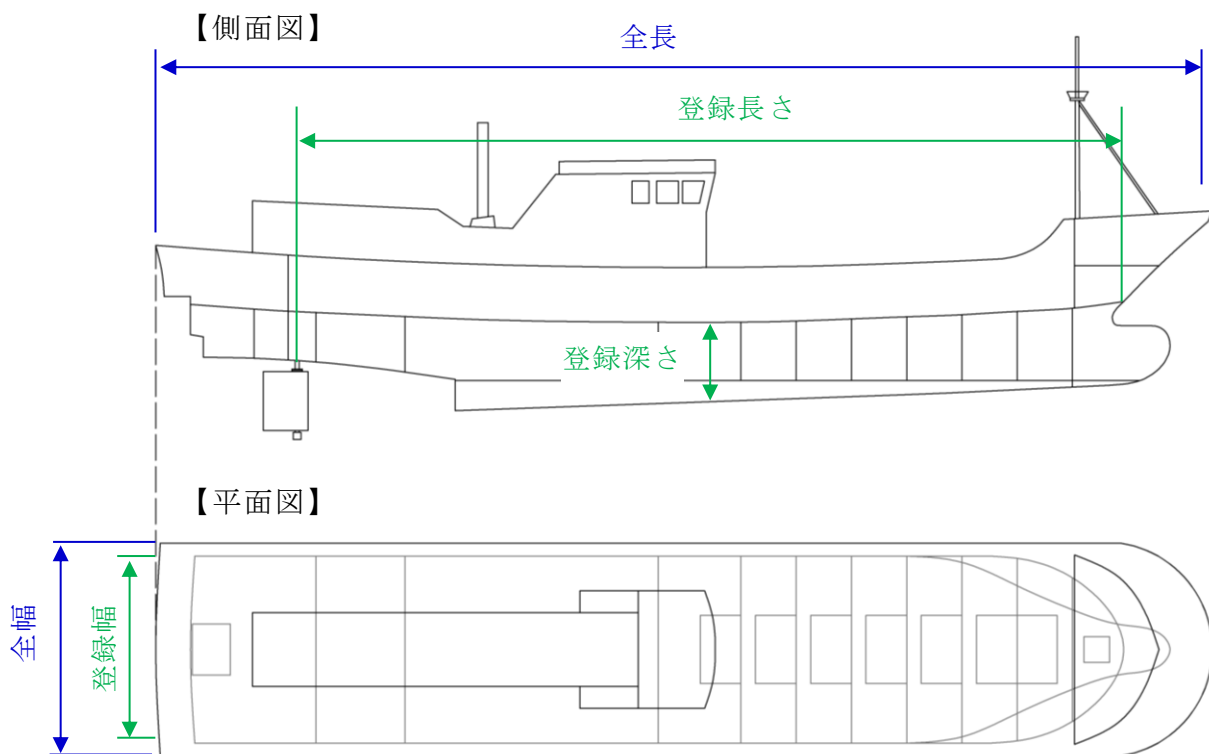
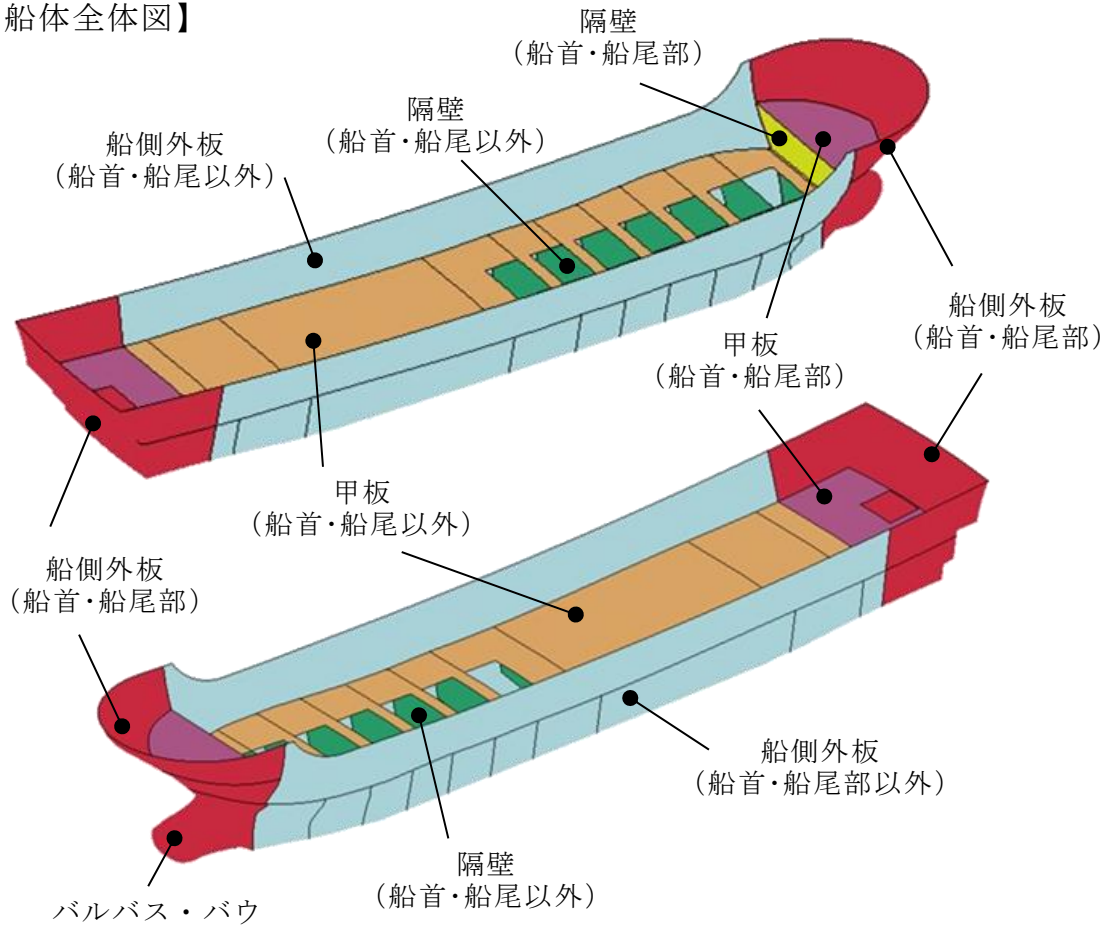
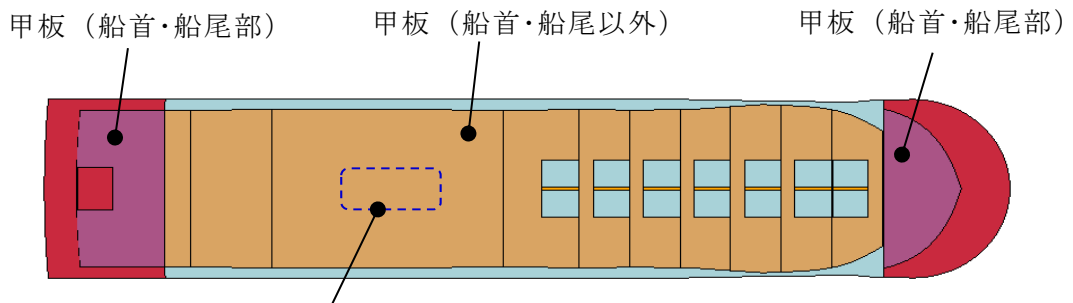


図 4.5.6-5 対象船舶の側面図及び平面図

【船体全体図】



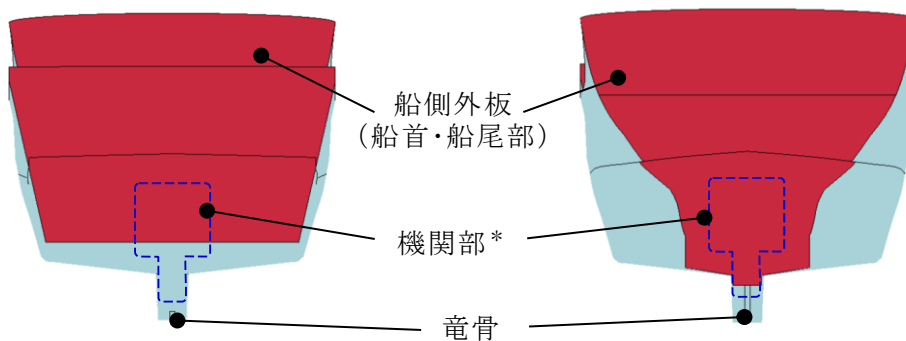
【船体平面 (上面)】



機関部 (エンジン寸法:長さ≒2.7m,幅≒1.2m,高さ≒1.9m) *

【船体正面 (船首)】

【船体後面 (船尾)】



注記* : 概略位置を示す

図 4.5.6-6 3次元FEMモデル

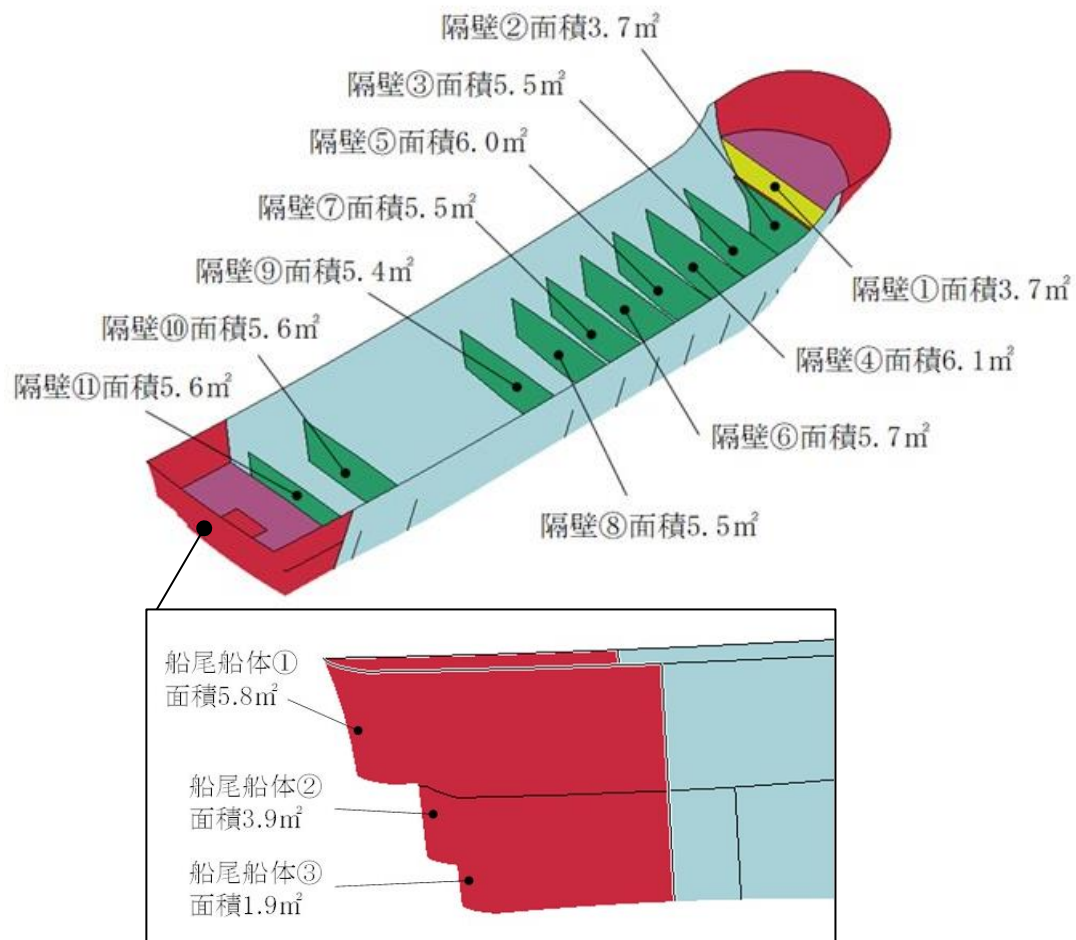


図 4.5.6-7 隔壁及び船尾の船体面積

なお、「津波漂流物対策施設設計ガイドライン（2014）」では、全漁業種類の漁船の平均値が図 4.5.6-8 のとおり示されており、総トン数 20 トンにおける船の長さ（L=17.0m）及び船の幅（B=4.3m）に対して、対象船舶（総トン数 19 トン）の登録長さ（L=19.4m）及び登録幅（B=4.42m）は、おおむね同等であることから、対象船舶は代表性があることを確認した。

船型 (G.T.)	船の長さ (L)	船の幅 (B)	喫水	
			最大 (dmax)	最小 (dmin)
1	7.0m	1.8m	1.0m	—m
2	8.0	2.2	1.2	—
3	9.0	2.4	1.4	—
4	10.0	2.6	1.6	—
5	11.0	2.8	1.8	—
10	13.0	3.5	2.0	1.9
20	17.0	4.3	2.2	2.1
30	20.0	4.7	2.5	2.3
40	22.0	5.2	2.7	2.5
50	24.0	5.5	2.9	2.6
100	30.0	6.5	3.7	3.2
150	35.0	7.2	4.2	3.5
200	40.0	7.6	4.6	3.8
300	46.0	8.4	5.2	4.2
400	52.0	8.9	5.6	4.5
500	55.0	9.4	5.9	4.8

図 4.5.6-8 漁船の諸元
 （「津波漂流物対策施設設計ガイドライン（2014）」に一部加筆）

(b) 船体質量

船舶の3次元FEMモデルの作成に当たり、船体質量は「津波漂流物対策施設設計ガイドライン(2014)」より、総トン数19トンの3倍である57.0tとする。ただし、3次元FEMモデルを構成する船殻(船側、外板、甲板、隔壁及び竜骨)の質量は約8.7tであるため、船体質量57.0tに対する差分については密度を増大させることにより考慮する。なお、差分質量は艀装重量や漁獲物等が支配的であるため、船首・船尾以外の船殻を対象とする。

図4.5.6-9にFRP密度の増大範囲を示す。



図 4.5.6-9 FRP密度の増大範囲

FRPの密度増大による影響として、衝撃力を受ける弾性体の密度が大きくなると、弾性体内の応力伝搬速度は小さくなる関係にあるため、本解析の3次元FEMモデルにおいて、FRPの密度を増大した船体中央部の応力伝搬速度は実際のFRPの応力伝搬速度より小さくなる。

後述する衝突解析結果より、船首、船尾、斜め船首及び斜め船尾からの衝突においては、まず密度を増大していない船首部又は船尾部から衝突し、船首部又は船尾部の破壊後、密度を増大している船体中央部の破壊へ進展する。各部位の破壊状況については、剛壁との接触箇所から破壊しており、密度の違いによる差異は見られない。真横からの衝突においては、他の衝突形態と比較して船体が剛壁と接触した直後に最大衝突荷重が発生していることから、応力伝搬速度による違いによる影響が見られず、他の衝突形態と同様に船体は剛壁との接触箇所から破壊しており、破壊状況においても密度の違いによる差異は見られない。

以上のことから、本解析において設定される密度増大による応力伝搬速度の差異による影響は見られない。

また、船体の破壊は剛壁との接触箇所において発生しているため、剛壁から抽出している衝突荷重に対する応力伝搬速度の影響はないと判断する。

(c) 船体板厚

船舶の3次元FEMモデルの作成に当たり、船体板厚の設定結果を表4.5.6-2及び図4.5.6-10に示す。

表 4.5.6-2 船体板厚の設定

板厚 t		引用文献等に基づいた設定・算定根拠	引用文献算定値 (mm)	採用値 (mm)
船首・船尾	船側外板 隔壁 甲板	「強化プラスチック船規則(2018, 日本海事協会)」 【板厚算定式】 $t=15 \times s \times (d + 0.026 \times L)^{1/2} \times 0.85$ s: 肋骨の心距=0.5m d: 計画最大満載喫水=2.20m L: 登録長さ=19.40m ・引用文献の算定値に対して、縦、横肋骨のモデルを省略していることから、板厚の割増しを行い12.00mmを採用	10.48	12.00
船首・船尾以外	船側外板 隔壁 甲板 竜骨	「強化プラスチック船規則(2018, 日本海事協会)」 【板厚算定式】 $t=15 \times s \times (d + 0.026 \times L)^{1/2}$ s: 肋骨の心距=0.5m d: 計画最大満載喫水=2.20m L: 登録長さ=19.40m ・引用文献の算定値に対して、縦、横肋骨のモデルを省略していることから、板厚の割増しを行い14.00mmを採用	12.33	14.00

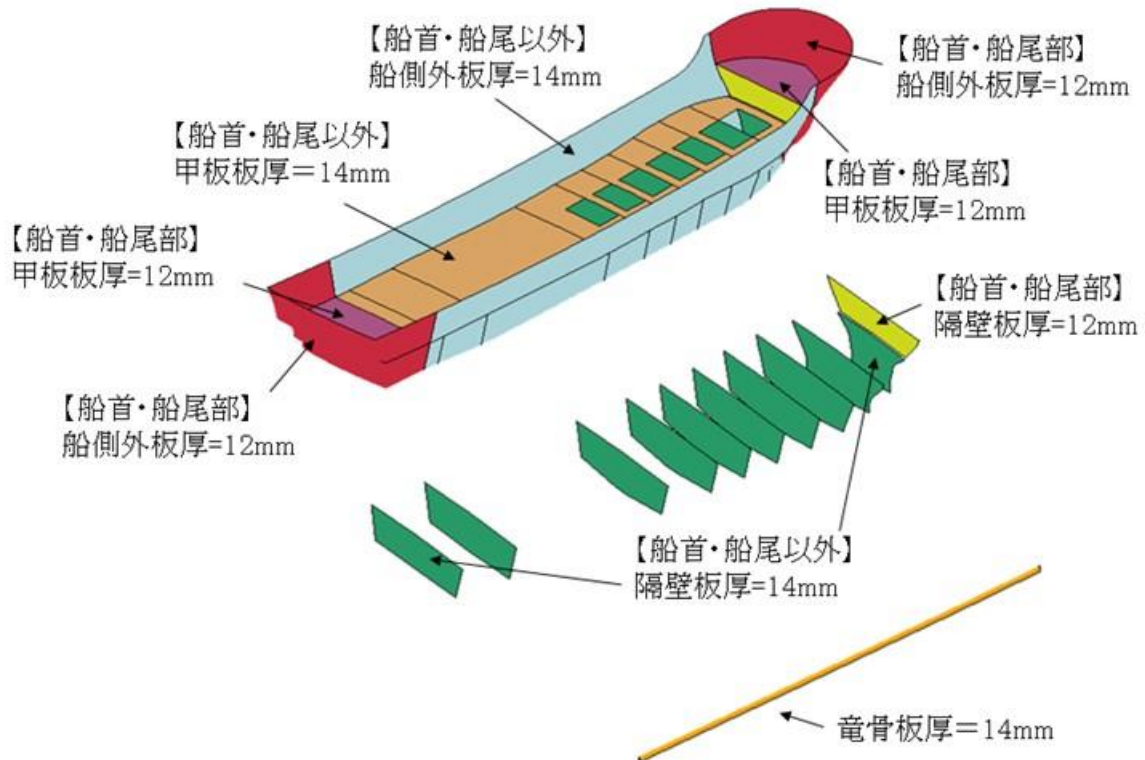


図 4.5.6-10 船体板厚の設定

(d) 材料特性

F R Pの材料特性の設定に当たり、ヤング係数(曲げ剛性)、ポアソン比、曲げ強度、単位体積重量及び破壊ひずみについて、文献を基に適用性を踏まえて設定を行った(添付資料3参照)。

本解析に用いる、F R Pの材料特性の設定を表4.5.6-3に示す。

表 4.5.6-3 F R Pの材料特性の設定

項目	単位	採用値	採用理由(添付資料3参照)
ヤング率 (曲げ弾性)	GPa	12	ヤング率(曲げ弾性)の増加に伴い船体衝突荷重も増加すると考えられるため、文献に記載の最大値を採用
ポアソン比	—	0.358	ポアソン比の増加に伴い船体衝突荷重も増加すると考えられるため、文献に記載の最大値を採用
曲げ強度	MPa	260	曲げ強度の増加に伴い船体衝突荷重も増加すると考えられるため、文献に記載の最大値を採用
単位体積重量	t/m ³	1.6	単位体積重量の増加に伴い船体衝突荷重も増加すると考えられるため、文献に記載の最大値を採用
破壊ひずみ	%	5 完全弾塑性材料	破壊ひずみ: 文献より最大で3%程度になると考えられるが、破壊ひずみの増加に伴い、船体衝突荷重も増加すると考えられるため、安全側に5%を採用 応力-ひずみ関係: 文献よりおおむね弾性材料としての破壊挙動となると考えられるが、塑性を考慮することで船体衝突荷重が増加すると考えられるため完全弾塑性材料として取り扱う

本解析におけるF R Pの構成則(応力-ひずみ関係)としては、表4.5.6-3に示すとおり、曲げ強度到達後もひずみが増加する完全弾塑性材料とし、破壊ひずみに到達した後にシェル要素を削除する設定とした。F R P材料の応力-ひずみ関係を図4.5.6-11に示す。

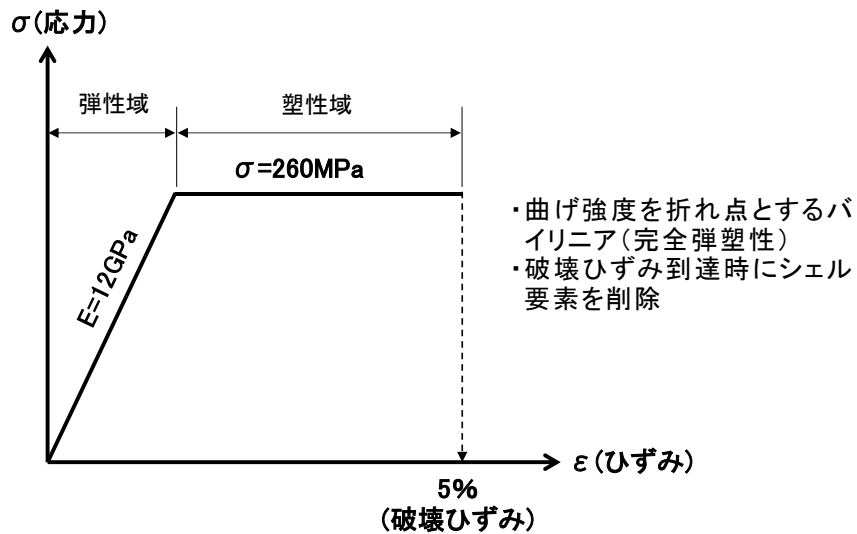


図 4.5.6-11 応力-ひずみ関係

(e) 被衝突物

被衝突物は、鉄筋コンクリート造又は鋼製であり、衝突に伴う変形及び移動により衝突エネルギーを吸収することが考えられるが、安全側に変形及び移動をしない剛壁とする。剛壁の材質はコンクリートとし、コンクリートと船体間の摩擦係数については、港湾基準より、コンクリート同士の摩擦係数である 0.50 を採用した。

被衝突物の材料特性を表 4.5.6-4 に示す。

表 4.5.6-4 被衝突物の材料特性

被衝突物	材質	コンクリート
	要素	シェル要素
	ヤング率【GPa】	25
	ポアソン比	0.2
	密度【t/m ³ 】	2.45
摩擦係数		0.50

d. 解析ケース

解析ケースの選定にあたり、船舶の衝突形態について整理を行う。船舶は長軸と短軸が明瞭ではあるが、漂流物となって来襲する際に、回転の影響を受けて複雑な挙動となる可能性がある。既往の文献として、「構造物の衝撃挙動と設計法（（社）土木学会, 1994）（以下「土木学会（1994）」という。）」と「津波漂流物対策施設設計ガイドライン（2014）」に以下の記載がある。

- ・ 「土木学会（1994）」によれば、実験の結果から、漂流船の衝突は図 4.5.6-12 に示すような衝突形態が想定されるとしており、「航路直角面への正面衝突は、海洋構造物近傍の潮流の Shear-flow による船体の漂流方向の変更、並びに風による船体の横向き漂流現象によりあまりあり得ない。」とし、「一番頻度の高い衝突形態は、海洋構造物の隅角部への船首、船側及び船尾の衝突である。」としている。
- ・ 「津波漂流物対策施設設計ガイドライン（2014）」によれば、「土木学会（1994）」と同じ衝突形態の図（図 4.5.6-12 と同じ）を示しており、衝突形態③は船の回転によりエネルギーが消費されるため、衝突形態①の半分の衝突エネルギーであるとし、衝突形態②は衝突形態①又は衝突形態③と同じ衝突エネルギーであるとしている。

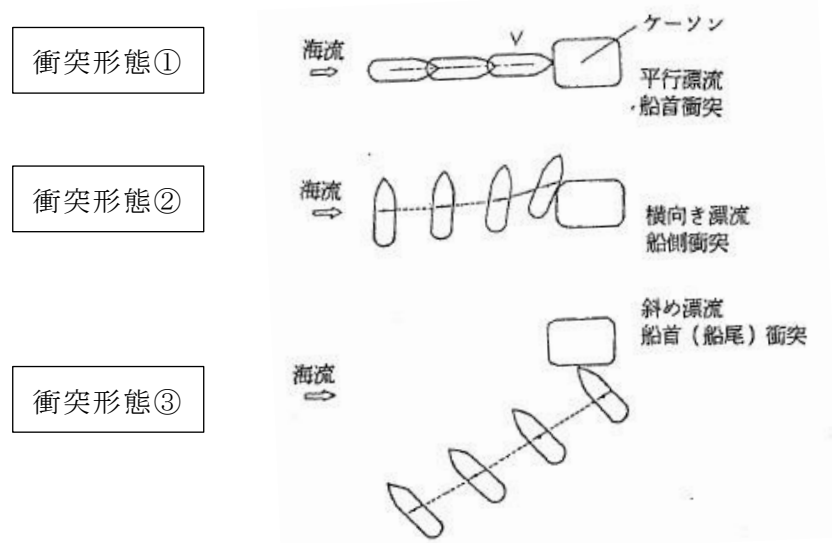


図 4.5.6-12 漂流による衝突形態（「土木学会（1994）」に一部加筆）

「土木学会（1994）」及び「津波漂流物対策施設設計ガイドライン（2014）」で示されている衝突形態の被衝突物は海中に孤立した構造物（流れが構造物に堰き止められない）を想定している。一方、被衝突物である評価対象構造物（以下「施設」という。）は、来襲する津波を堰き止める壁状の構造物として設置されていることから、来襲した津波は跳ね返され、その反射波の影響により漂流速度は減速するが、本検討においては、安全側に衝突速度が減速しないと仮定し、衝突速度は「4.5.5 (3) 漂流物による衝突荷重算定用の流速」より、 10.0m/s とする。

船舶の平面方向の傾き（ヨーイング）による衝突形態の整理結果を表 4.5.6-5 に示す。施設に津波が直角方向に来襲し、船舶の衝突向きが船体の中心軸である長軸又は短軸に対して、直角方向に衝突するパターン A（船首、船尾及び船側（真横））では、施設に対して船体 1 箇所での衝突が生じるが、斜め方向から衝突するパターン B（斜め船首及び斜め船尾）では、船体の 2 箇所以上で衝突が生じ、衝突荷重が分散される。そのため、パターン B の衝突荷重は、パターン A の船体 1 箇所での衝突するケースに包絡される事象であると考えられる。また、施設に津波が斜め方向に来襲し、船舶の衝突向きが船体の中心軸である長軸又は短軸に対して、斜め方向に衝突するパターン C 及び D（斜め船首及び斜め船尾）においても、船体の 2 箇所以上で衝突が生じるため、衝突荷重が分散され、パターン A の衝突荷重に包絡される事象であると考えられる。ただし、パターン C については、局所的な衝突荷重が生じる可能性がある、津波の来襲方向と衝突向きが船体の長軸方向と同方向となるため、その影響について確認する。なお、「池野ら（2015）」*では木材（丸太）の気中衝突実験を行っており、縦衝突に対して斜め衝突にした場合に衝突力は減少することが示されており、特に衝突角度 20 度を超えた場合には最大で半分程度の衝突力になることが示されている。

上記の結果より、船舶の平面方向における衝突形態の不確かさによる衝突荷重の影響を確認するため、パターン A の船首、船尾及び真横からの衝突ケースに加えて、パターン C の斜め船首及び斜め船尾からの衝突ケースを加えた 5 ケースについて衝突解析を実施する。

注記*：池野正明・高島大輔・木原直人・甲斐田秀樹・宮川義範・柴山淳（2015）
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
文集 B2, Vol. 71, No. 2, pp. I_1021- I_1026

表 4.5.6-5 船舶の平面方向の傾きによる衝突形態の整理

	衝突パターン	津波の来襲方向	船舶の衝突向き	衝突形態の特徴
A		<p>被衝突物となる施設に対して直方向から津波が来襲。</p>	<p>津波の来襲と同じ方向で船首、船尾及び船側から衝突。</p>	<p>施設に対して船首、船尾及び船側が直角に1箇所衝突する。</p>
B		<p>被衝突物となる施設に対して直方向から津波が来襲。</p>	<p>被衝突物付近で衝突した後、逆側の船尾(船首)側も衝突するため、2箇所以上で衝突が生じる。</p>	<p>船首(又は船尾)付近で衝突した後、逆側の船尾(船首)側も衝突するため、2箇所以上で衝突が生じる。</p>
C		<p>被衝突物となる施設に対して斜め方向から津波が来襲。</p>	<p>津波の来襲と同じ方向で船首及び船尾から衝突。</p>	<p>船首(又は船尾)付近で衝突した後、逆側の船尾(船首)側も衝突するため、2箇所以上で衝突が生じる。</p>
D		<p>被衝突物となる施設に対して斜め方向から津波が来襲。</p>	<p>津波の来襲と同じ方向で船首側から衝突。</p>	<p>船首(又は船尾)付近で衝突した後、逆側の船尾(船首)側も衝突するため、2箇所以上で衝突が生じる。</p>

次に、船舶の鉛直断面方向の傾き（ピッチング及びローリング）による衝突荷重への影響について、図 4.5.6-13 に示す。衝突パターン B、C 及び D と同様に、船舶の重心位置と衝突位置の関係から、衝突後に船体が上下に回転することにより、剛壁に対して船体が 2 箇所以上で衝突し、衝突荷重が分散される。

よって、衝突荷重を安全側に算定するため、船舶の鉛直断面方向の傾きについては、船舶の重心位置と衝突位置が水平となるよう設定する。

なお、津波により船体に傾く力が作用した場合、船体は元の直立状態に戻ろうとする復原力が作用することから、船体が大きく傾いた状態で直接剛壁に衝突する衝突形態は生じないものと判断した。

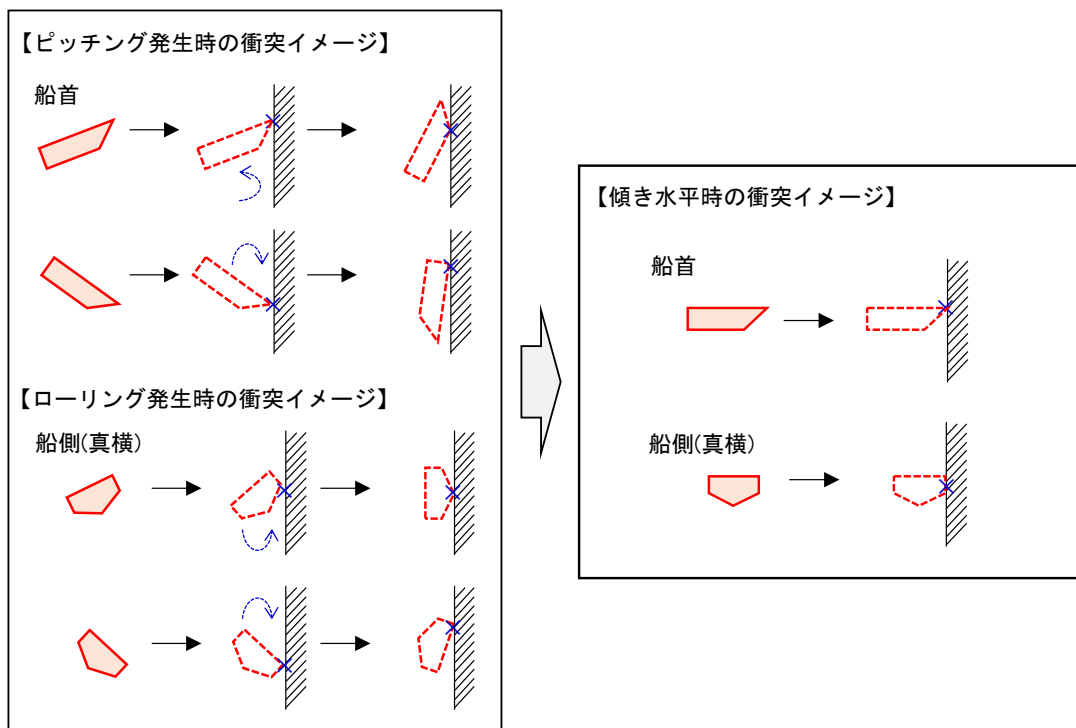


図 4.5.6-13 鉛直断面方向の傾きに対する衝突イメージ

衝突形態と解析ケース一覧を表 4.5.6-6 に、衝突解析の解析ケースと衝突イメージを図 4.5.6-14 に示す。

表 4.5.6-6 衝突形態と解析ケース一覧

ケース	衝突形態	流速
①	船首衝突	10.0 m / s
②	船尾衝突	
③	真横衝突	
④	斜め船首衝突	
⑤	斜め船尾衝突	

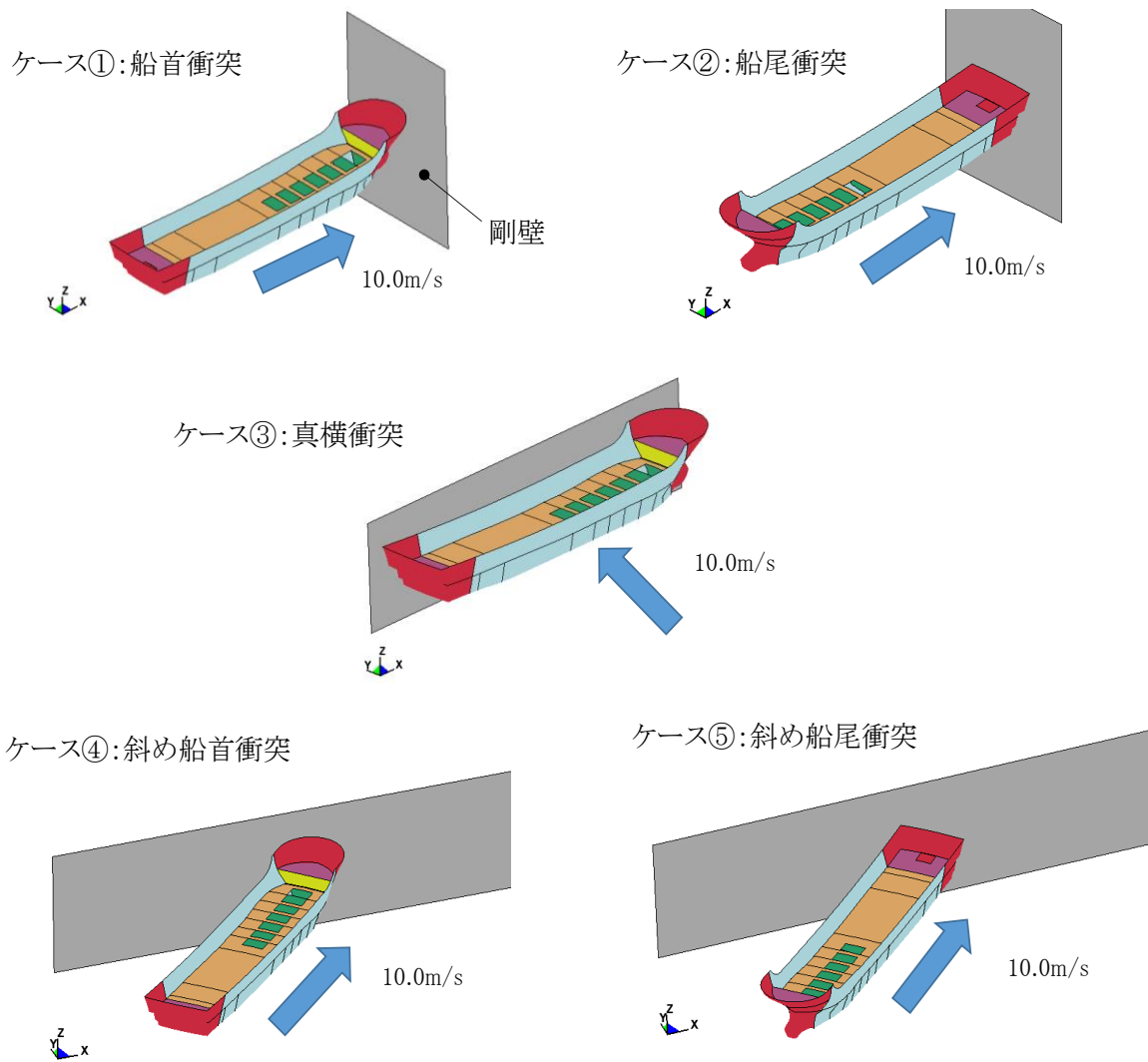


図 4.5.6-14 衝突解析の解析ケースと衝突イメージ

e. 解析結果

船舶（総トン数 19 トン）の衝突解析において，船舶が剛壁全体に作用する衝突荷重（総衝突荷重）を抽出する。また，局所的な衝突荷重の確認に当たっては，施設評価における衝突荷重の載荷方法を踏まえて，単位幅となる剛壁 1 m 当たりに作用する衝突荷重を抽出する。

(a) ケース①（船首衝突）

ケース①（船首衝突）の解析結果のまとめを以下に示す。図 4.5.6-15 に衝突状況，図 4.5.6-16 に各剛壁の衝突荷重を集計した時刻歴，図 4.5.6-17 に剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴，図 4.5.6-18 に剛壁 1m 当たりの最大衝突荷重発生時刻における衝突荷重分布，表 4.5.6-7 に衝突荷重のまとめを示す。

- ・ 図 4.5.6-15 より，船舶が剛壁に衝突することで，船首から隔壁③まで破壊することを確認した。また，機関部（エンジン）が剛壁へ衝突していないことから，機関部の影響がないことを確認した。
- ・ 図 4.5.6-16 より，各剛壁（剛壁番号①～⑥）の衝突荷重を集計し，衝突後 0.37 秒（隔壁①，②衝突時）で最大となる 3,078kN となることを確認した。
- ・ 最大衝突荷重 3,078kN が発生する衝突後 0.37 秒において，残存質量として約 99.6% であることから，衝突時の船体破壊に伴う質量低下による衝突荷重への影響は軽微と判断する。
- ・ 衝突荷重の作用時間は 1.20 秒となることを確認した。
- ・ 図 4.5.6-17 より，剛壁 1m 当たりに作用する衝突荷重は，船首の破壊に伴い大きくなり，剛壁番号③において衝突後 0.37 秒（隔壁①，②衝突時）で最大となる衝突荷重 1,107kN が作用することを確認した。船首は複雑な形状をしていることから，剛壁の配置によって剛壁 1m 当たりに作用する衝突荷重が変わる可能性があるが，剛壁の配置による最大衝突荷重の影響がないことを確認した（添付資料 10 参照）。
- ・ 図 4.5.6-18 より，剛壁 1m 当たりの最大衝突荷重発生時刻における衝突荷重は分布的に作用していることを確認した。また，ケース①（船首衝突）の最大平均衝突荷重（剛壁荷重作用幅 6m で除した等分布荷重）は，衝突後 0.37 秒で 513kN/m となり，剛壁番号③，④において衝突荷重の平均値を上回る荷重が発生することを確認した。船舶の形状が左右対称であることに対して，衝突荷重が左右非対称となっている要因について，添付資料 11 に示す。

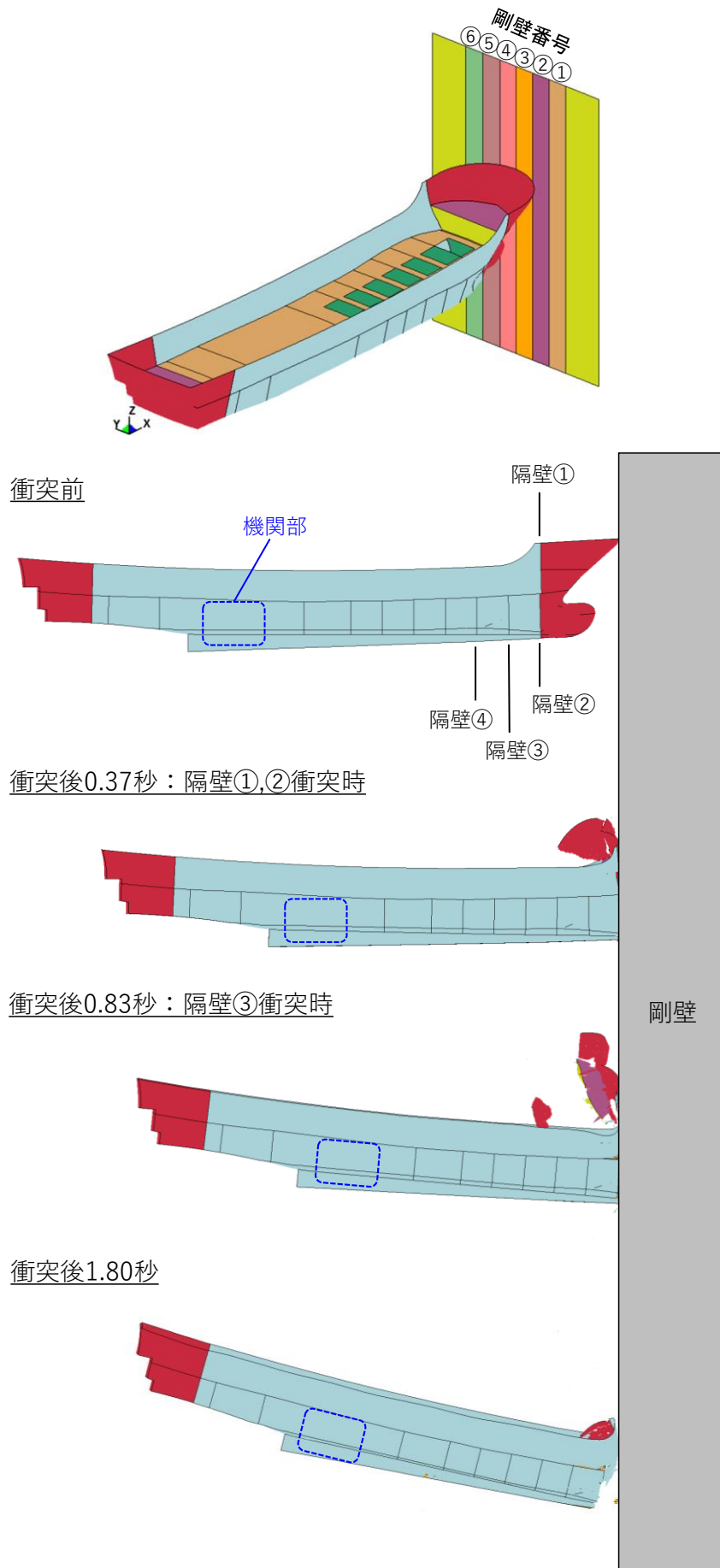


图 4.5.6-15 衝突狀況

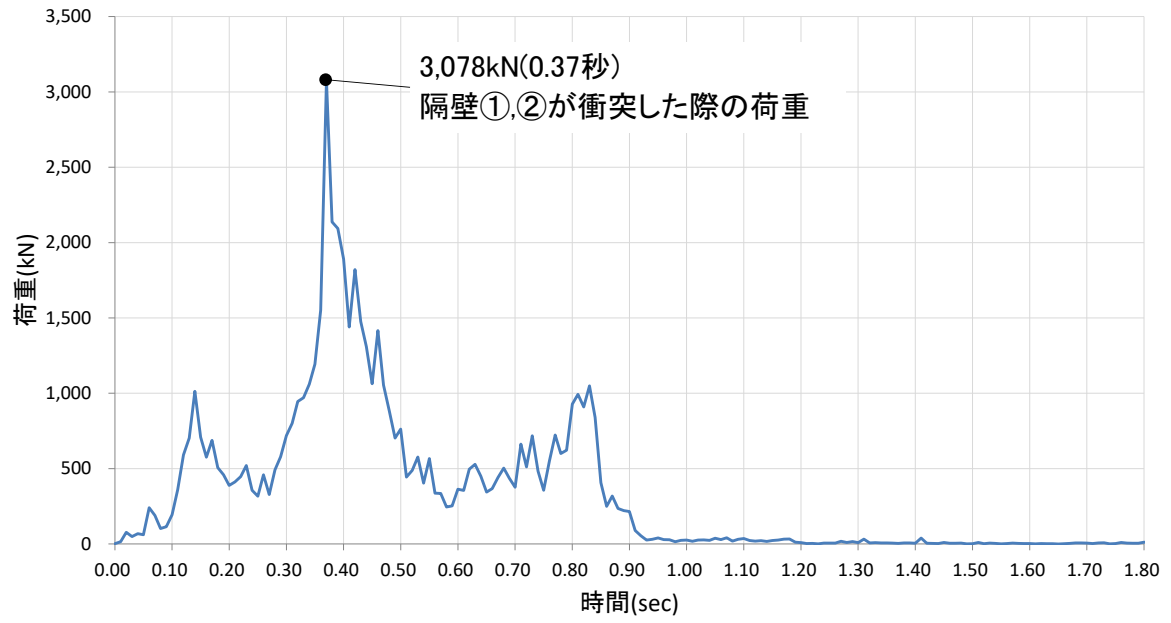
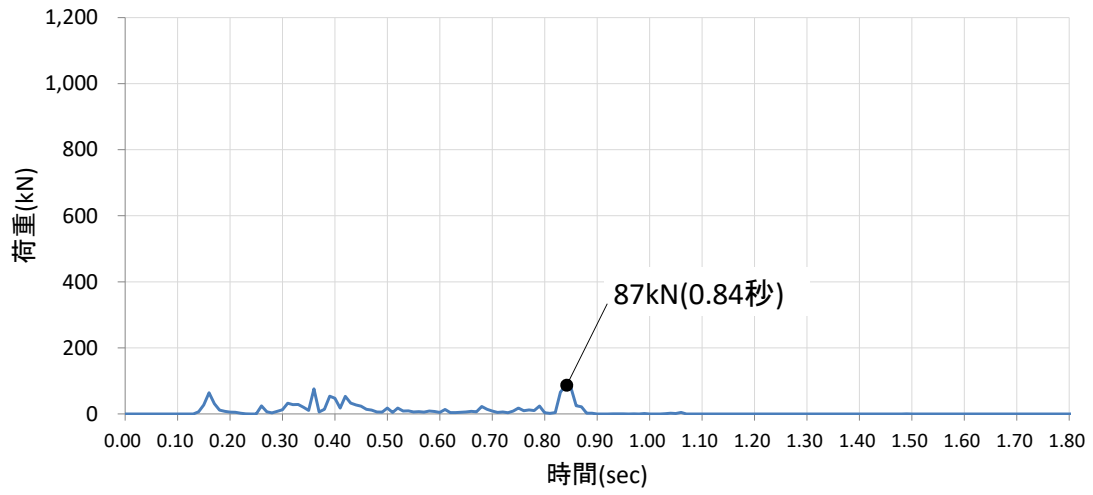
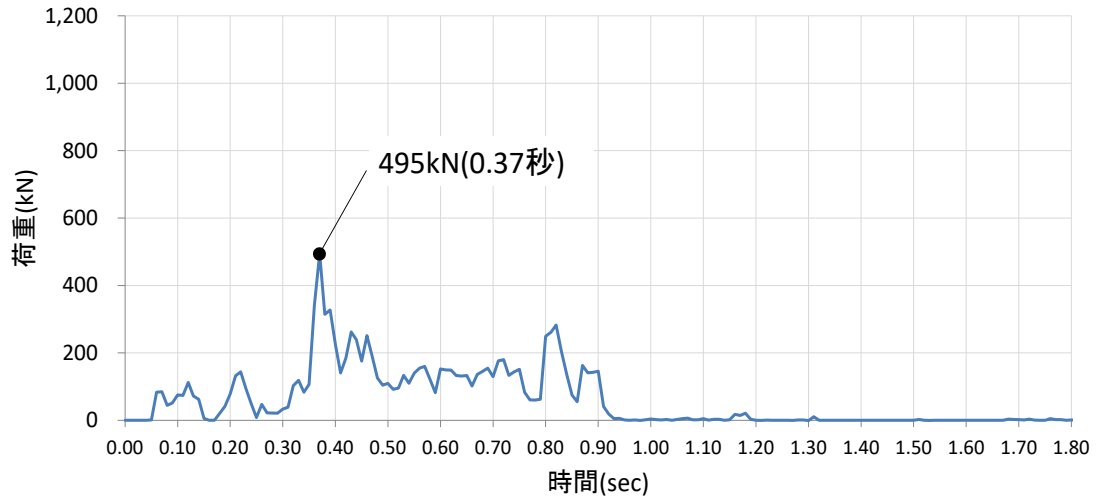


図 4.5.6-16 各剛壁の衝突荷重を集計した時刻歴

剛壁番号①



剛壁番号②



剛壁番号③

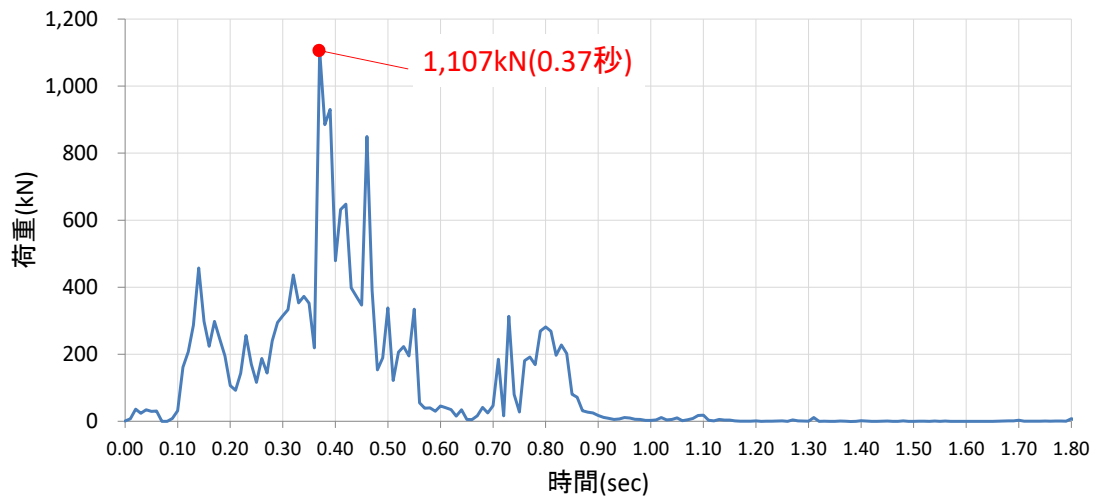
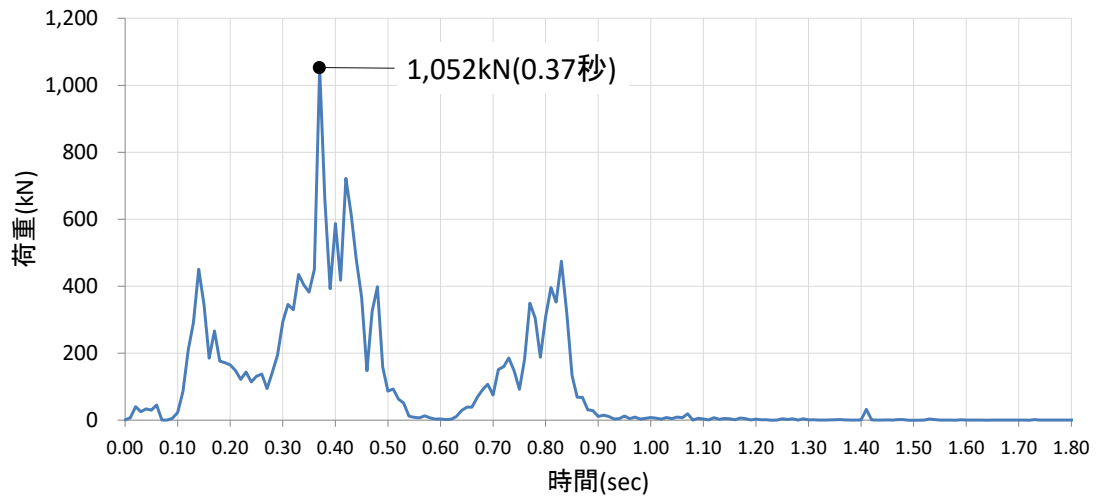
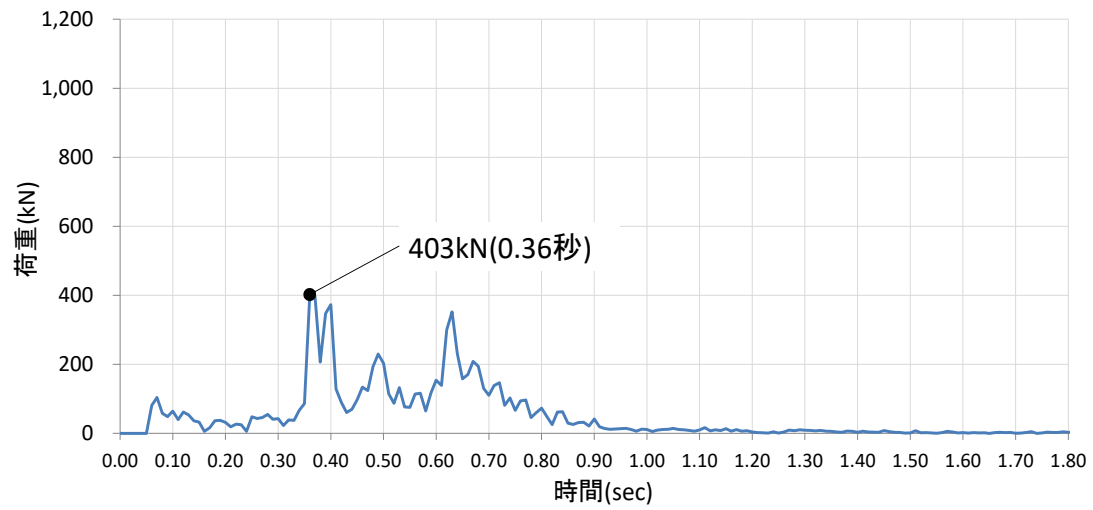


図 4.5.6-17 (1) 剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴

剛壁番号④



剛壁番号⑤



剛壁番号⑥

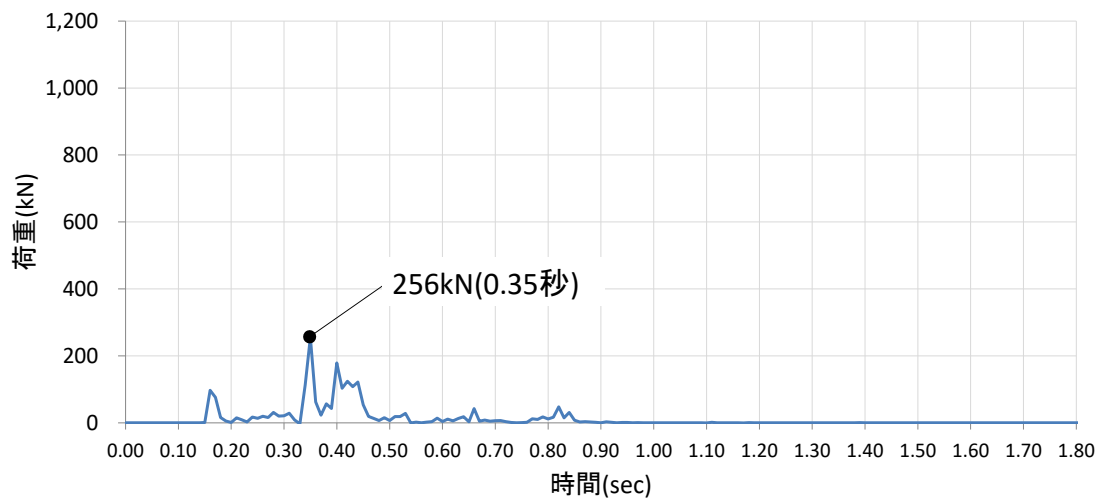


図 4.5.6-17 (2) 剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴

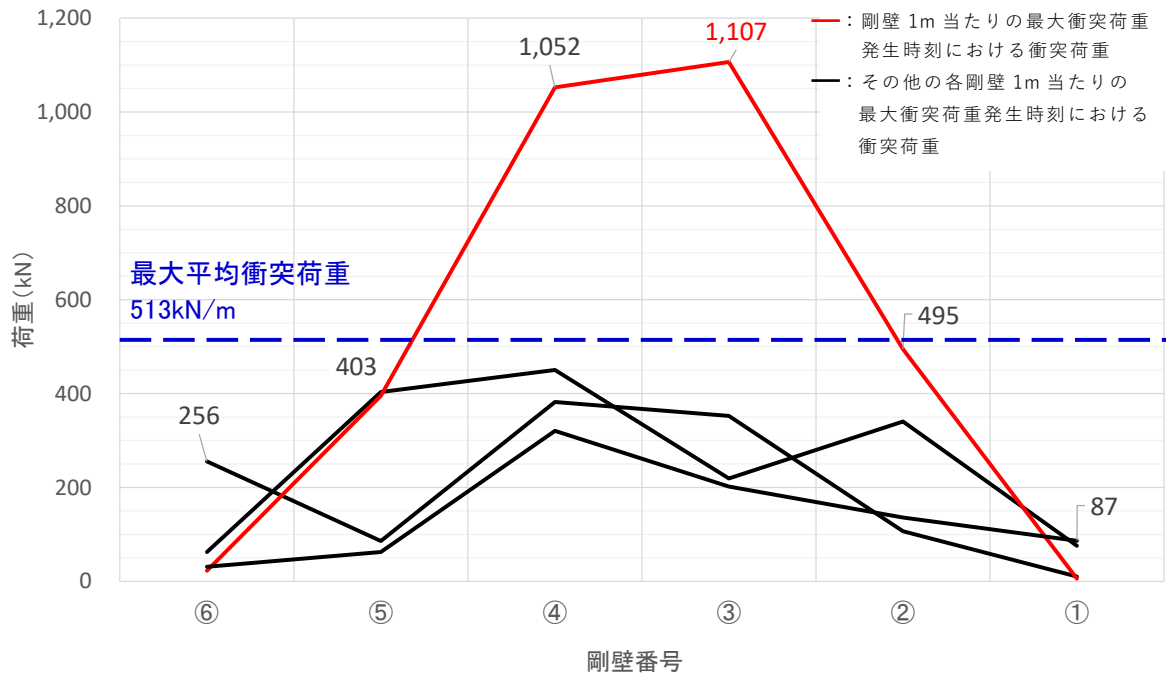


図 4.5.6-18 剛壁 1m 当たりの最大衝突荷重発生時刻における衝突荷重分布

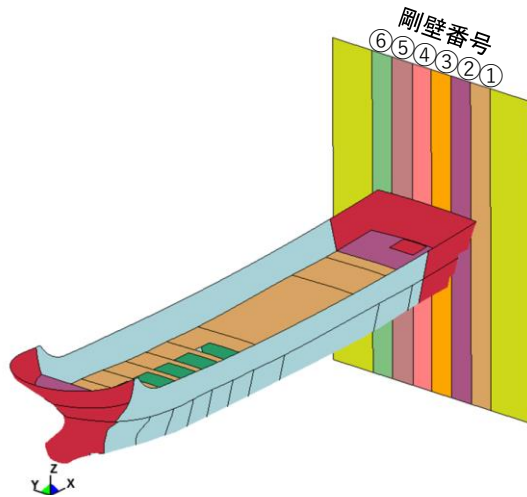
表 4.5.6-7 衝突荷重のまとめ

衝突荷重の集計値 (kN) 【時刻 (秒)】	剛壁 1m 当たりの 最大衝突荷重 (kN) 【時刻 (秒)】
3,078 【0.37】	1,107 【0.37】

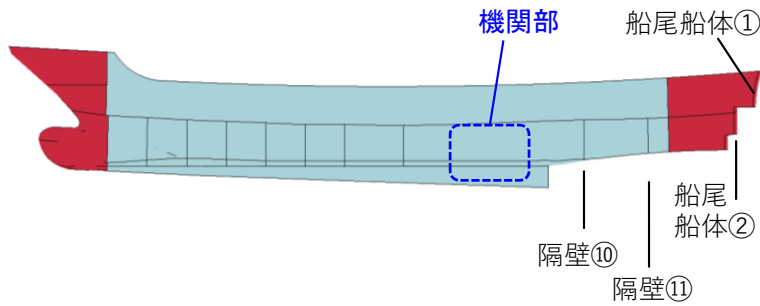
(b) ケース②（船尾衝突）

ケース②（船尾衝突）の解析結果のまとめを以下に示す。図 4.5.6-19 に衝突状況，図 4.5.6-20 に各剛壁の衝突荷重を集計した時刻歴，図 4.5.6-21 に剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴，図 4.5.6-22 に剛壁 1m 当たりの最大衝突荷重発生時刻における衝突荷重分布，表 4.5.6-8 に衝突荷重のまとめを示す。

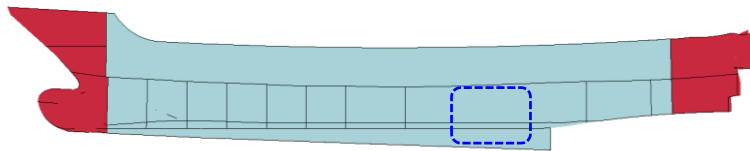
- ・ 図 4.5.6-19 より，船舶が剛壁に衝突することで，船尾から隔壁⑩付近まで破壊することを確認した。また，機関部（エンジン）が剛壁へ衝突していないことから，機関部の影響がないことを確認した。
- ・ 図 4.5.6-20 より，各剛壁（剛壁番号①～⑥）の衝突荷重を集計し，衝突後 0.48 秒（隔壁⑩衝突時）で最大となる 3,019kN となることを確認した。
- ・ 最大衝突荷重 3,019kN が発生する衝突後 0.48 秒において，残存質量として約 98.8%であることから，衝突時の船体破壊に伴う質量低下による衝突荷重への影響は軽微と判断する。
- ・ 衝突荷重の作用時間は 1.57 秒となることを確認した。
- ・ 図 4.5.6-21 より，剛壁 1m 当たりに作用する衝突荷重は，船尾の破壊に伴い大きくなり，剛壁番号②において衝突後 0.48 秒（隔壁⑩衝突時）で最大となる衝突荷重 937kN が作用することを確認した。なお，ケース①（船首衝突）の最大衝突荷重（3,078kN）と比較して，作用する衝突荷重が小さくなることを確認した。
- ・ 図 4.5.6-22 より，剛壁 1m 当たりの最大衝突荷重発生時刻における衝突荷重は分布的に作用していることを確認した。また，ケース②（船尾衝突）の最大平均衝突荷重（剛壁荷重作用幅 6m で除した等分布荷重）は，衝突後 0.48 秒で 503kN/m となり，剛壁番号①，②，④～⑥において衝突荷重の平均値を上回る荷重が発生することを確認した。



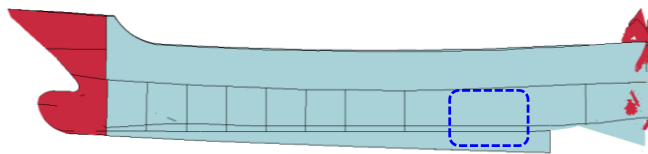
衝突前



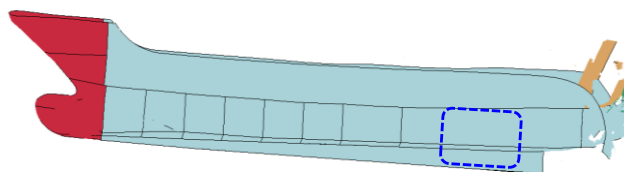
衝突後0.03秒：船尾船体①衝突時



衝突後0.48秒：隔壁⑪衝突時



衝突後1.80秒



剛壁

图 4.5.6-19 衝突状况

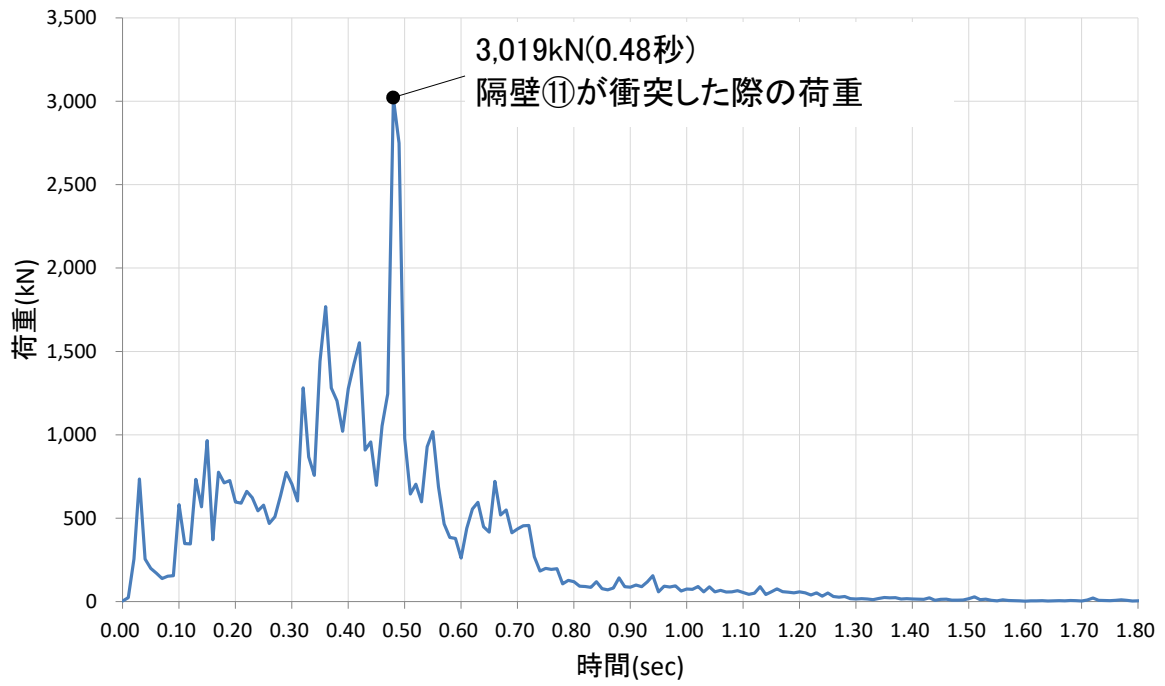
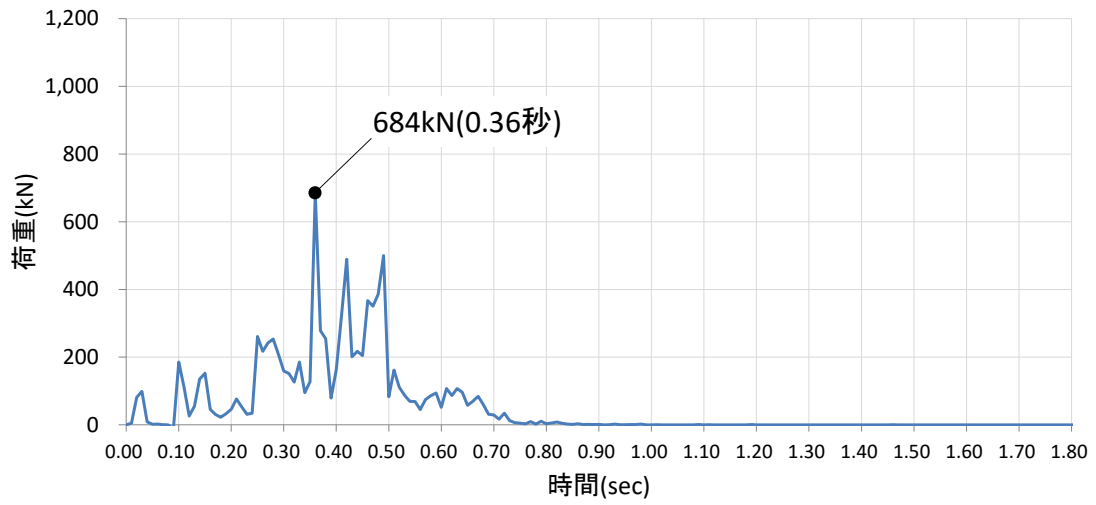
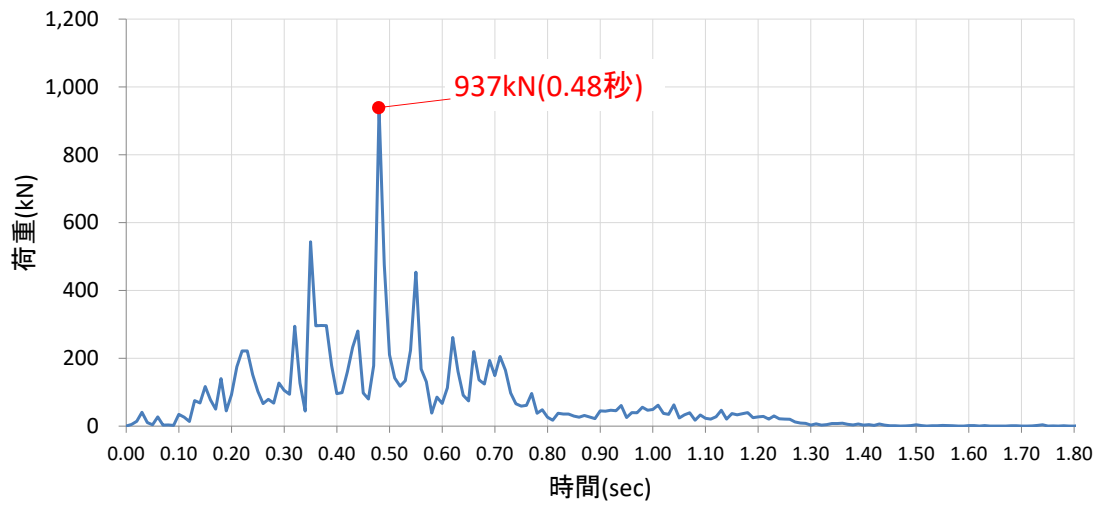


図 4.5.6-20 各剛壁の衝突荷重を集計した時刻歴

剛壁番号①



剛壁番号②



剛壁番号③

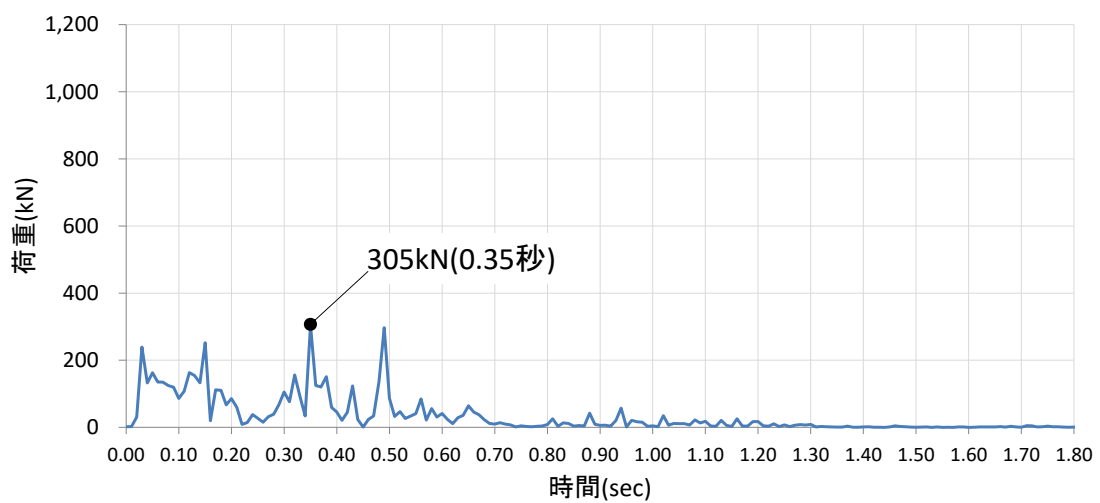
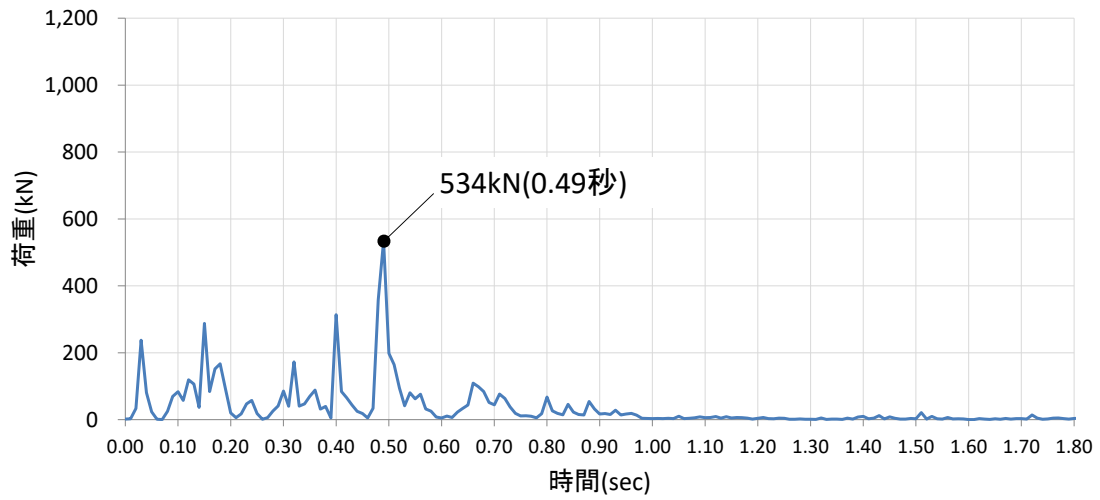
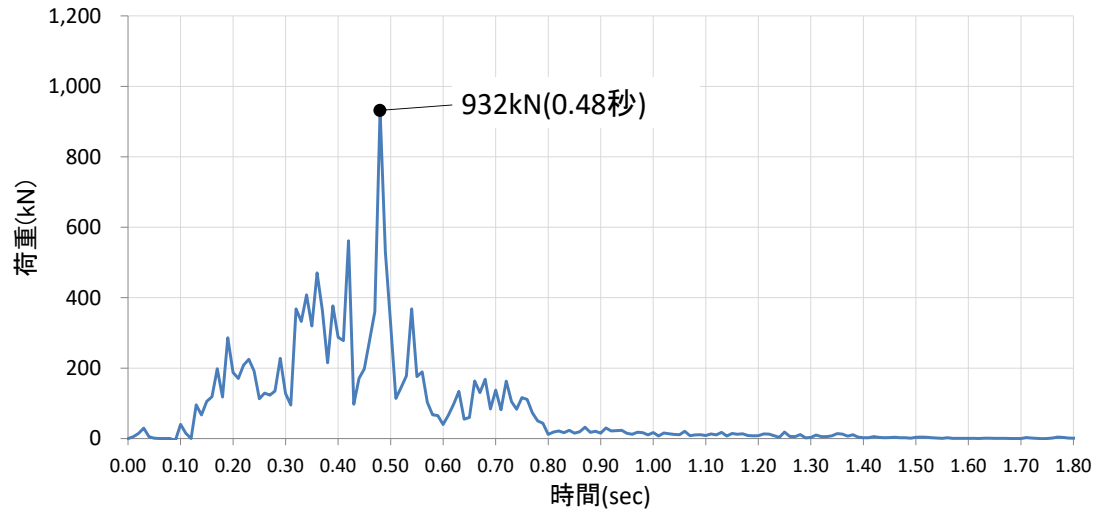


図 4.5.6-21 (1) 剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴

剛壁番号④



剛壁番号⑤



剛壁番号⑥

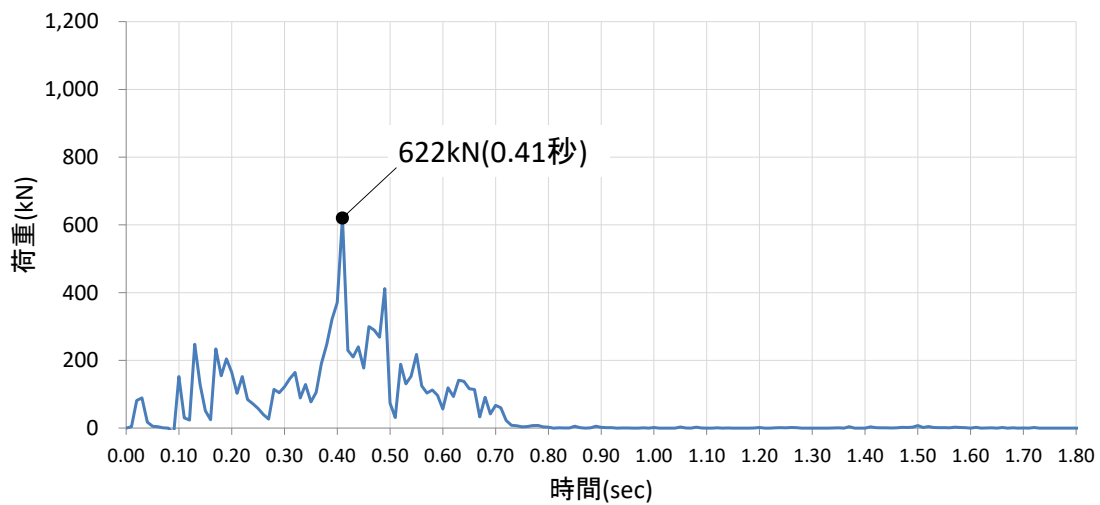


図 4.5.6-21 (2) 剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴

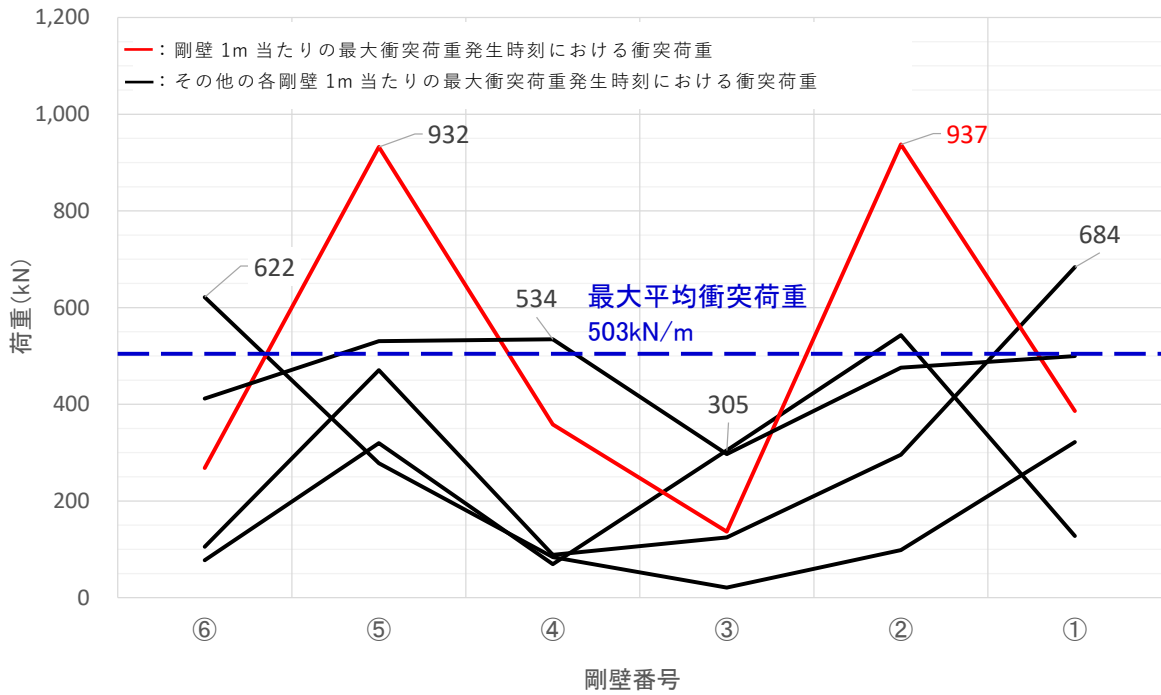


図 4.5.6-22 剛壁 1m 当たりの最大衝突荷重発生時刻における衝突荷重分布

表 4.5.6-8 衝突荷重のまとめ

衝突荷重の集計値 (kN) 【時刻 (秒)】	剛壁 1m 当たりの 最大衝突荷重 (kN) 【時刻 (秒)】
3,019 【0.48】	937 【0.48】

(c) ケース③（真横衝突）

ケース③（真横衝突）の解析結果のまとめを以下に示す。図 4.5.6-23 に衝突状況，図 4.5.6-24 に各剛壁の衝突荷重を集計した時刻歴，図 4.5.6-25 に剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴，図 4.5.6-26 に剛壁 1m 当たりの最大衝突荷重発生時刻における衝突荷重分布，表 4.5.6-9 に衝突荷重のまとめを示す。

- ・ 図 4.5.6-23 より，機関部（エンジン）が剛壁へ衝突していないことから，機関部の影響がないことを確認した。
- ・ 図 4.5.6-24 より，各剛壁（剛壁番号①～⑮）の衝突荷重を集計した場合においては，衝突後 0.03 秒（船側①衝突時）で最大となる 7,395kN となることを確認した。
- ・ 最大衝突荷重 7,395kN が発生する衝突後 0.03 秒において，残存質量として約 99.9% であることから，衝突時の船体破壊に伴う質量低下による衝突荷重への影響は軽微と判断する。
- ・ 衝突荷重の作用時間は 0.71 秒となり，ケース①（船首衝突）及びケース②（船尾衝突）と比較して，衝突荷重の作用時間が短いことを確認した。
- ・ 図 4.5.6-25 より，剛壁 1m 当たりに作用する衝突荷重は，船体側面の破壊に伴い大きくなり，剛壁番号⑧において衝突後 0.10 秒で最大となる衝突荷重 736kN が作用することを確認した。なお，ケース③（真横衝突）は船長さ方向の衝突形態となるため，ケース①（船首衝突）及びケース②（船尾衝突）と比較して，最大衝突荷重は小さくなっているが，剛壁延長方向に対する衝突荷重の作用幅が長くなることを確認した。
- ・ 図 4.5.6-26 より，剛壁 1m 当たりの最大衝突荷重発生時刻における衝突荷重は，ケース①（船首衝突）及びケース②（船尾衝突）と比較して，より分布的に作用していることを確認した。また，ケース③（真横衝突）の最大平均衝突荷重（剛壁荷重作用幅 24m で除した等分布荷重）は，衝突後 0.03 秒で 308kN/m となり，剛壁番号④～⑳，㉒，㉔，㉖において衝突荷重の平均値を上回る荷重が発生することを確認した。

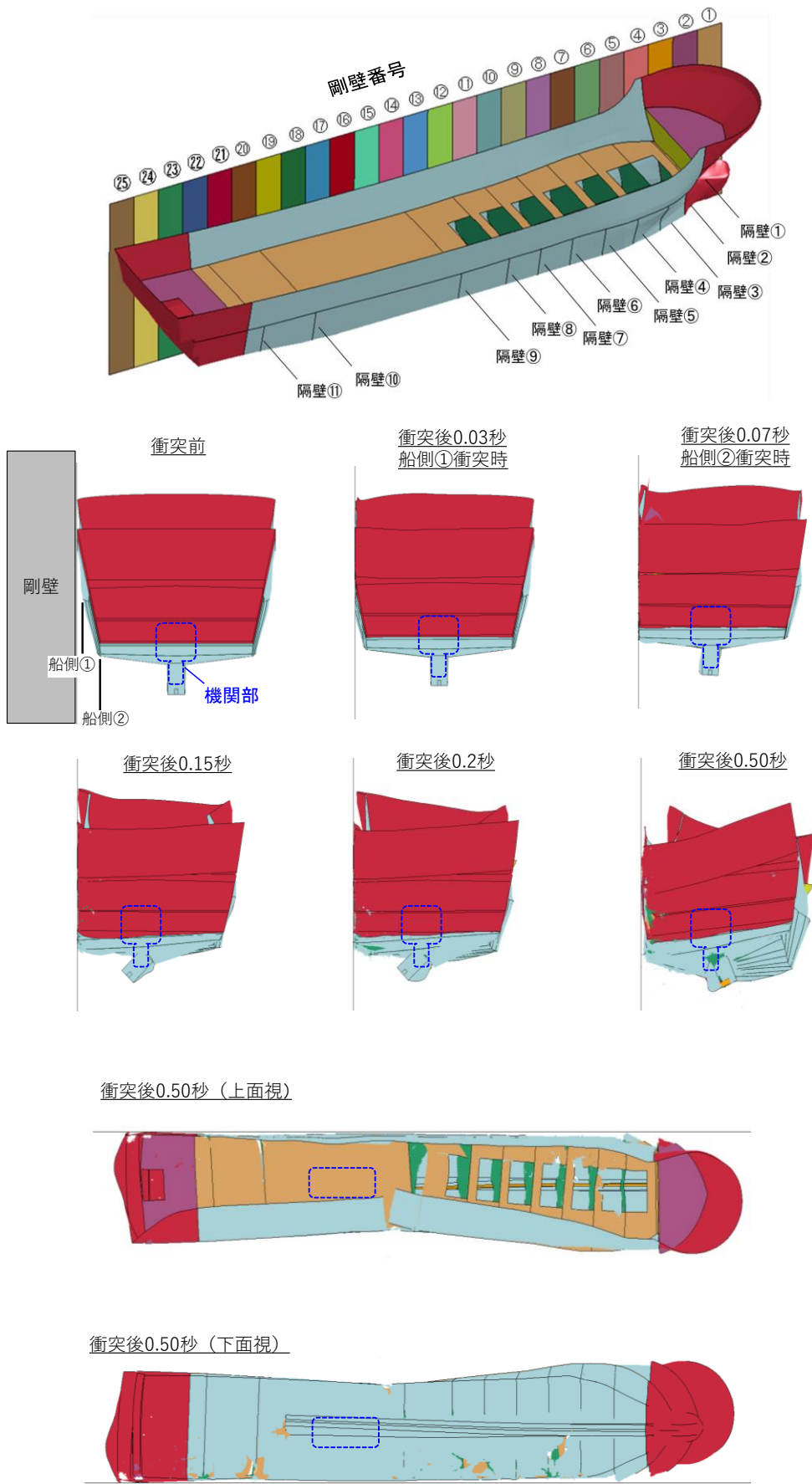


图 4.5.6-23 衝突狀況

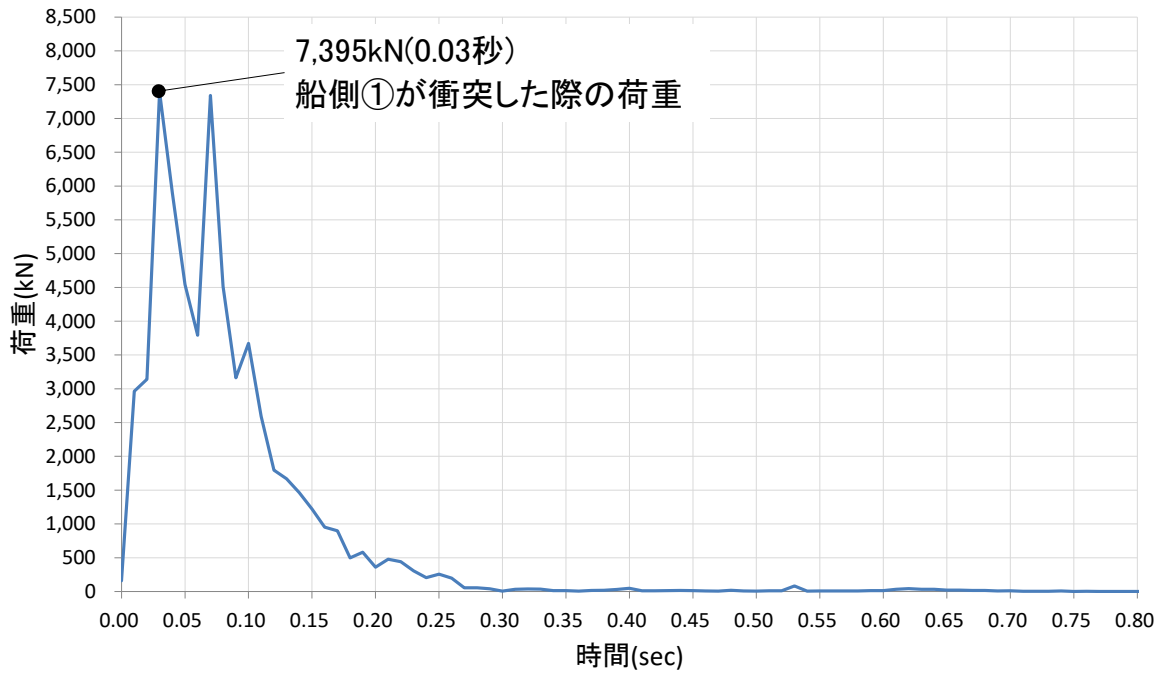
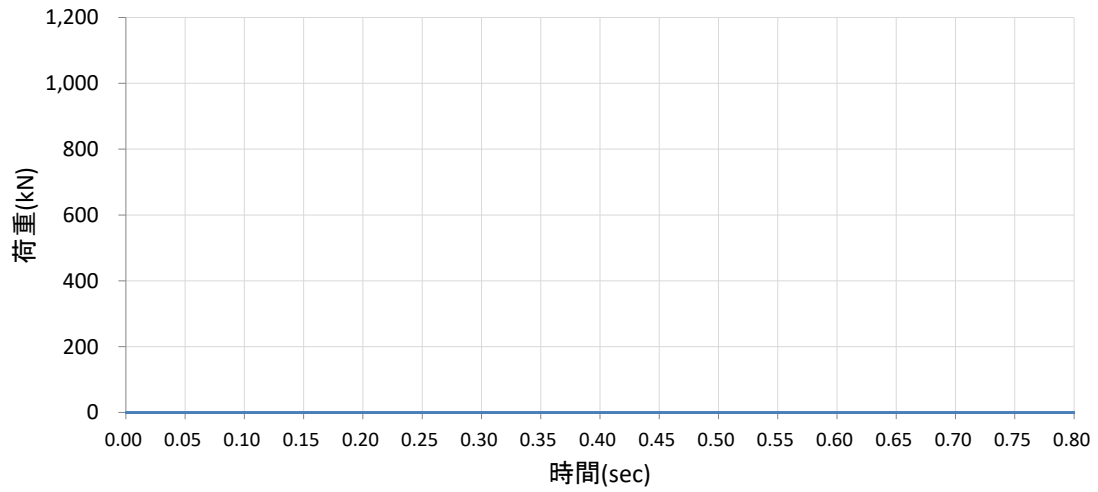
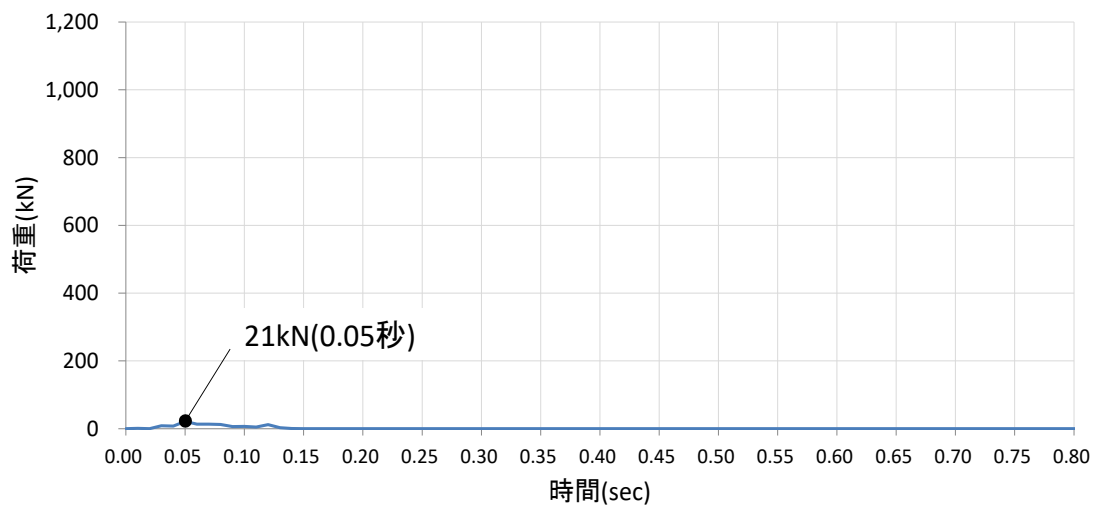


図 4.5.6-24 各剛壁の衝突荷重を集計した時刻歴

剛壁番号①



剛壁番号②



剛壁番号③

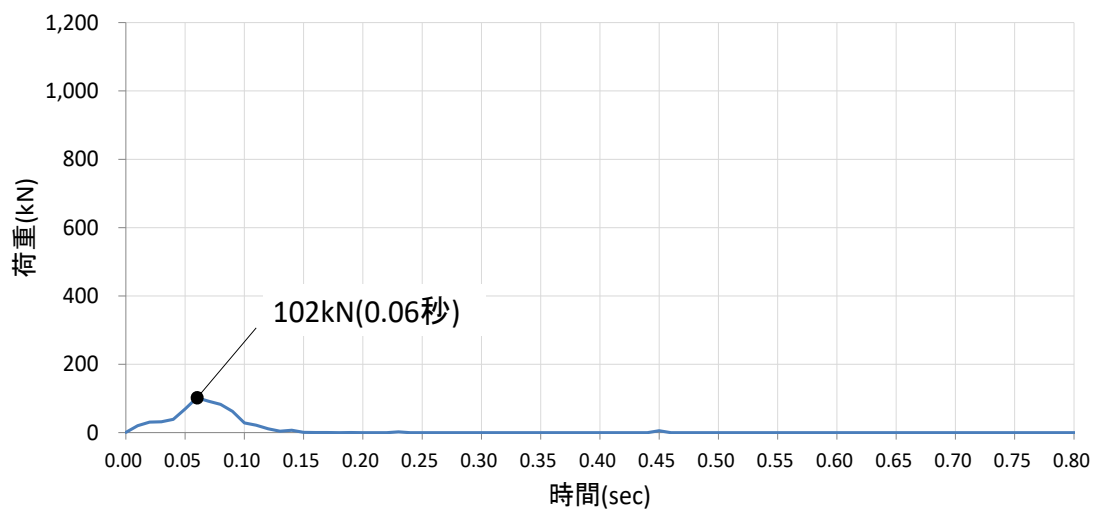
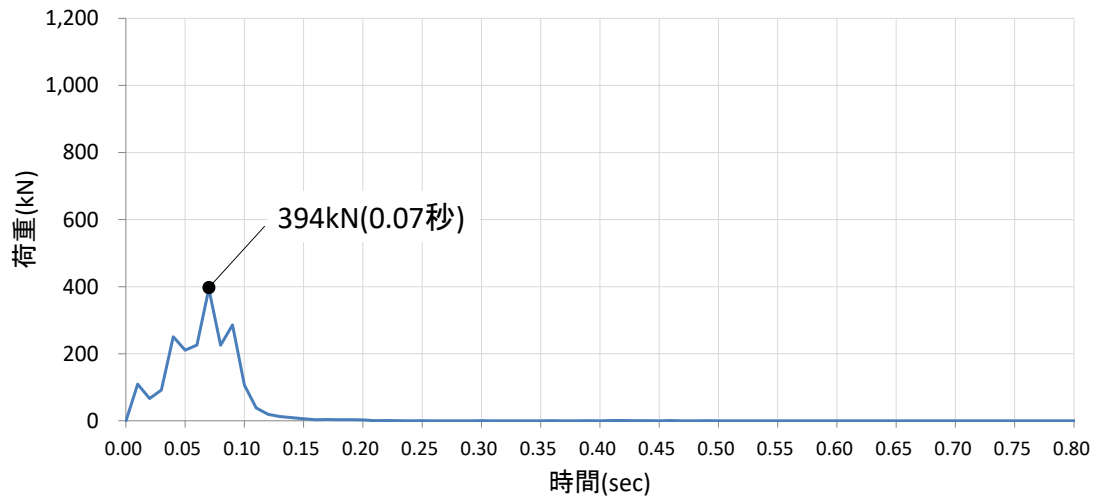
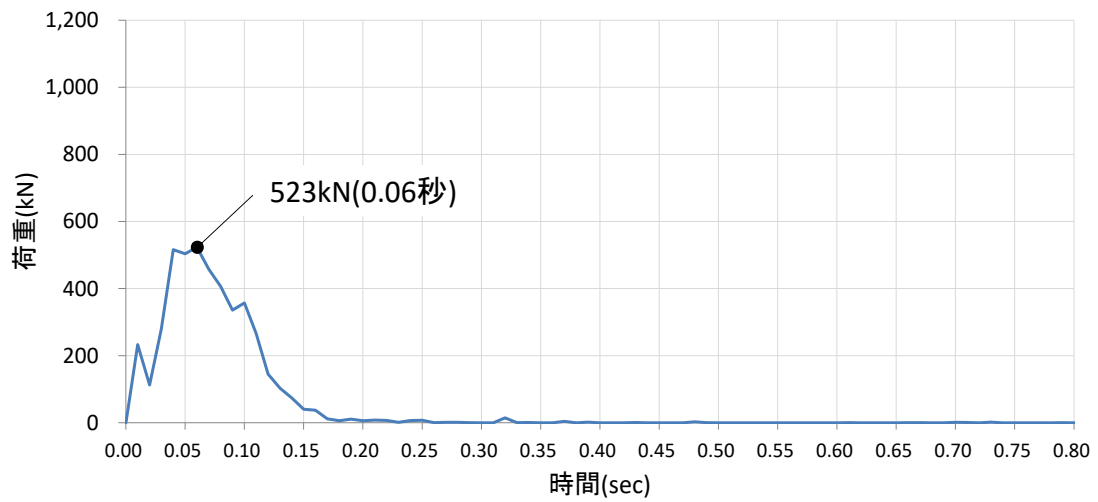


図 4.5.6-25 (1) 剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴

剛壁番号④



剛壁番号⑤



剛壁番号⑥

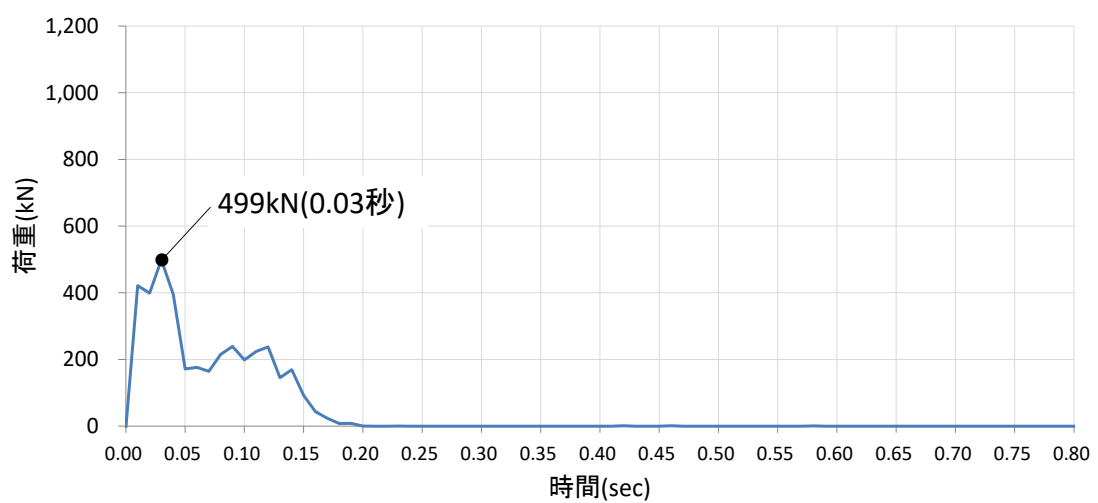
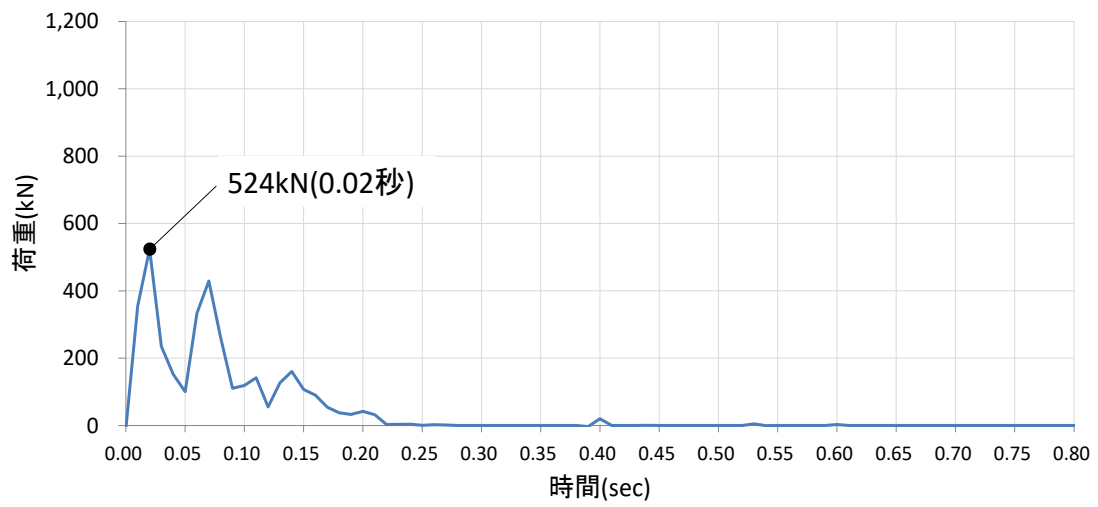
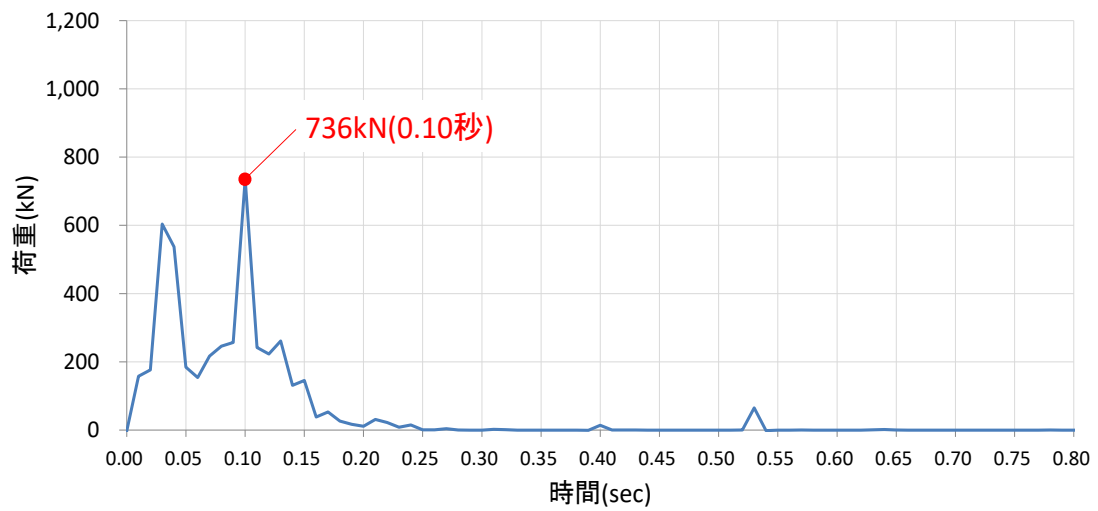


図 4.5.6-25 (2) 剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴

剛壁番号⑦



剛壁番号⑧



剛壁番号⑨

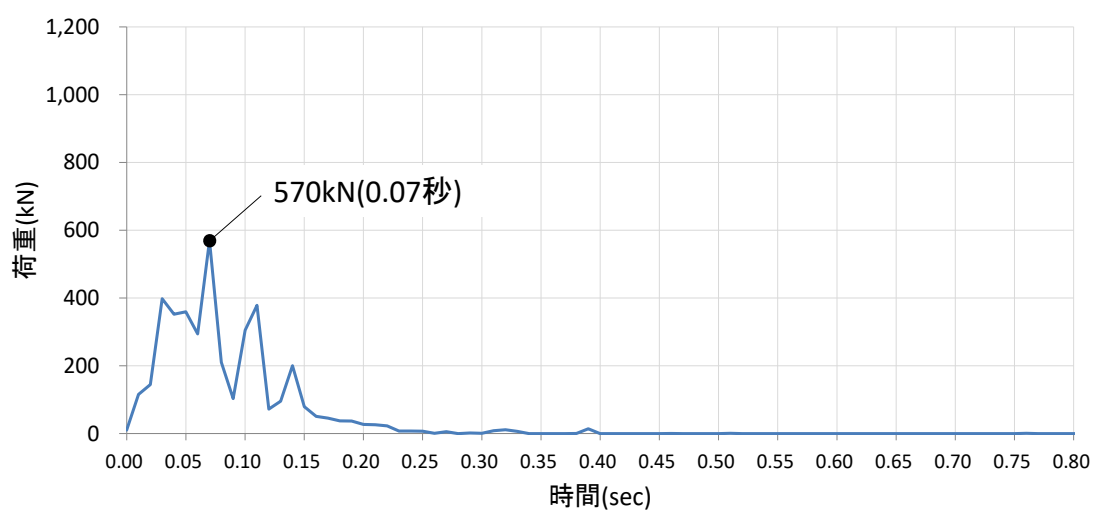
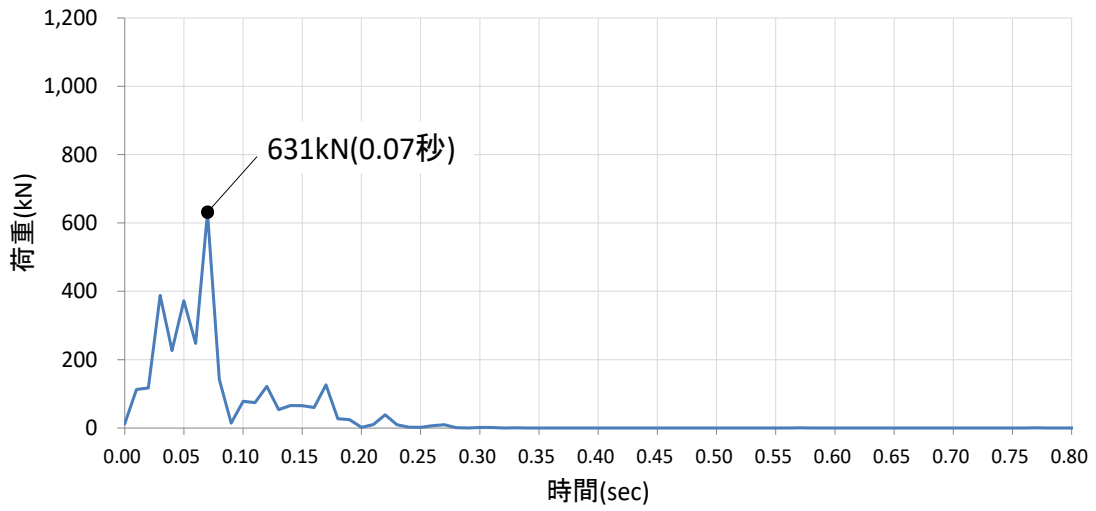
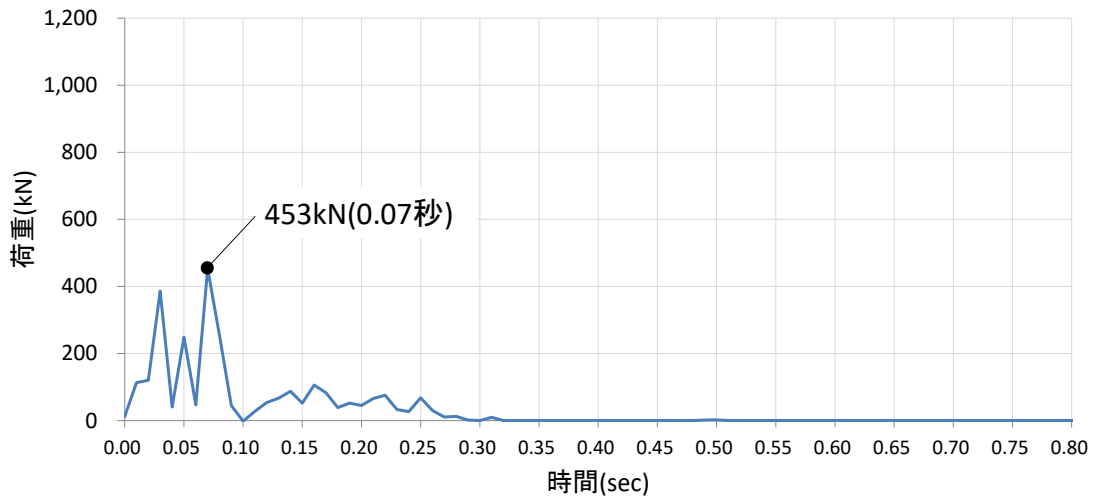


図 4.5.6-25 (3) 剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴

剛壁番号⑩



剛壁番号⑪



剛壁番号⑫

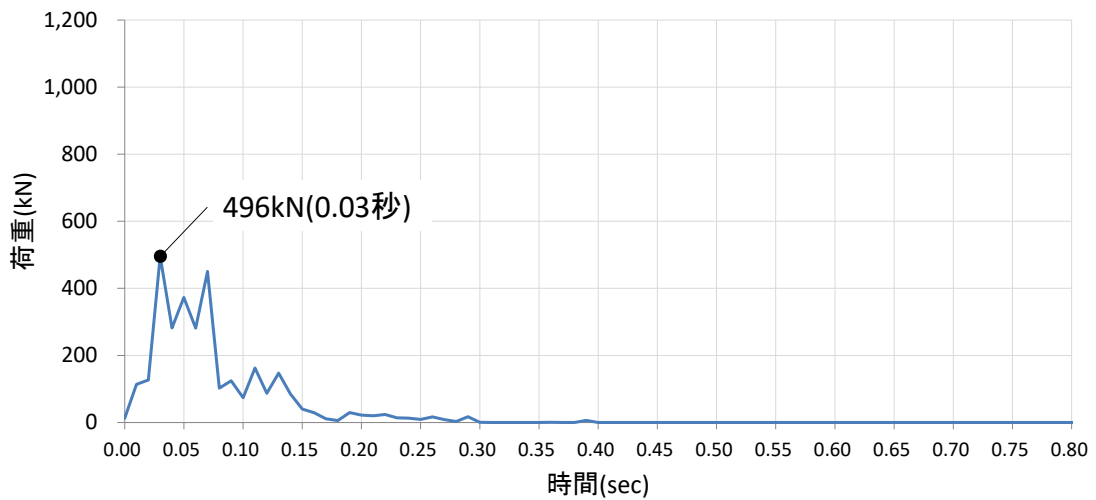
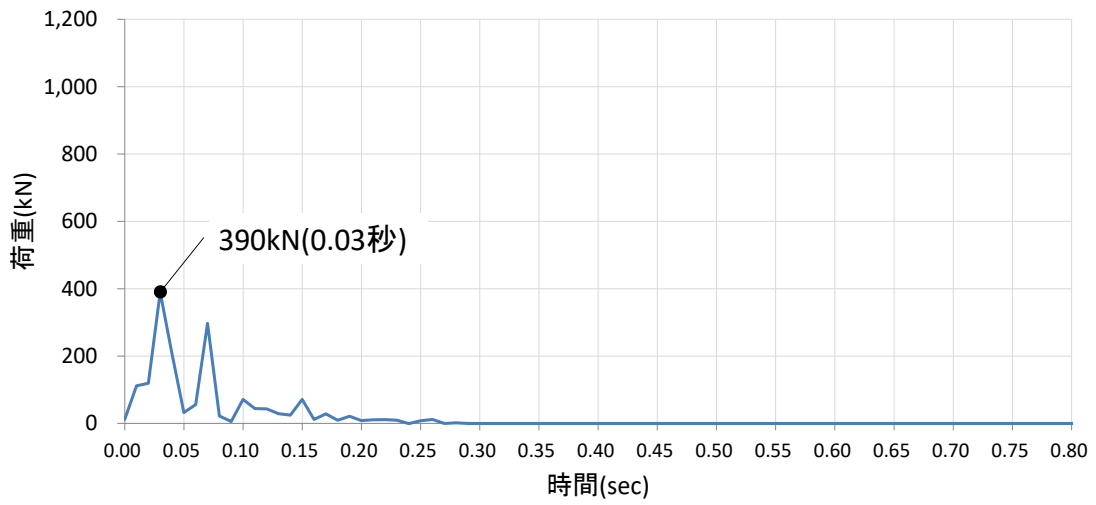
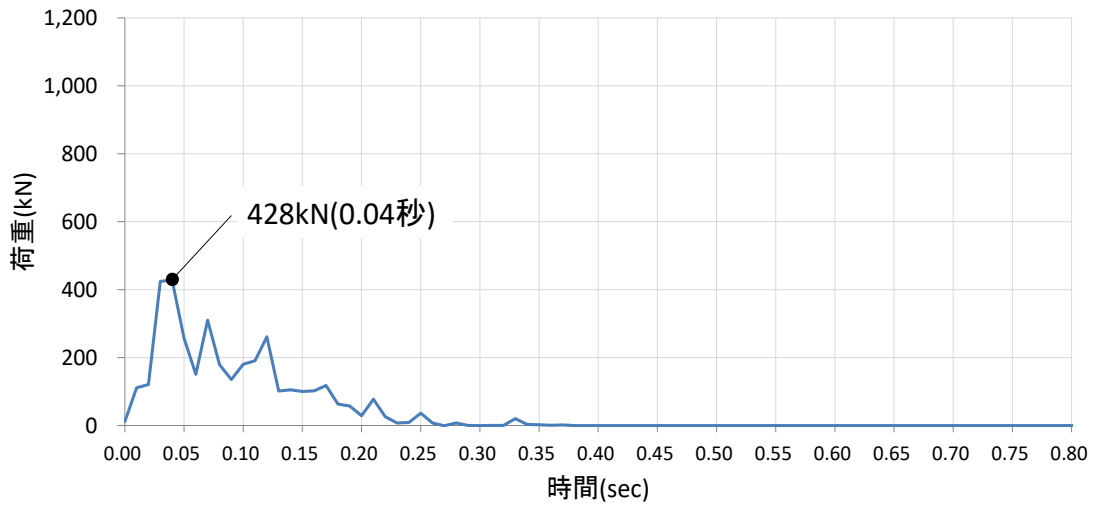


図 4.5.6-25 (4) 剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴

剛壁番号⑬



剛壁番号⑭



剛壁番号⑮

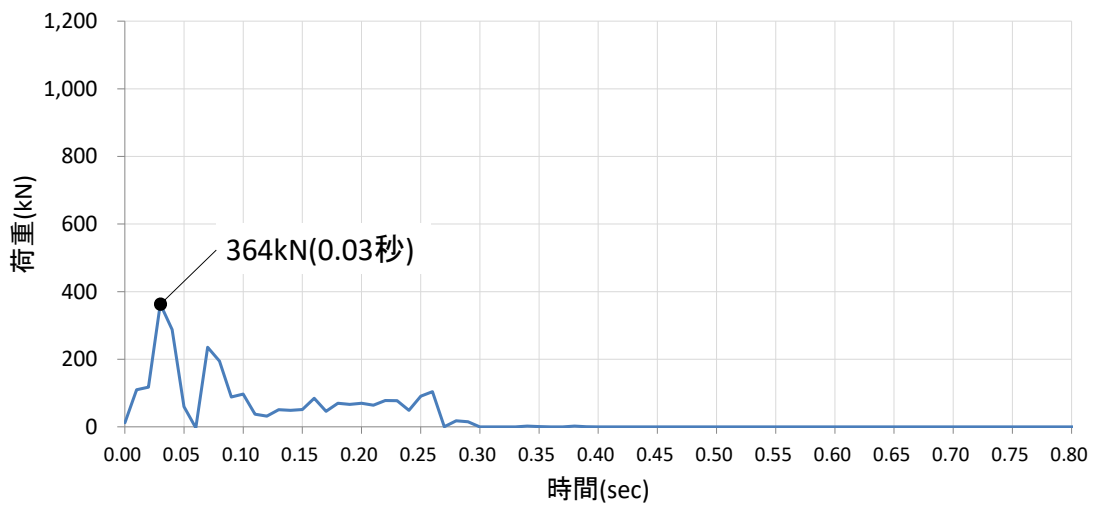
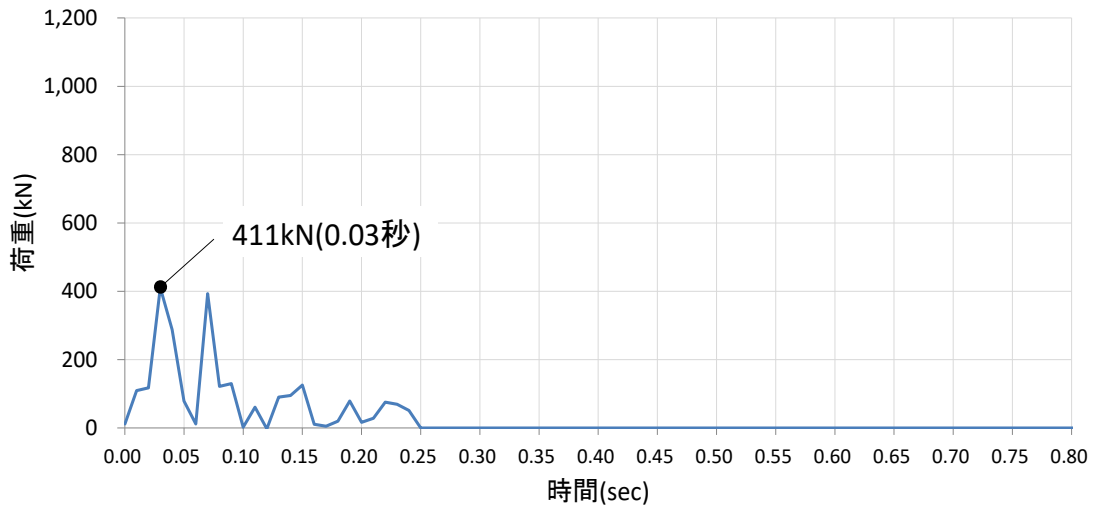
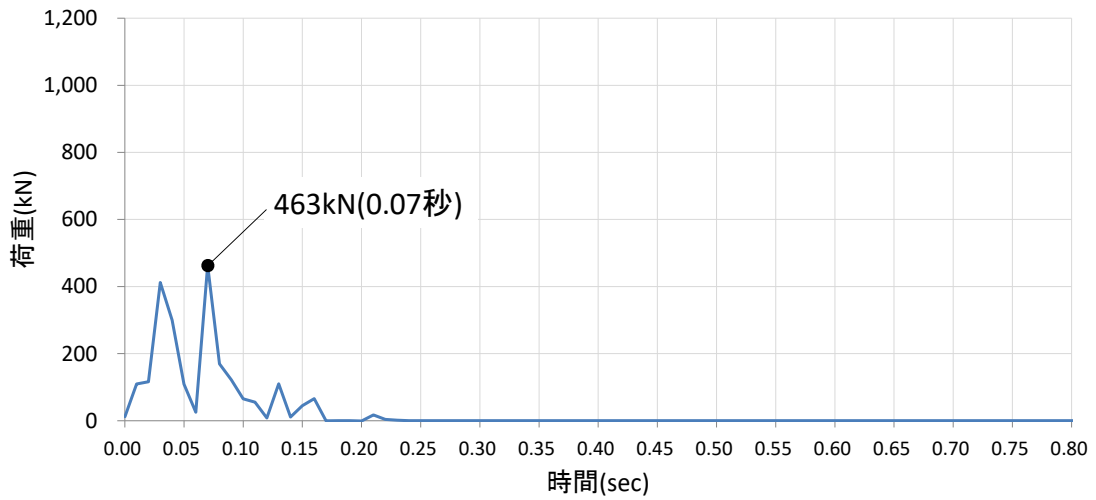


図 4.5.6-25 (5) 剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴

剛壁番号⑬



剛壁番号⑭



剛壁番号⑮

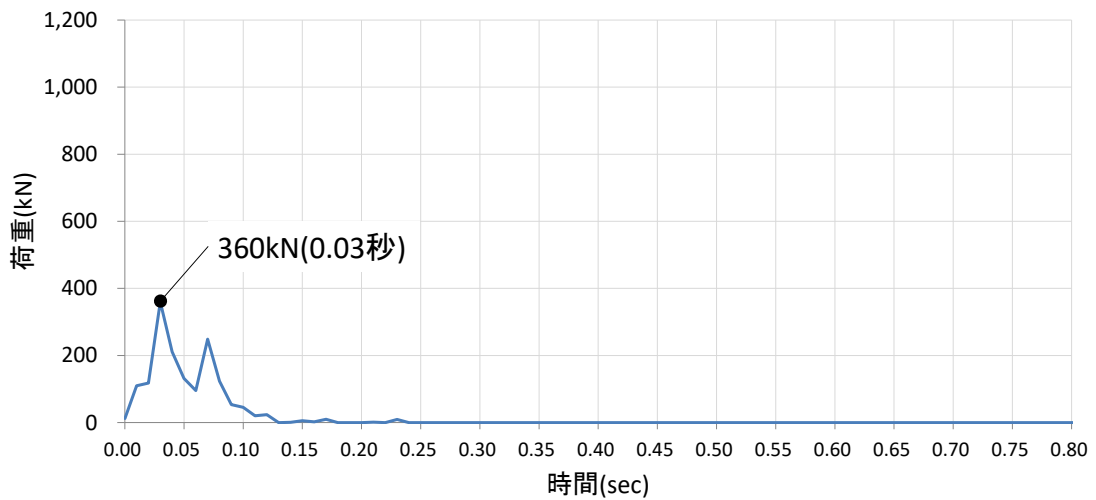
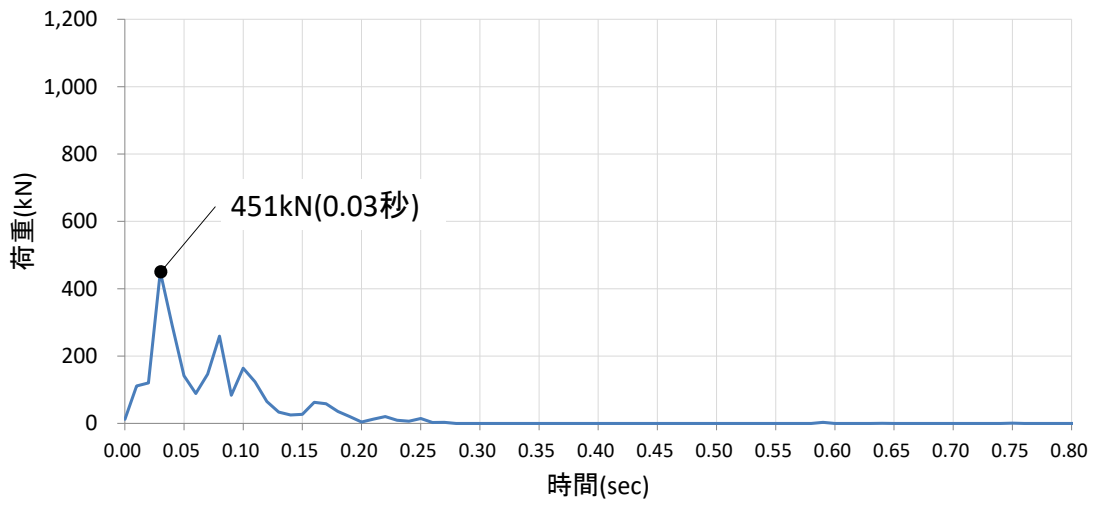
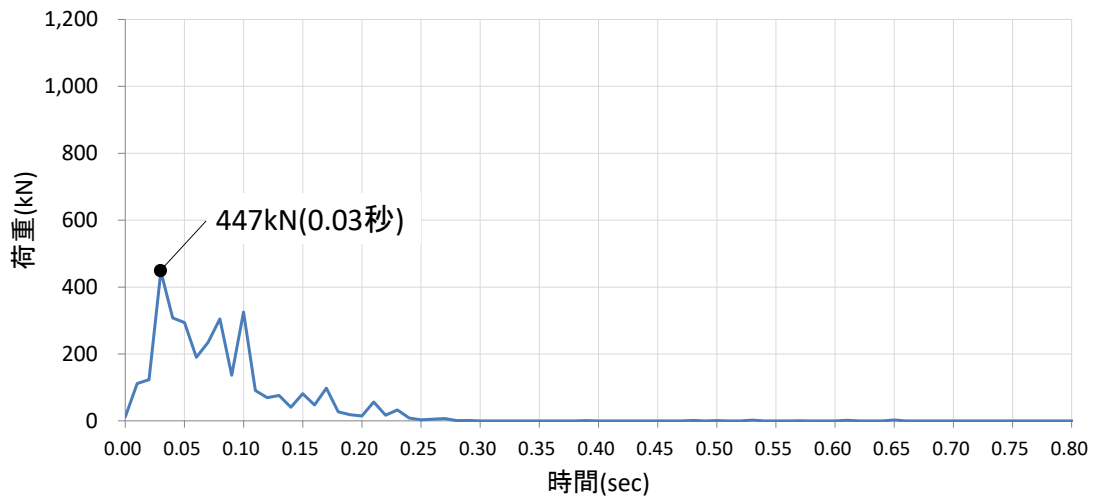


図 4.5.6-25 (6) 剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴

剛壁番号⑱



剛壁番号㉑



剛壁番号㉒

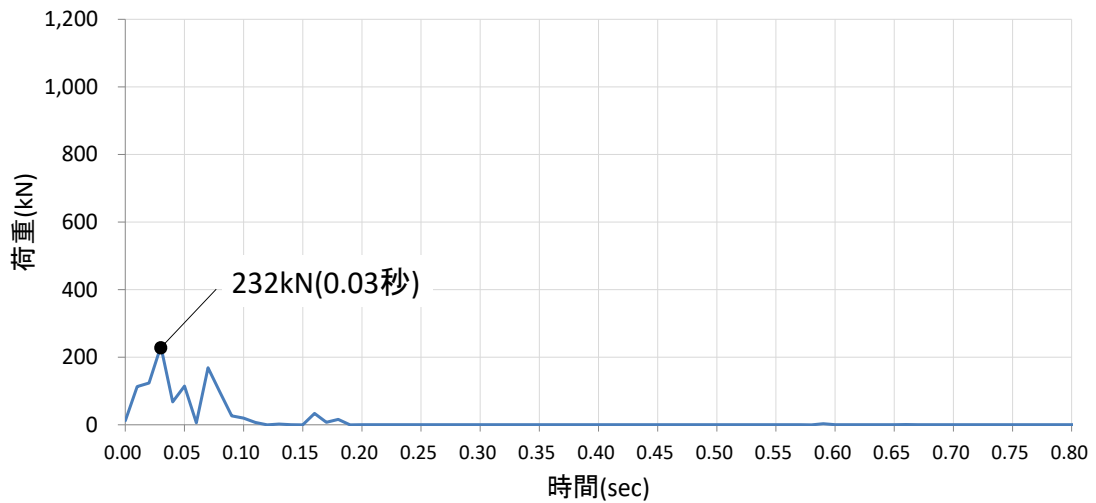
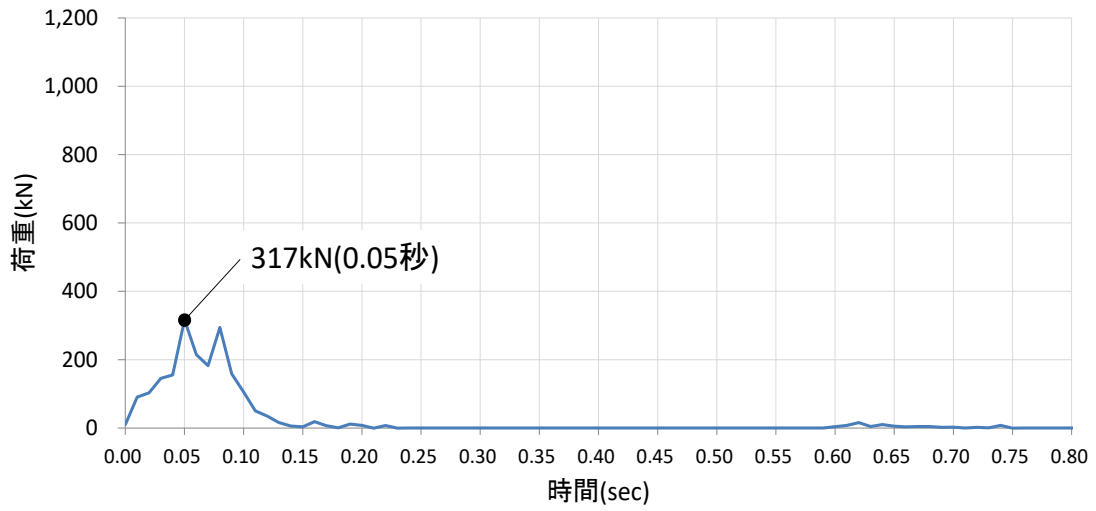
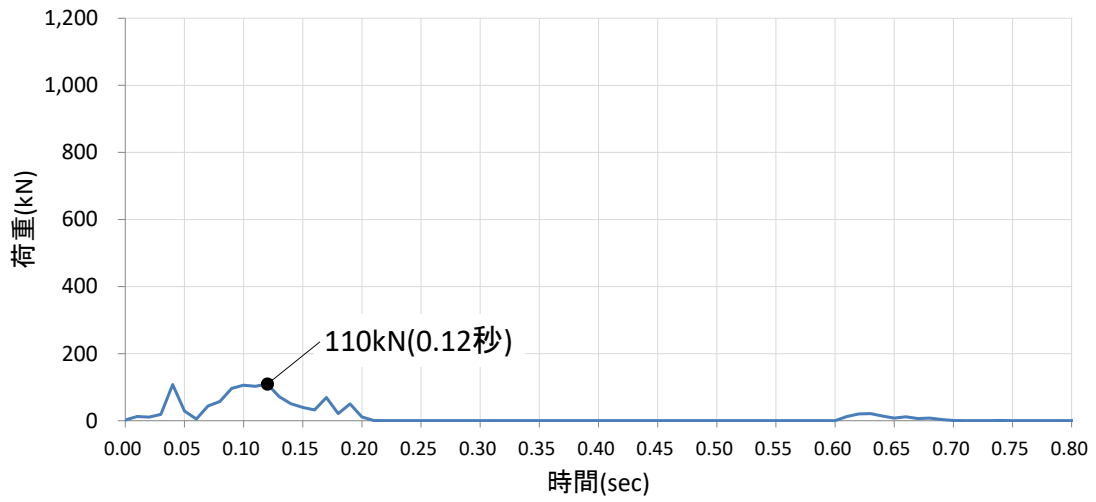


図 4.5.6-25 (7) 剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴

剛壁番号②



剛壁番号③



剛壁番号④

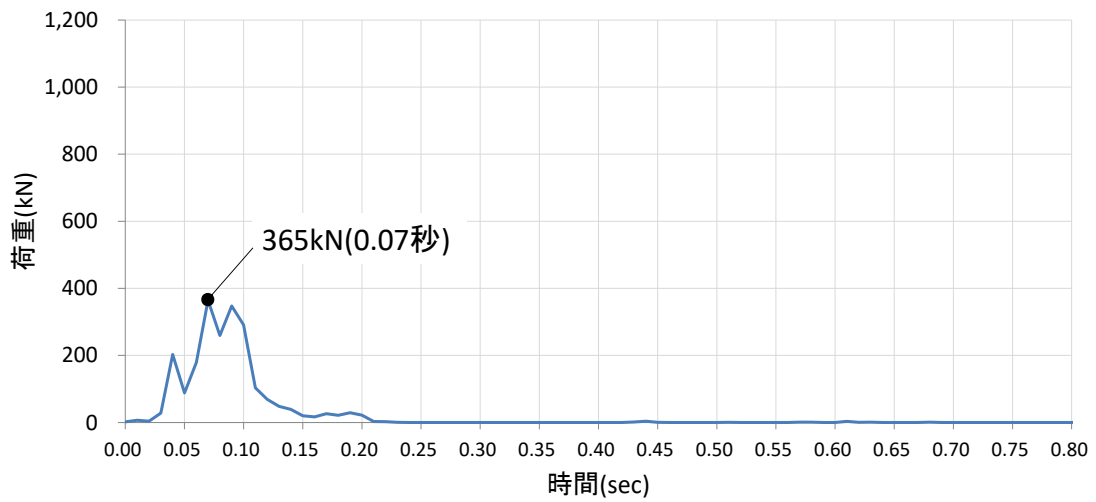


図 4.5.6-25 (8) 剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴

剛壁番号⑮

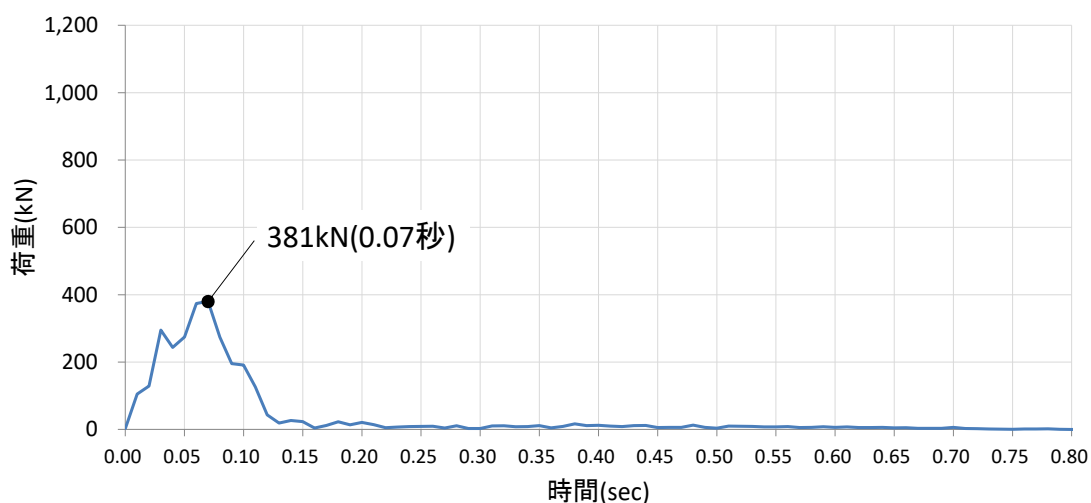


図 4.5.6-25 (9) 剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴

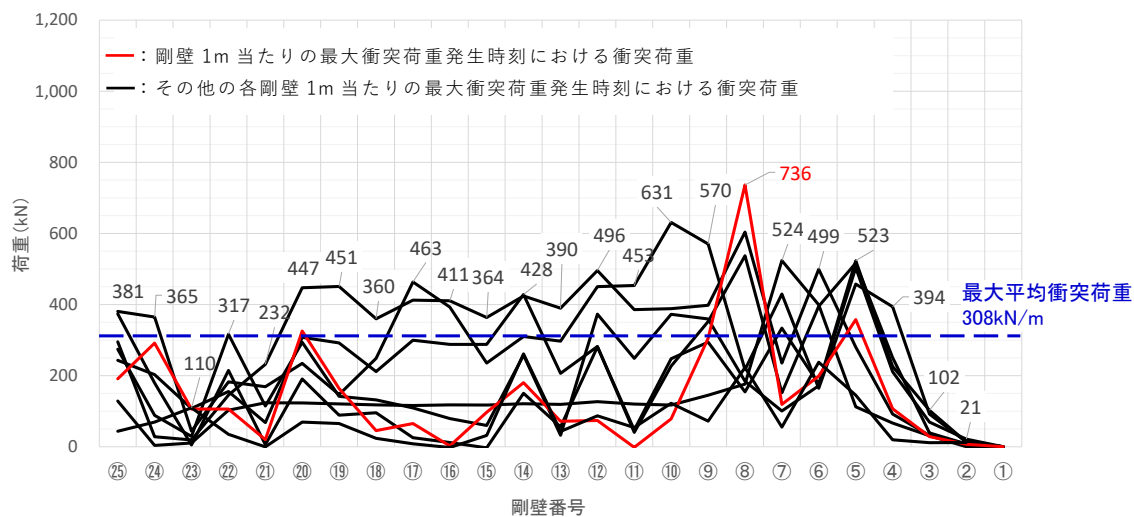


図 4.5.6-26 剛壁 1m 当たりの最大衝突荷重発生時刻における衝突荷重分布

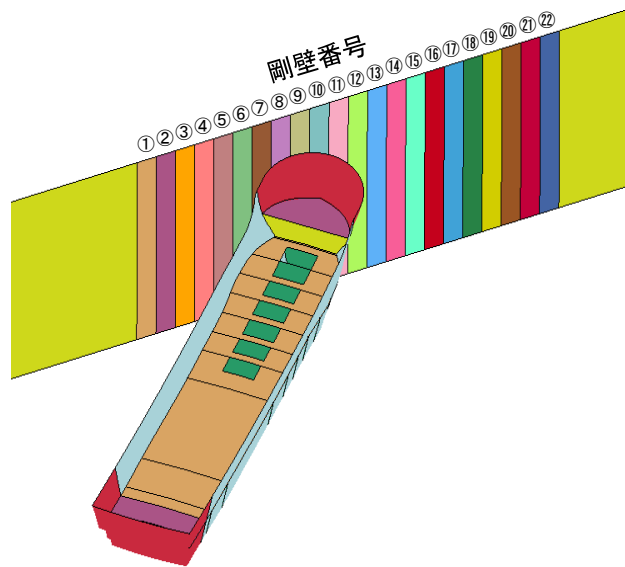
表 4.5.6-9 衝突荷重のまとめ

衝突荷重の集計値(kN) 【時刻(秒)】	剛壁 1m 当たりの 最大衝突荷重(kN) 【時刻(秒)】
7,395 【0.03】	736 【0.10】

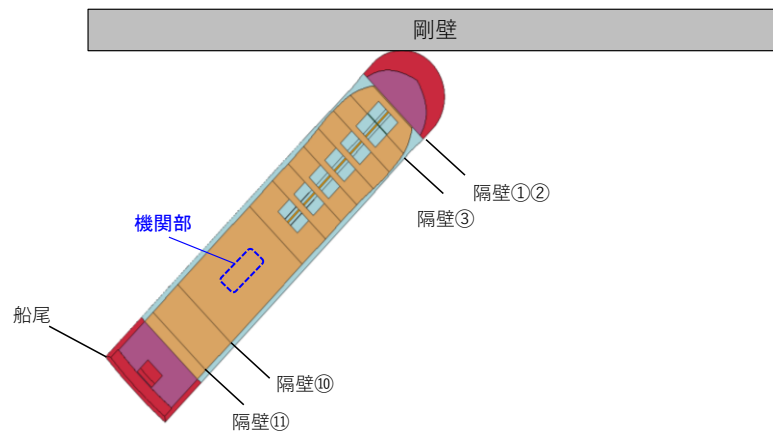
(d) ケース④（斜め船首衝突）

ケース④（斜め船首衝突）の解析結果のまとめを以下に示す。図 4.5.6-27 に衝突状況，図 4.5.6-28 に各剛壁の衝突荷重を集計した時刻歴，図 4.5.6-29 に剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴，図 4.5.6-30 に剛壁 1m 当たりの最大衝突荷重発生時刻における衝突荷重分布，表 4.5.6-10 に衝突荷重のまとめを示す。

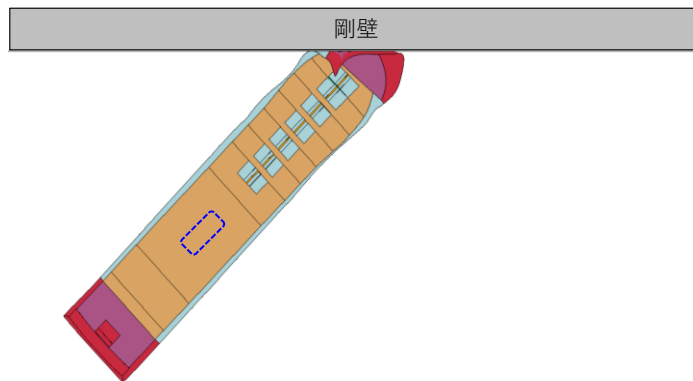
- ・ 図 4.5.6-27 より，機関部（エンジン）が剛壁へ衝突していないことから，機関部の影響がないことを確認した。
- ・ 図 4.5.6-28 より，各剛壁（剛壁番号①～⑫）の衝突荷重を集計した場合においては，衝突直後から荷重が大きくなり，衝突後 0.31 秒（隔壁①，②衝突時）に最大となる 1,073kN が作用することを確認した。また，衝突後 2.27 秒（船尾，隔壁⑩，⑪衝突時）にも 541kN の荷重が作用しているが，これは斜めから衝突した後に船体が剛壁に平行となる方向に回転し，船尾付近の船体側面が衝突することにより瞬間的に生じていることを確認した。
- ・ 最大衝突荷重 1,073kN が発生する衝突後 0.31 秒において，残存質量として約 99.9% であることから，衝突時の船体破壊に伴う質量低下による衝突荷重への影響は軽微と判断する。
- ・ 衝突荷重の作用時間は 2.85 秒となり，ケース①（船首衝突），ケース②（船尾衝突）及びケース③（真横衝突）と比較して，衝突荷重の作用時間が長いことを確認した。
- ・ 図 4.5.6-29 より，剛壁 1m 当たりに作用する衝突荷重は，船首の破壊に伴い大きくなり，剛壁番号⑪において衝突後 0.32 秒（隔壁①，②衝突時）で最大となる衝突荷重 444kN が作用することを確認した。なお，ケース④（斜め船首衝突）はケース①（船首衝突），ケース②（船尾衝突）及びケース③（真横衝突）と比較して，最大衝突荷重が小さくなっていることを確認した。
- ・ 図 4.5.6-30 より，衝突荷重は分布的に作用していることを確認した。また，ケース④（斜め船首衝突）は，剛壁に対して 45° に衝突し，船体が回転し，再度衝突することから，最大平均衝突荷重（剛壁荷重作用幅 5m で除した等分布荷重）は，衝突後 0.31 秒で 215kN/m となり，剛壁番号⑨～⑫において衝突荷重の平均値を上回る荷重が発生することを確認した。



衝突前



衝突後0.31秒：隔壁①、②衝突時



衝突後2.27秒：船尾、隔壁⑩、⑪衝突時

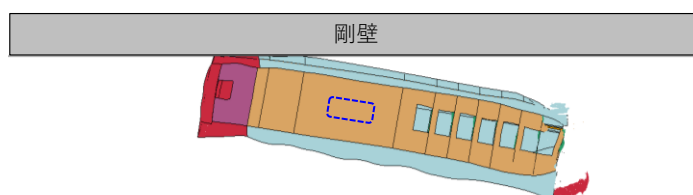


図 4.5.6-27 衝突状況

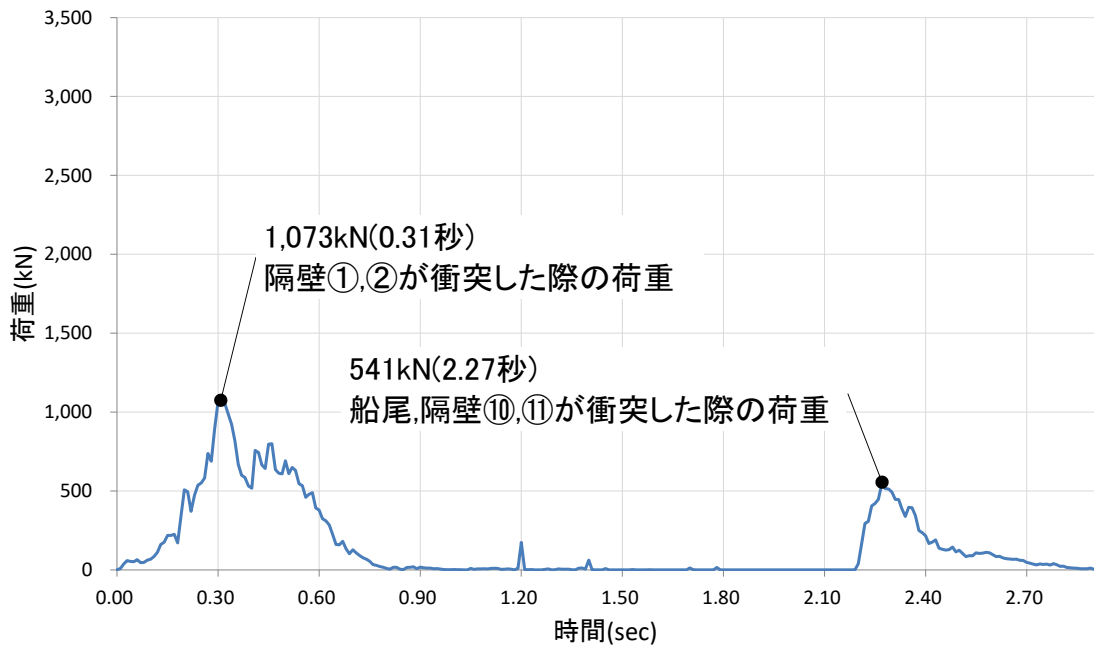
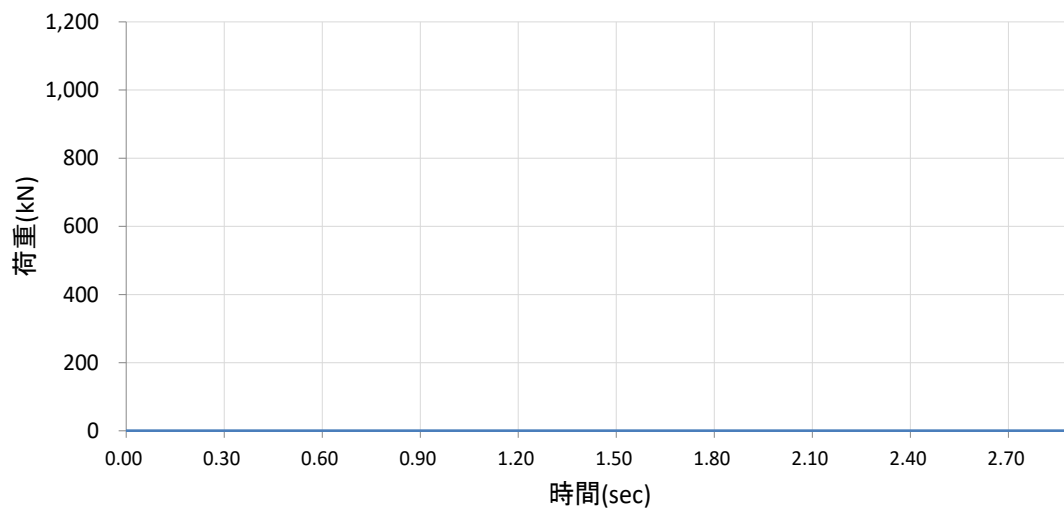
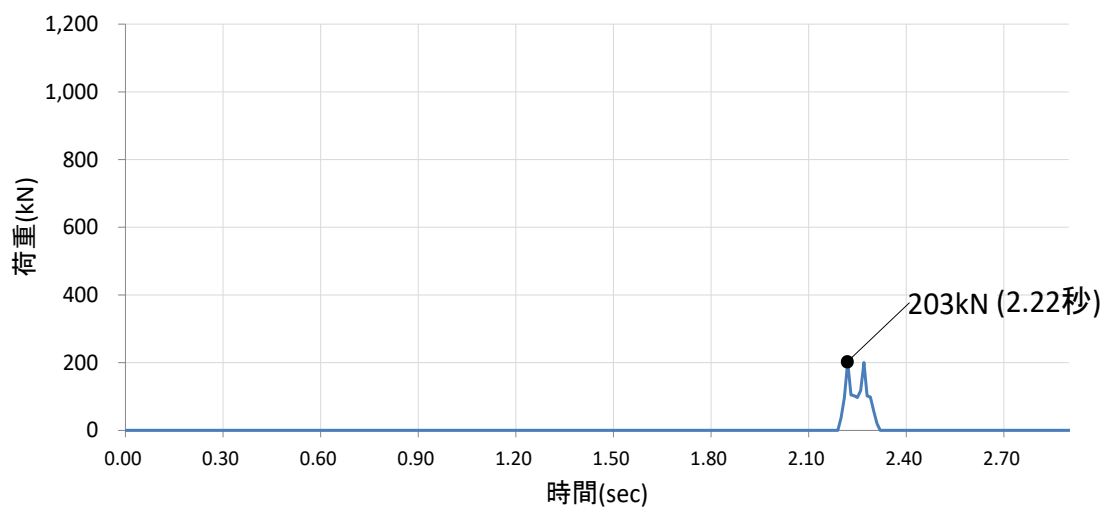


図 4.5.6-28 各剛壁の衝突荷重を集計した時刻歴

剛壁番号①



剛壁番号②



剛壁番号③

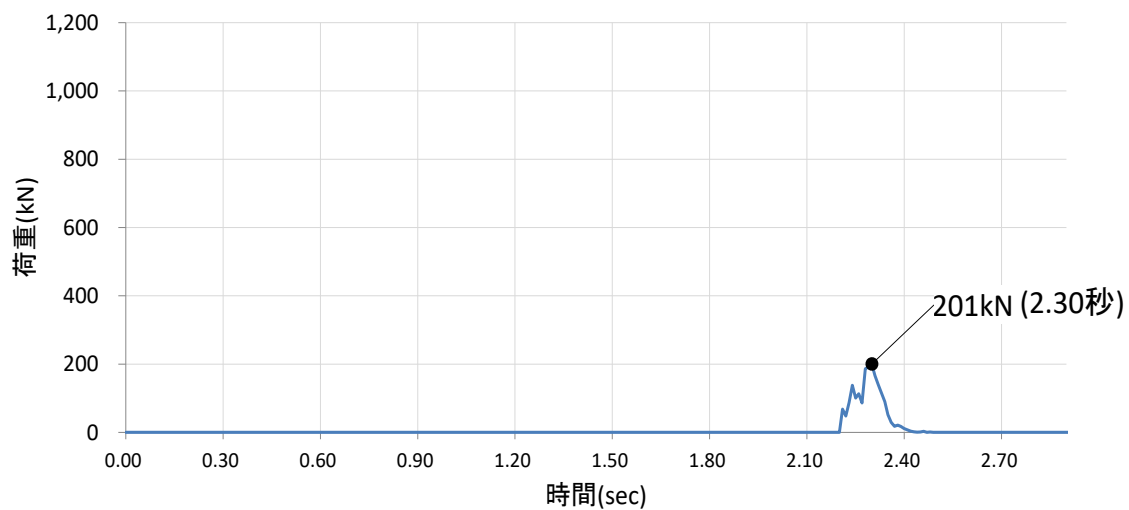
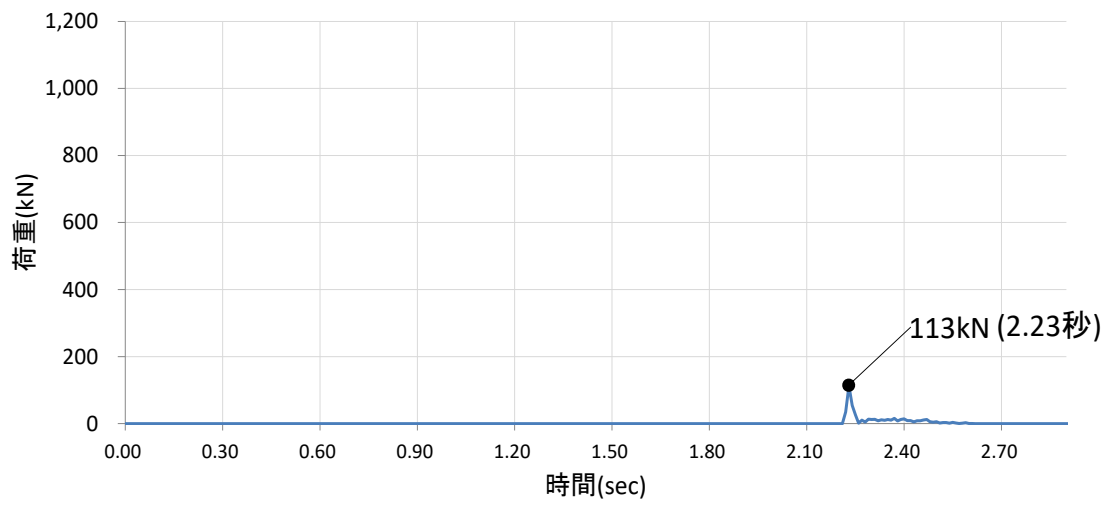
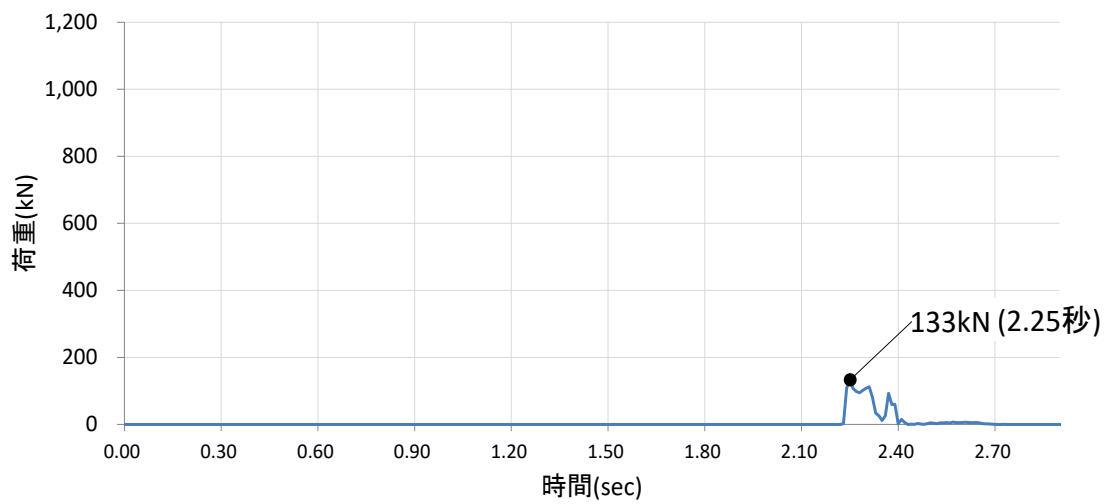


図 4.5.6-29 (1) 剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴

剛壁番号④



剛壁番号⑤



剛壁番号⑥

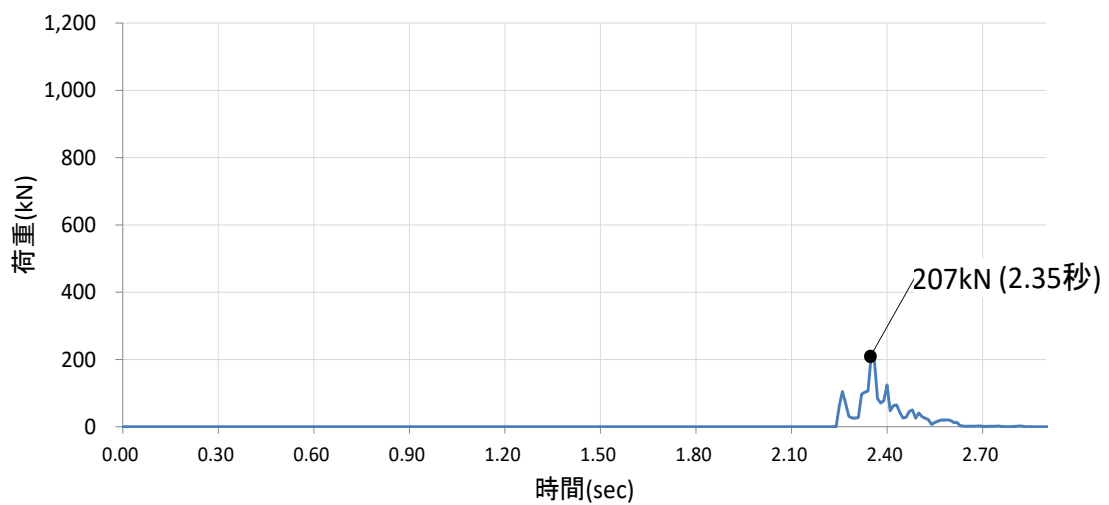
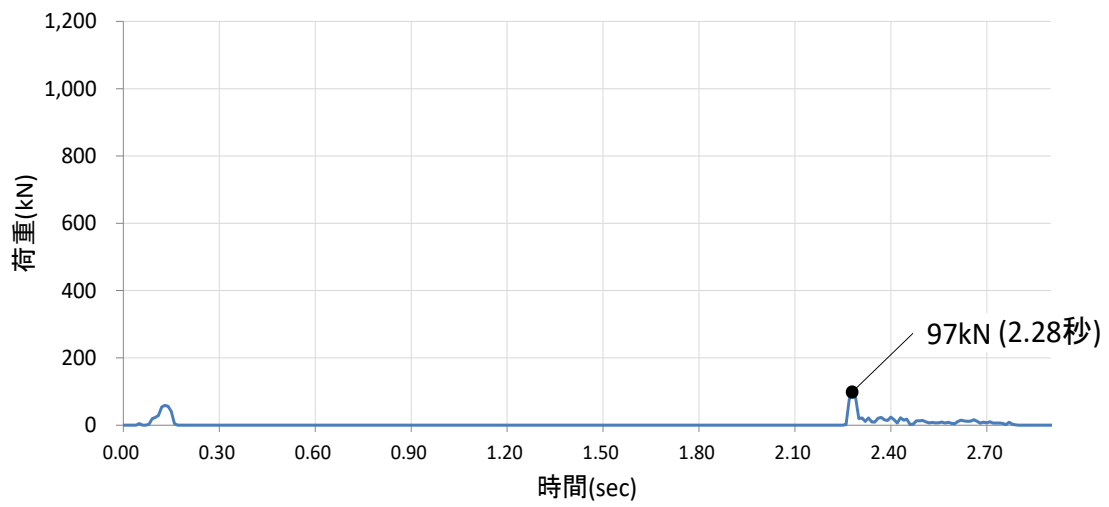
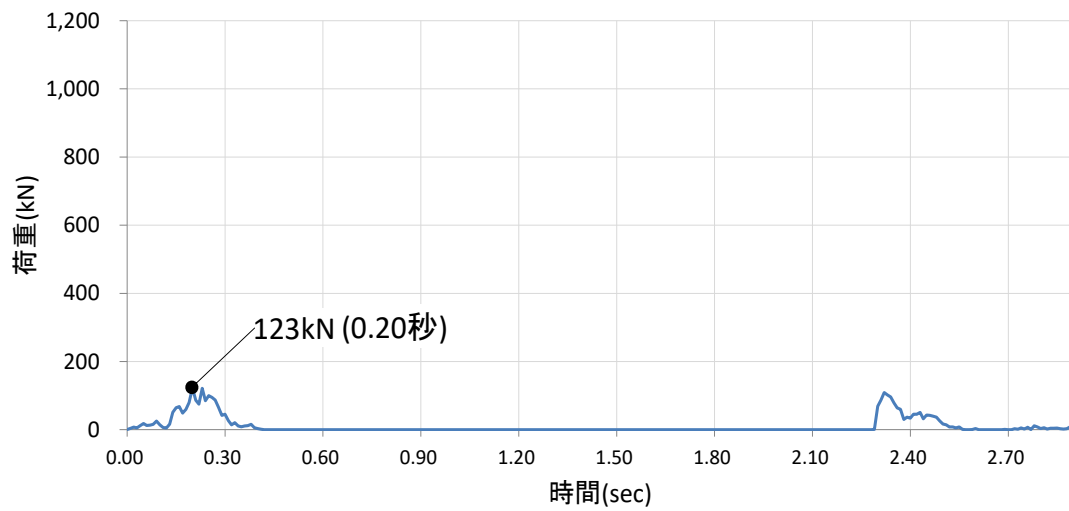


図 4.5.6-29 (2) 剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴

剛壁番号⑦



剛壁番号⑧



剛壁番号⑨

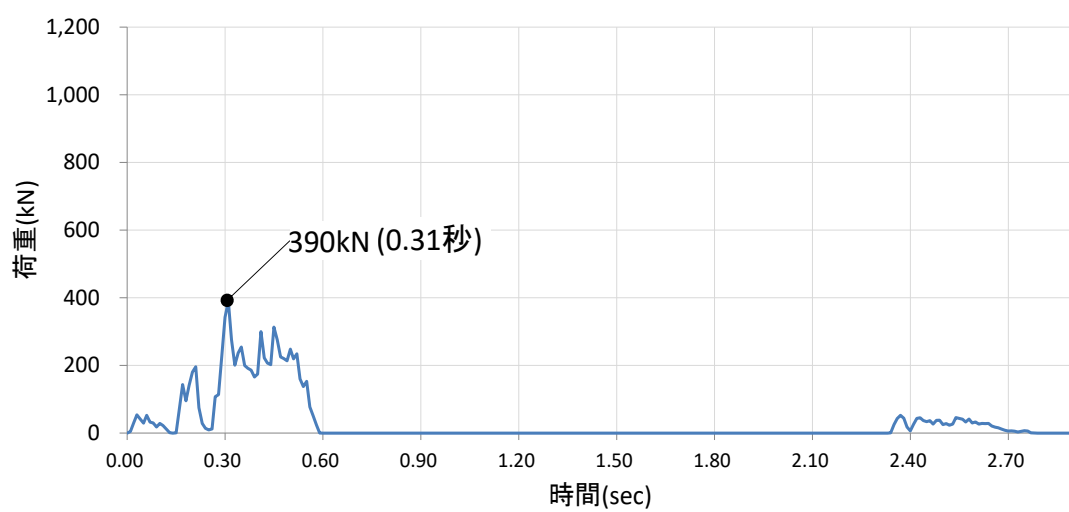
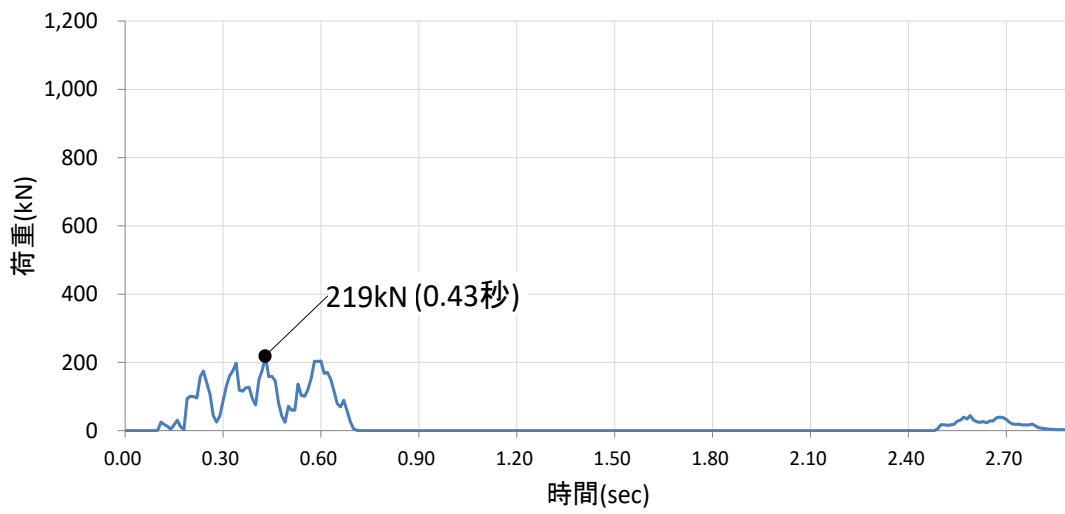
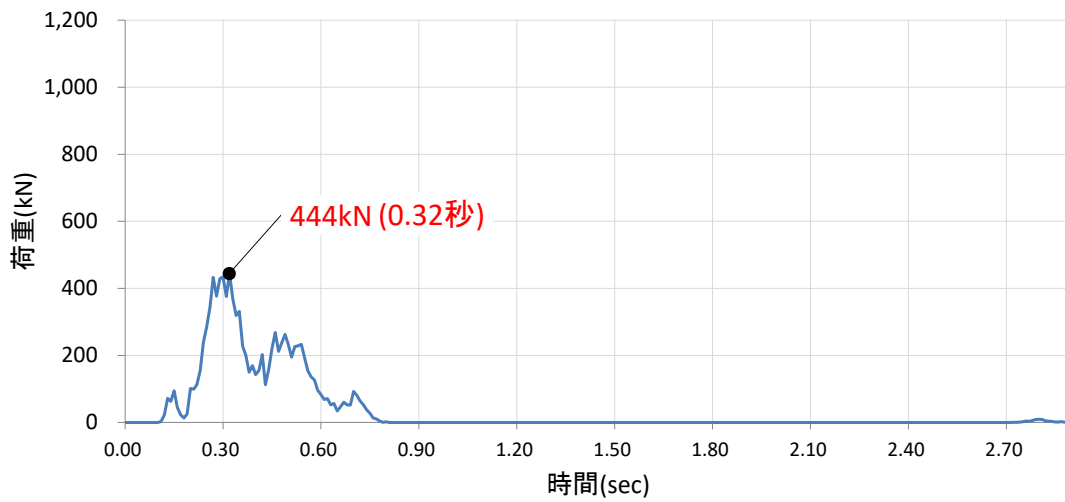


図 4.5.6-29 (3) 剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴

剛壁番号⑩



剛壁番号⑪



剛壁番号⑫

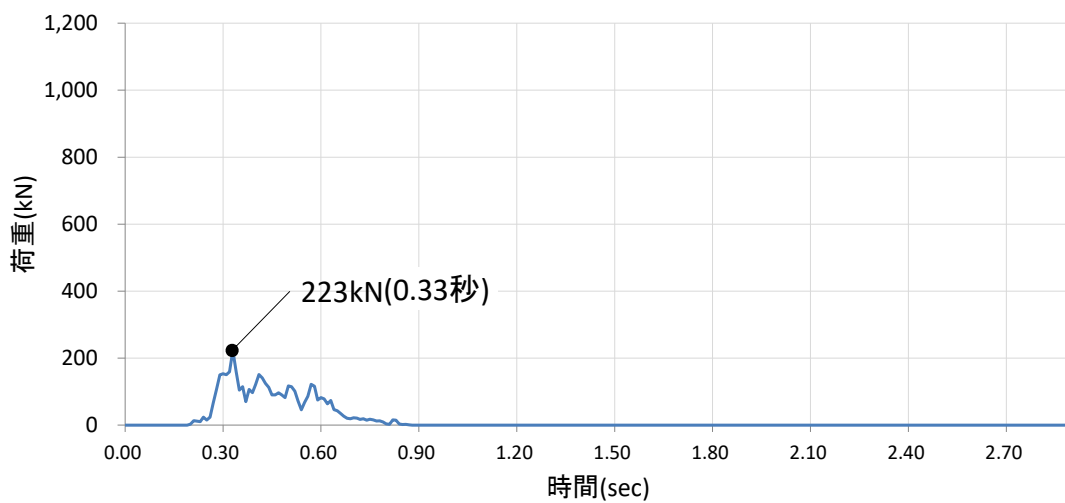
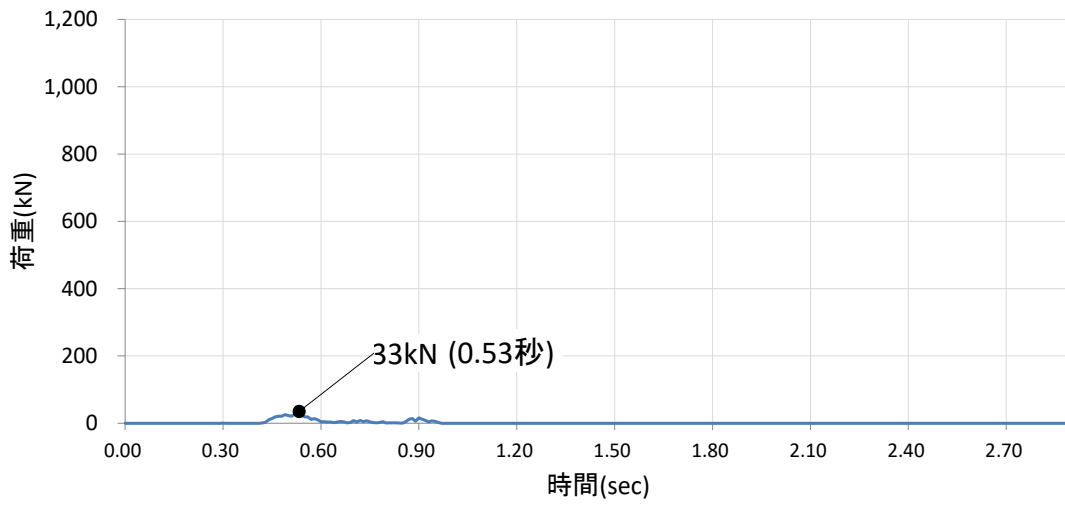
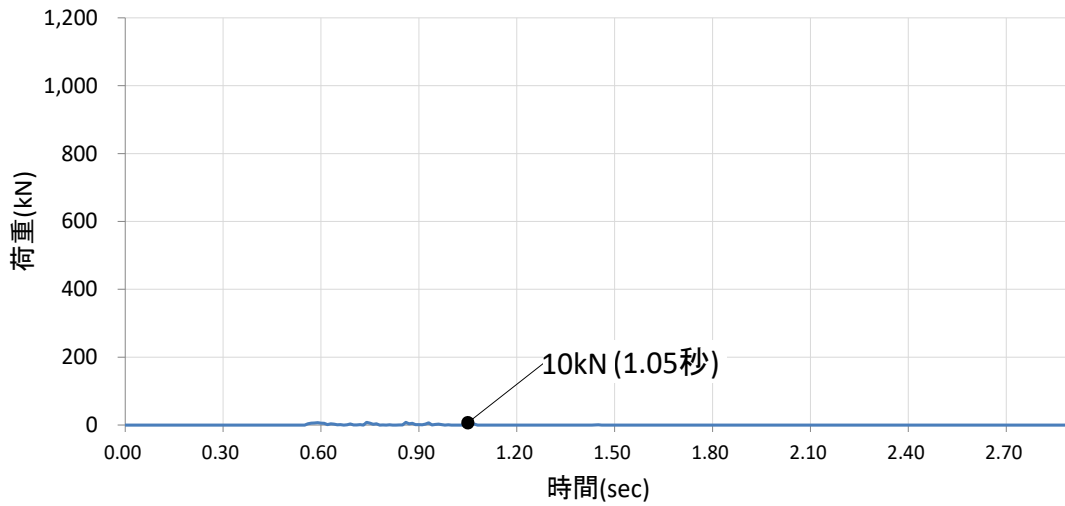


図 4.5.6-29 (4) 剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴

剛壁番号⑬



剛壁番号⑭



剛壁番号⑮

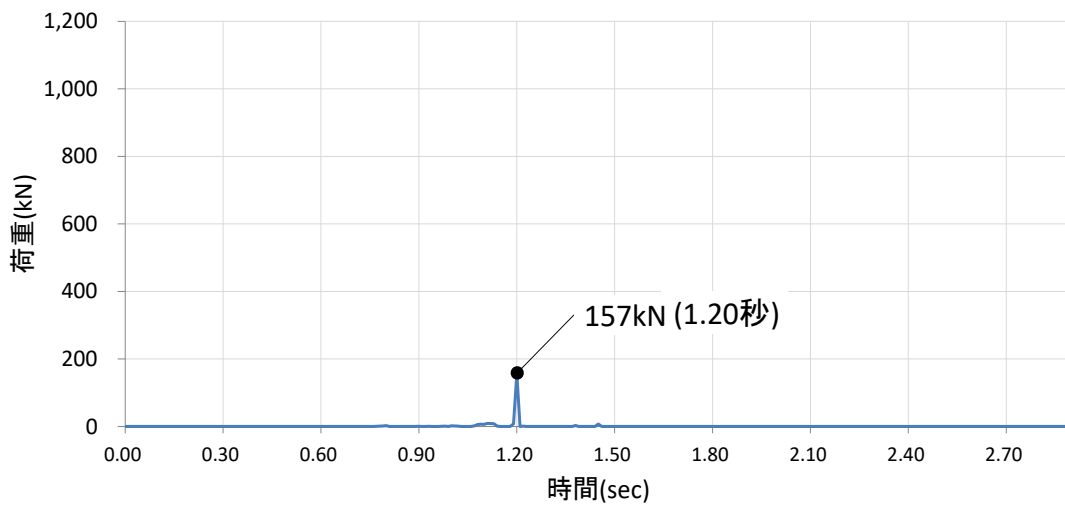
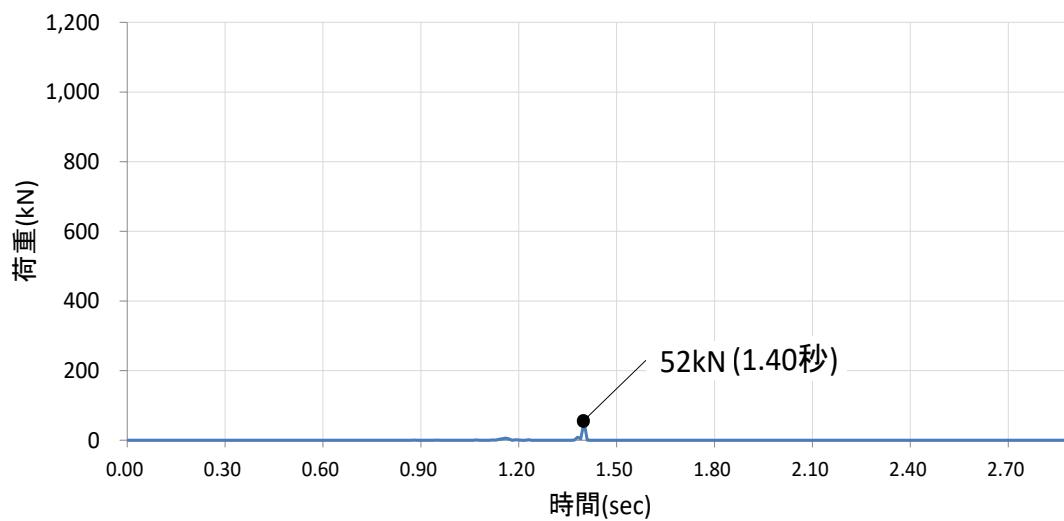
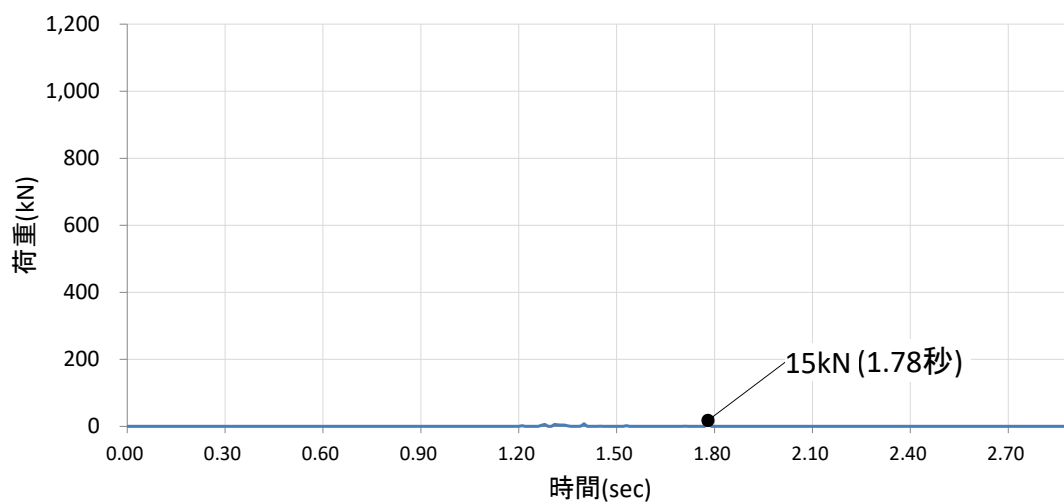


図 4.5.6-29 (5) 剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴

剛壁番号⑬



剛壁番号⑭



剛壁番号⑮

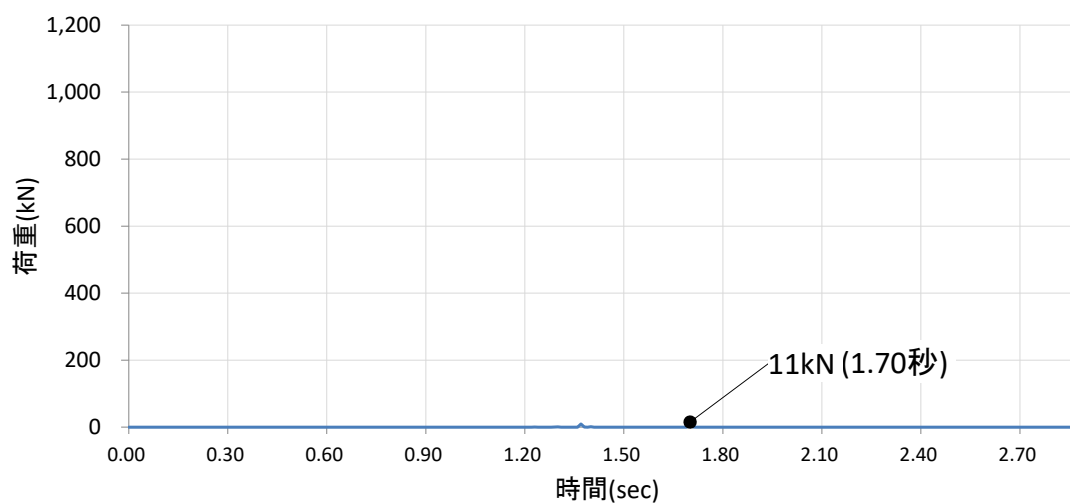
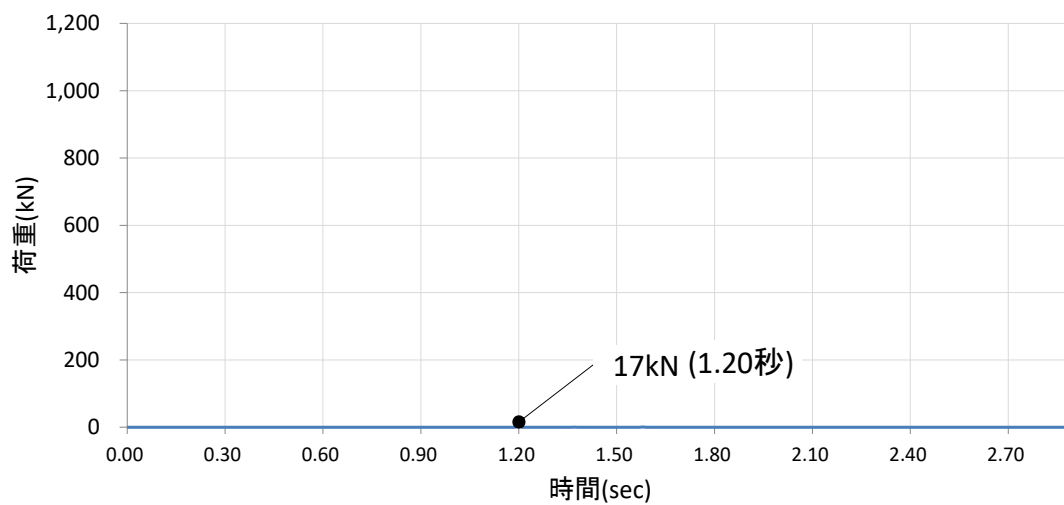
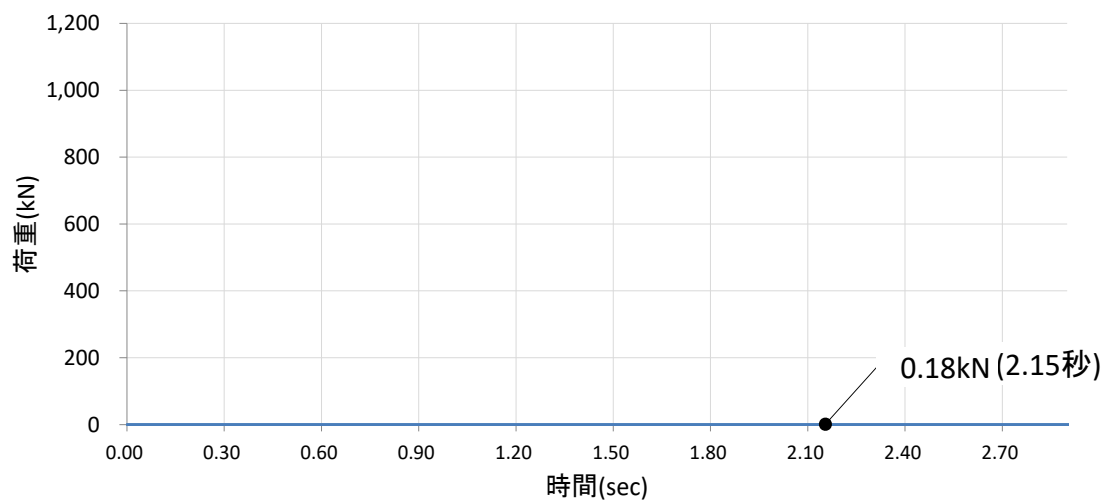


図 4.5.6-29 (6) 剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴

剛壁番号⑱



剛壁番号㉔



剛壁番号㉕

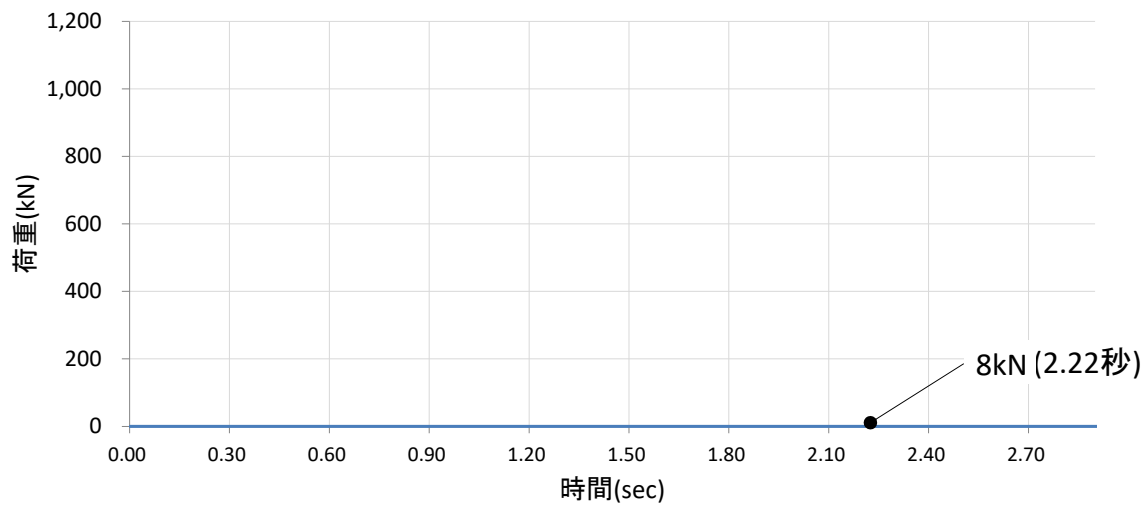


図 4.5.6-29 (7) 剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴

剛壁番号②②

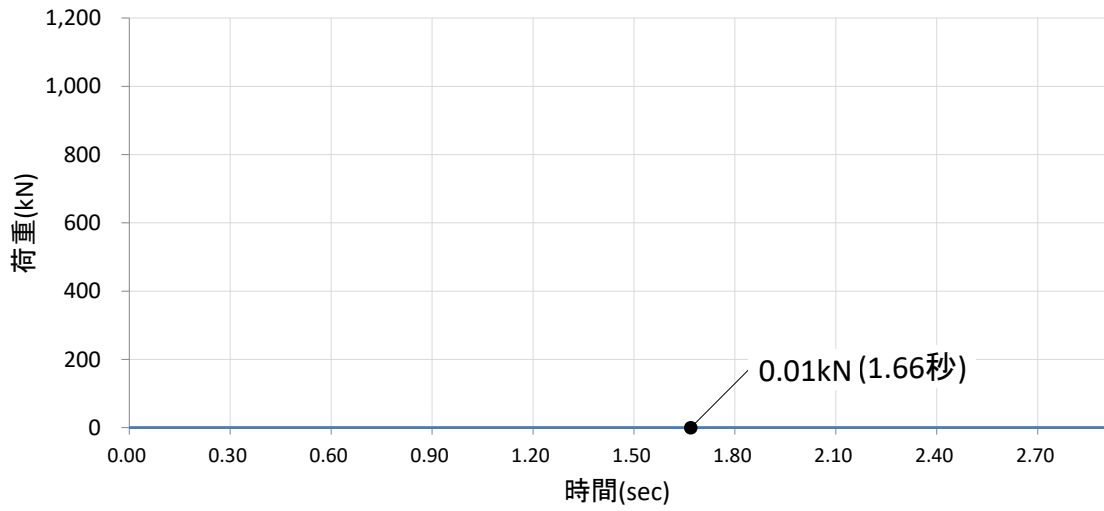


図 4.5.6-29 (8) 剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴

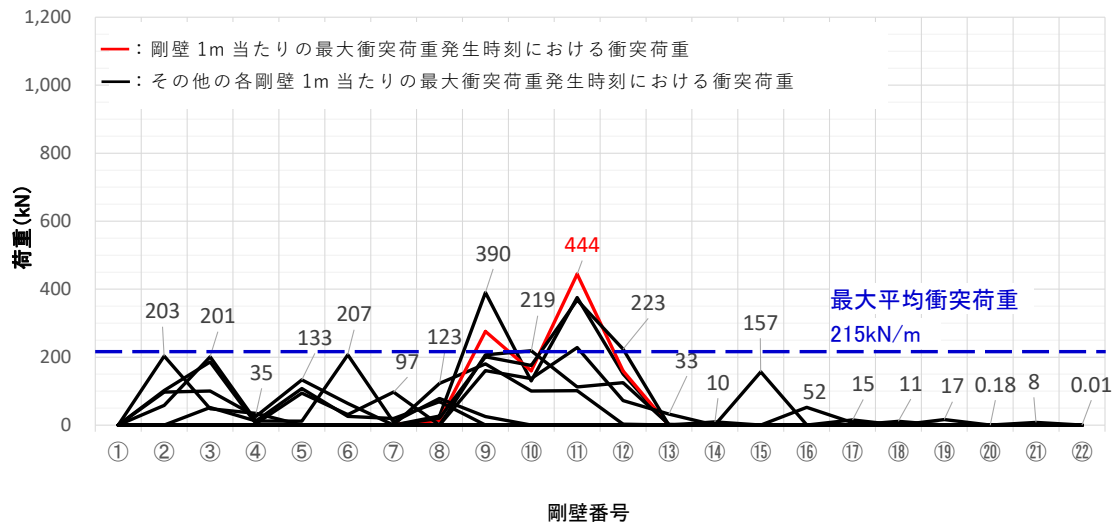


図 4.5.6-30 剛壁 1m 当たりの最大衝突荷重発生時刻における衝突荷重分布

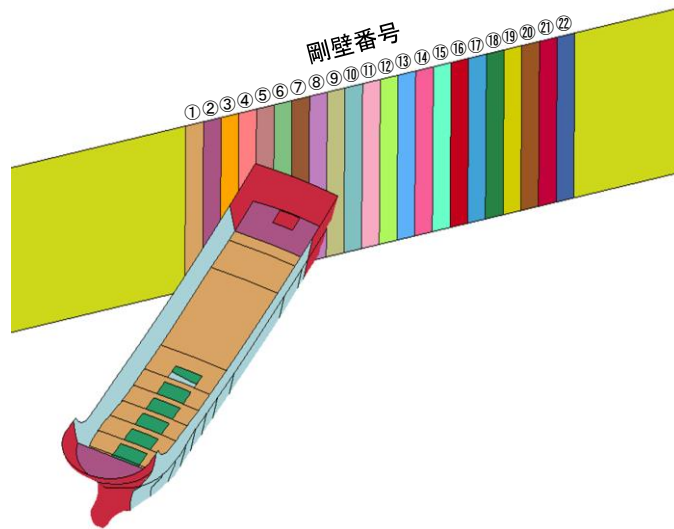
表 4.5.6-10 衝突荷重のまとめ

衝突荷重の集計値 (kN) 【時刻 (秒)】	剛壁 1m 当たりの 最大衝突荷重 (kN) 【時刻 (秒)】
1,073 【0.31】	444 【0.32】

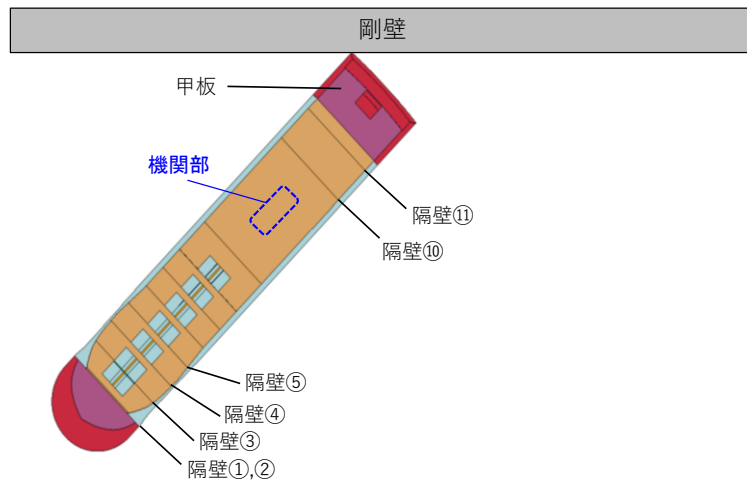
(e) ケース⑤（斜め船尾衝突）

ケース⑤（斜め船尾衝突）の解析結果のまとめを以下に示す。図 4.5.6-31 に衝突状況，図 4.5.6-32 に各剛壁の衝突荷重を集計した時刻歴，図 4.5.6-33 に剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴，図 4.5.6-34 に剛壁 1m 当たりの最大衝突荷重発生時刻における衝突荷重分布，表 4.5.6-11 に衝突荷重のまとめを示す。

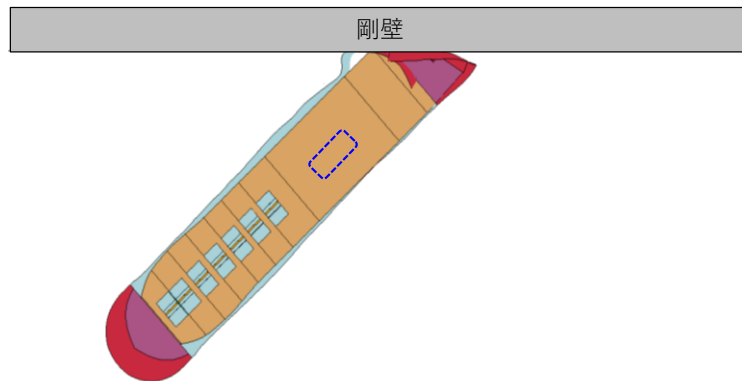
- ・図 4.5.6-31 より，機関部（エンジン）が剛壁へ衝突していないことから，機関部の影響がないことを確認した。
- ・図 4.5.6-32 より，各剛壁（剛壁番号①～②）の衝突荷重を集計した場合においては，衝突直後から荷重が大きくなり，衝突後 0.51 秒（船尾，隔壁①衝突時）に 685kN の荷重が作用していることを確認した。また，衝突後 2.48 秒（隔壁①～⑤付近衝突時）で最大となる 1,294kN とする荷重が作用しており，これは斜めから衝突した後に船体が剛壁に平行となる方向に回転し，船尾付近の船体側面が衝突することにより瞬間的に生じていることを確認した。
- ・最大衝突荷重 1,294kN が発生する衝突後 2.48 秒において，残存質量として約 96.2% であることから，衝突時の船体破壊に伴う質量低下による衝突荷重への影響は軽微と判断する。
- ・衝突荷重の作用時間は 2.90 秒となり，ケース①（船首衝突），ケース②（船尾衝突）及びケース③（真横衝突）と比較して，衝突荷重の作用時間が長く，ケース④（斜め船尾衝突）とおおむね同程度であることを確認した。
- ・図 4.5.6-33 より，剛壁 1m 当たりに作用する衝突荷重は，船尾の破壊に伴い大きくなり，剛壁番号④において衝突後 2.45 秒（隔壁①～⑤付近衝突時）で最大となる衝突荷重 884kN が作用することを確認した。なお，ケース⑤（斜め船尾衝突）はケース①（船首衝突）及びケース②（船尾衝突）と比較して最大衝突荷重が小さく，ケース③（真横衝突）及びケース④（斜め船首衝突）より最大衝突荷重が大きいことを確認した。
- ・図 4.5.6-34 より，衝突荷重は分布的に作用していることを確認した。また，ケース⑤（斜め船尾衝突）は，剛壁に対して 45° に衝突し，船体が回転し，再度衝突することから，最大平均衝突荷重（剛壁荷重作用幅 4m で除した等分布荷重）は，衝突後 2.49 秒で 321kN/m となり，剛壁番号④～⑥において衝突荷重の平均値を上回る荷重が発生することを確認した。



衝突前



衝突後0.51秒：船尾,隔壁⑩衝突時



衝突後2.48秒：隔壁①～⑤付近衝突時

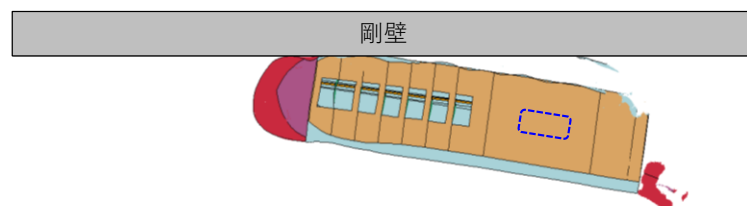


図 4.5.6-31 衝突状況

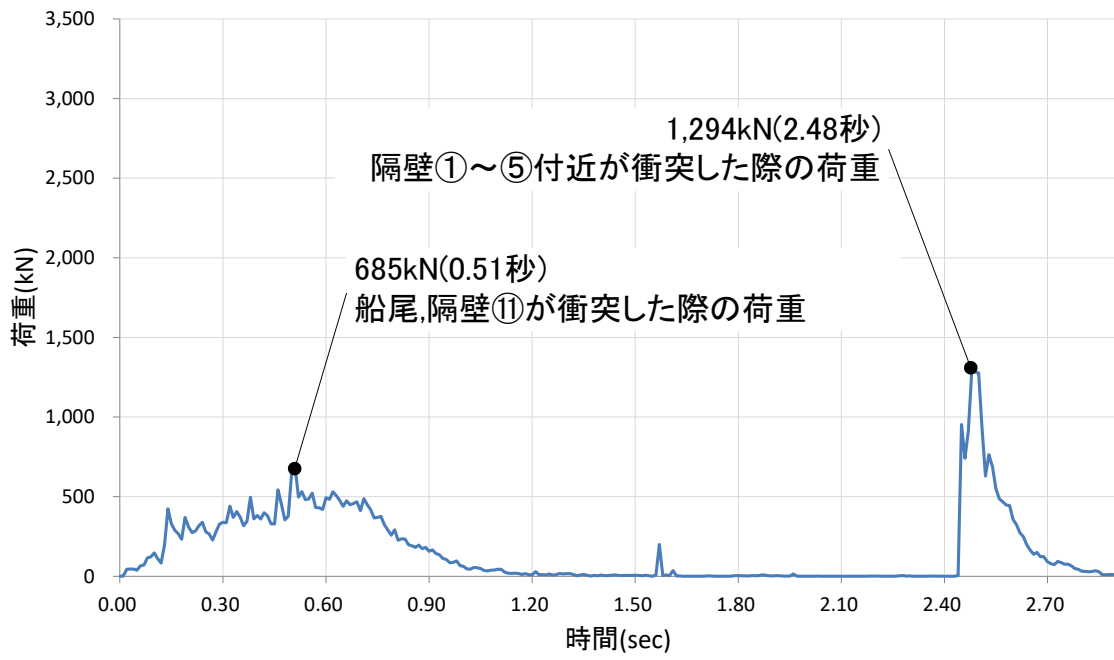
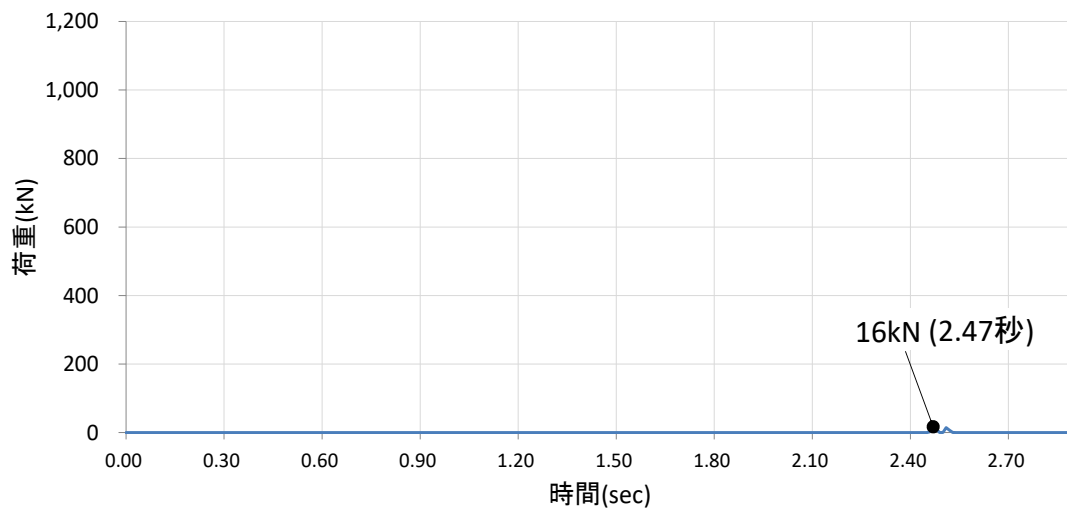
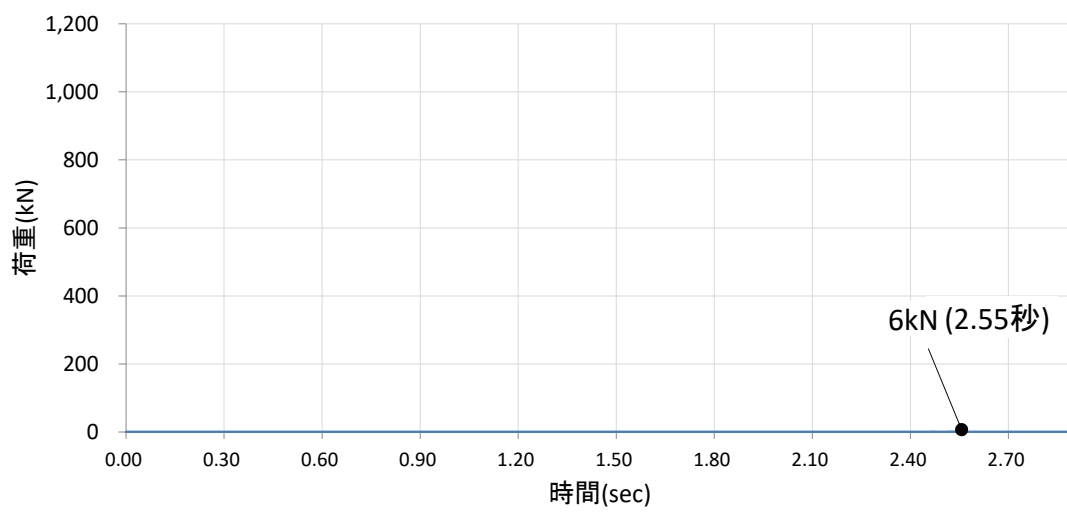


図 4.5.6-32 各剛壁の衝突荷重を集計した時刻歴

剛壁番号①



剛壁番号②



剛壁番号③

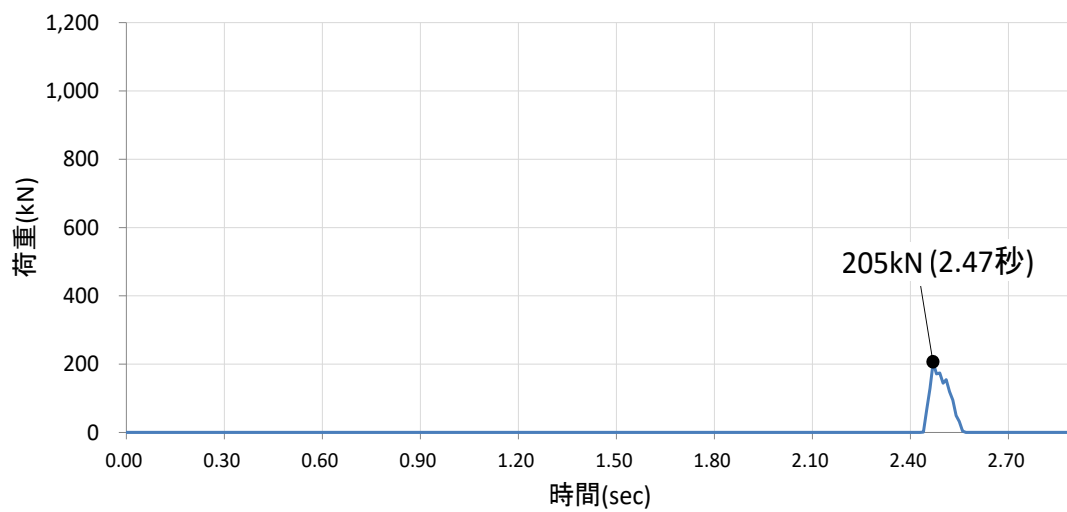
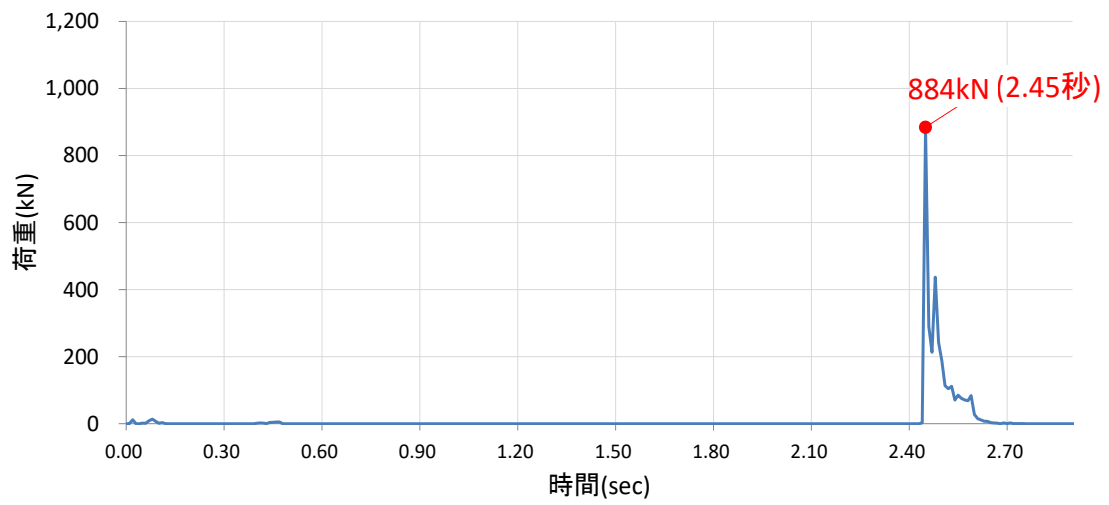
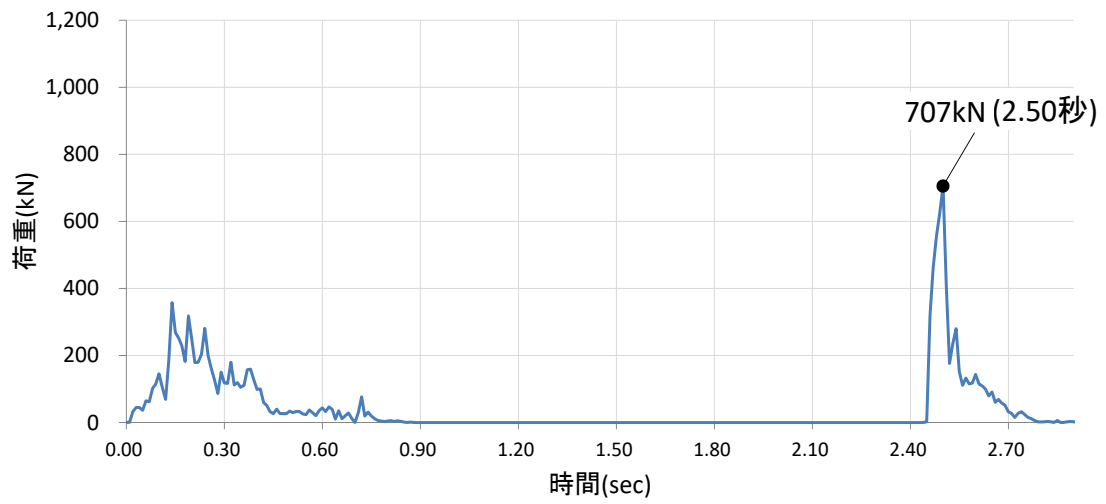


図 4.5.6-33 (1) 剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴

剛壁番号④



剛壁番号⑤



剛壁番号⑥

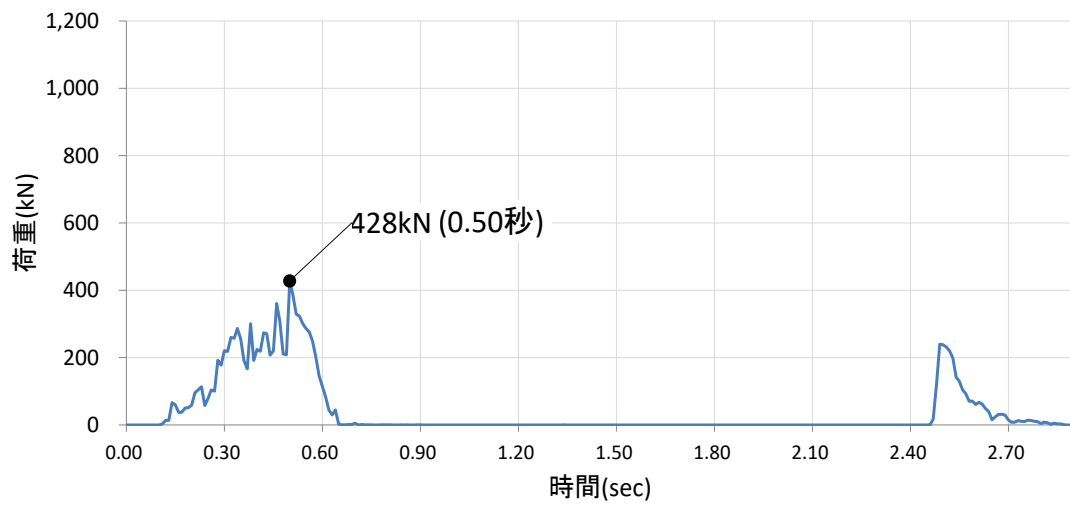
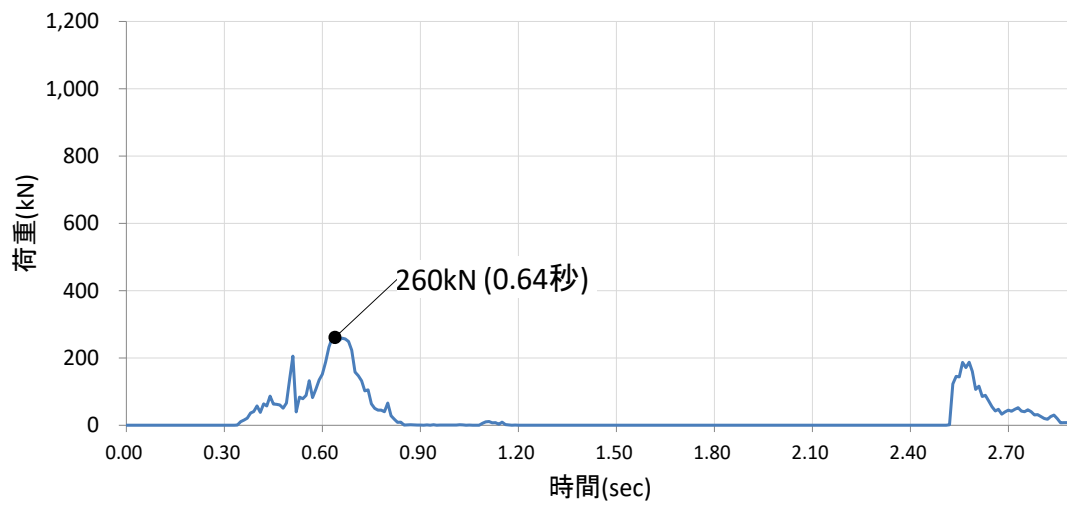
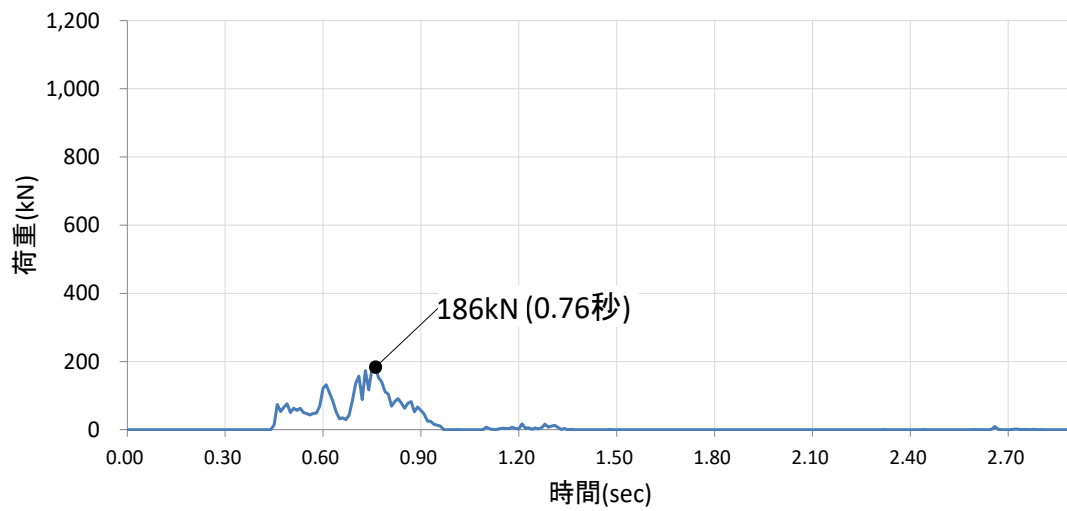


図 4.5.6-33 (2) 剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴

剛壁番号⑦



剛壁番号⑧



剛壁番号⑨

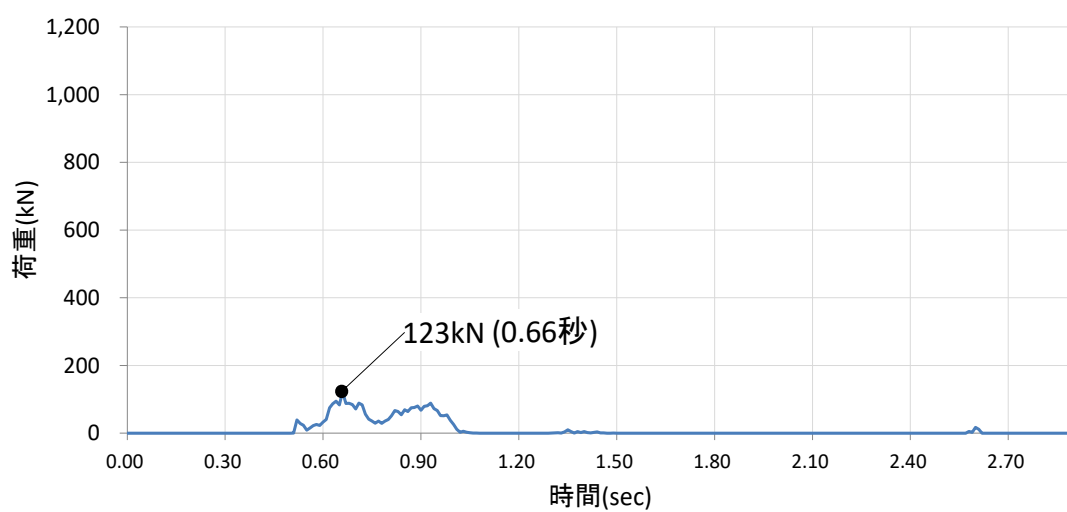
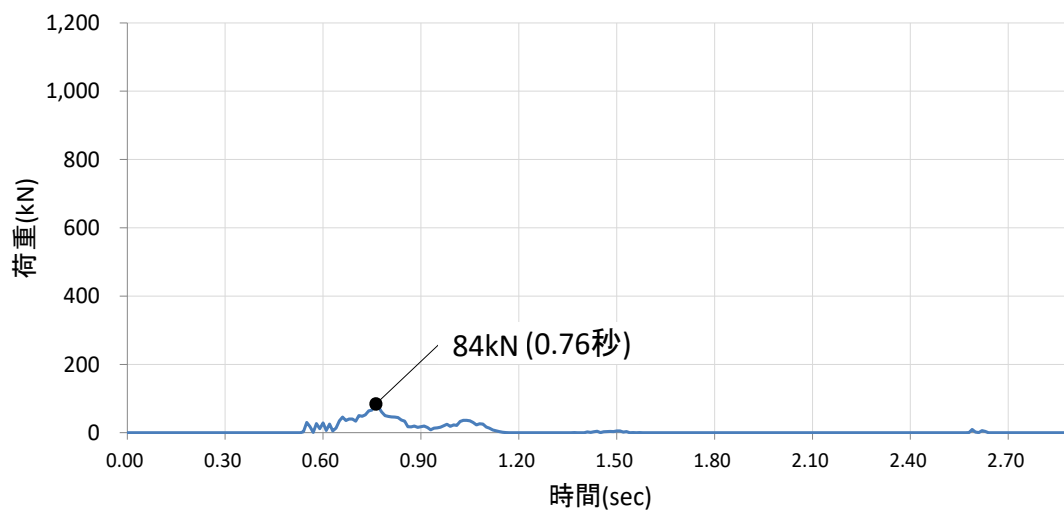
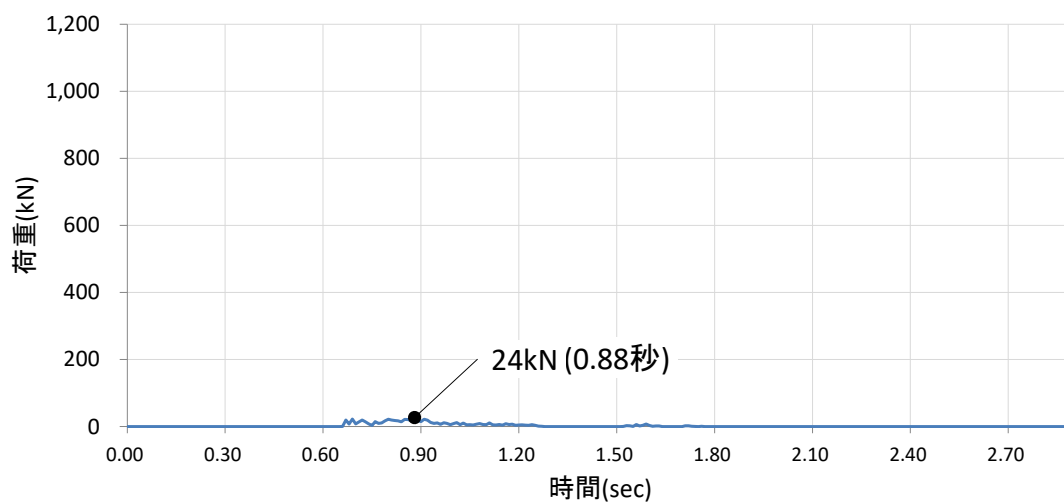


図 4.5.6-33 (3) 剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴

剛壁番号⑩



剛壁番号⑪



剛壁番号⑫

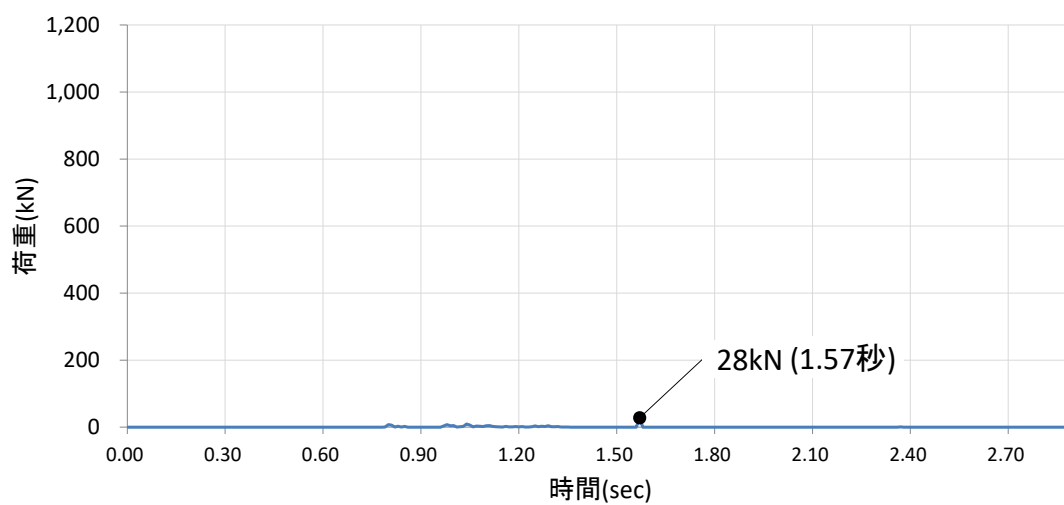
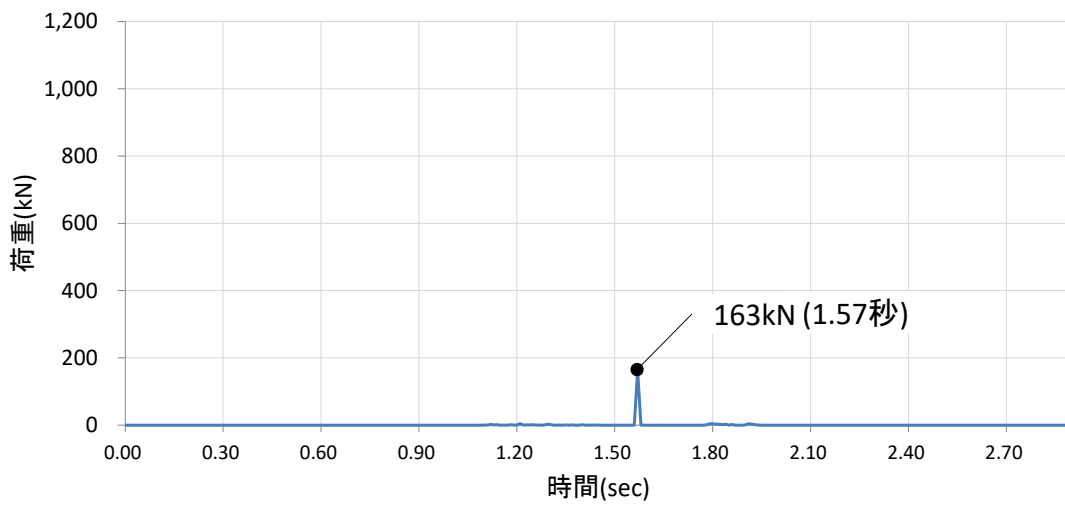
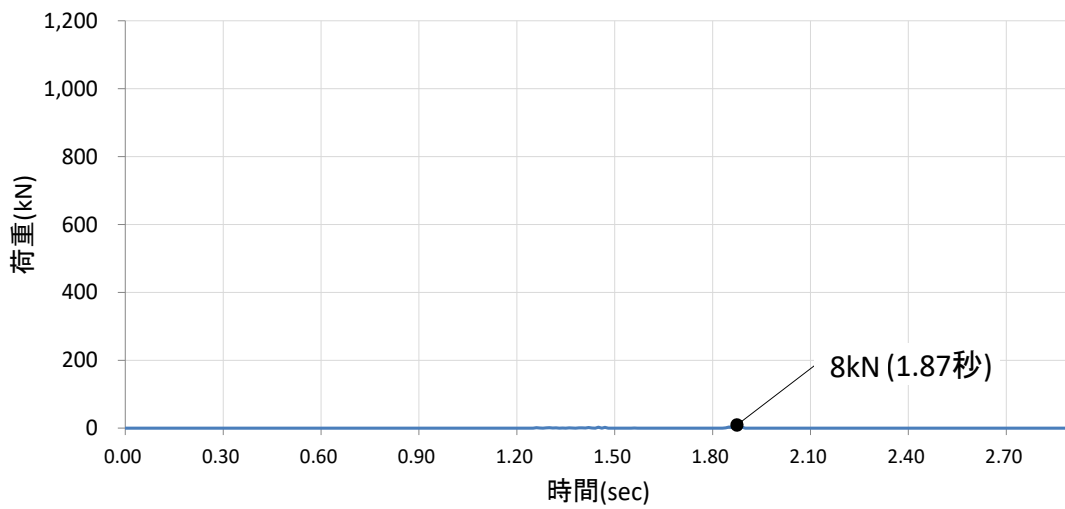


図 4.5.6-33 (4) 剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴

剛壁番号⑬



剛壁番号⑭



剛壁番号⑮

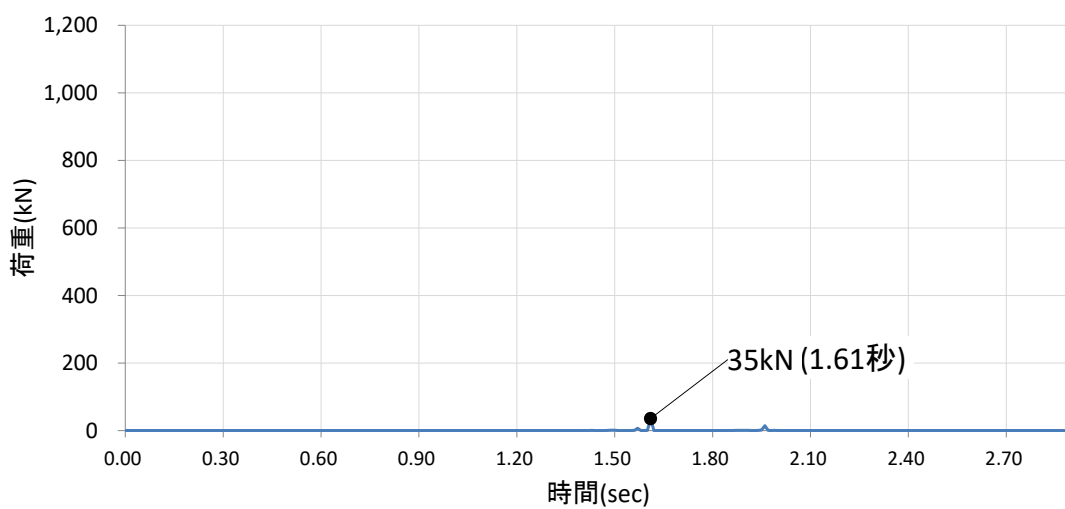
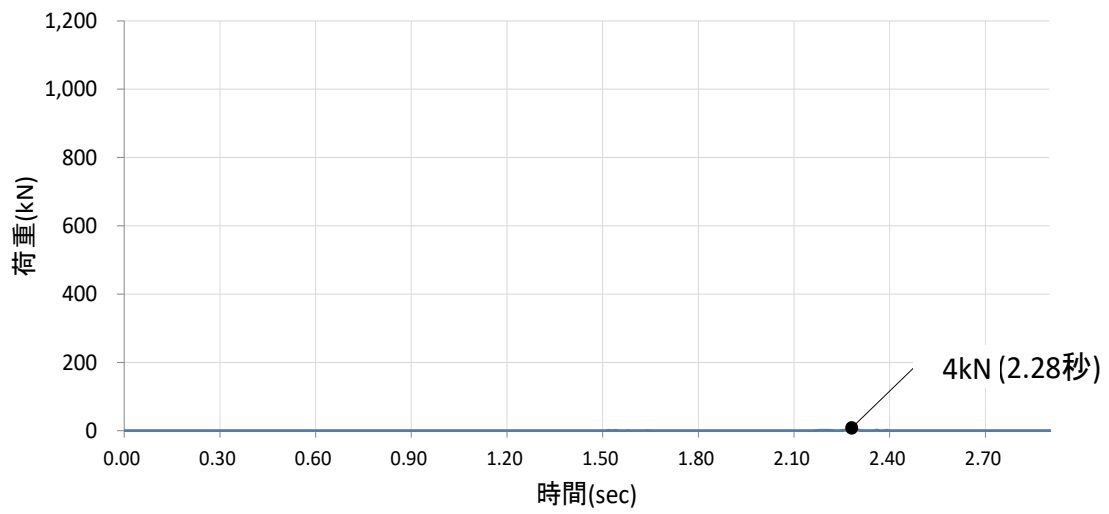
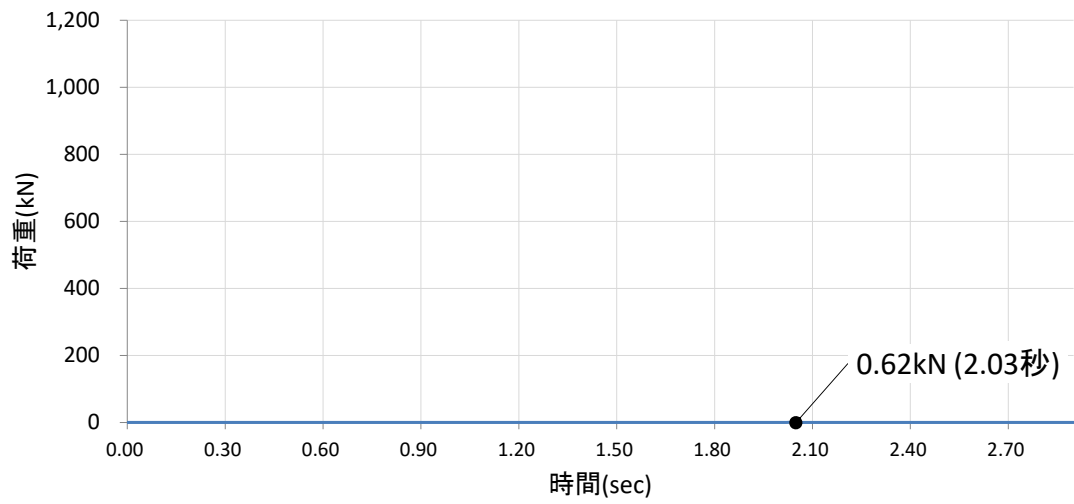


図 4.5.6-33 (5) 剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴

剛壁番号⑬



剛壁番号⑭



剛壁番号⑮

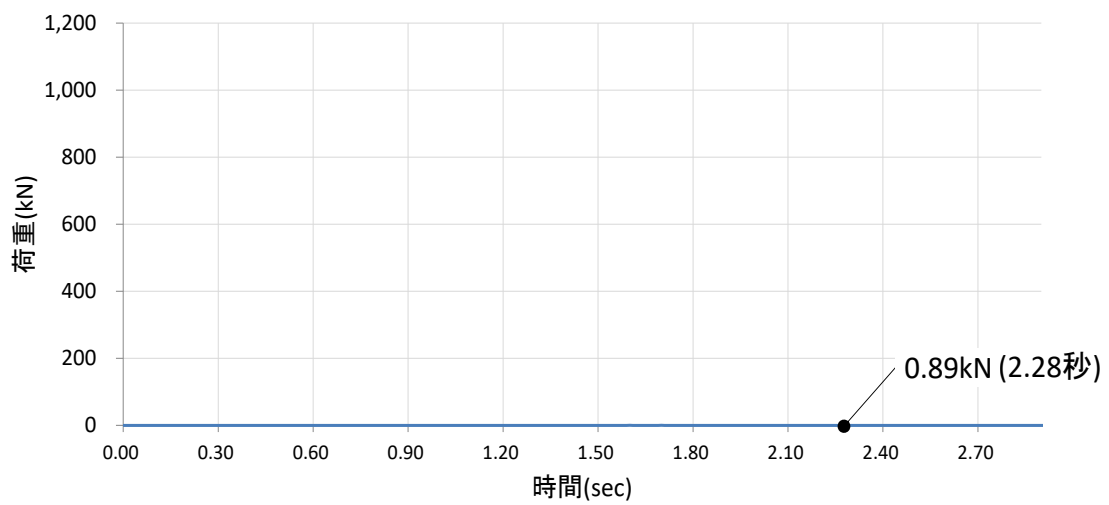
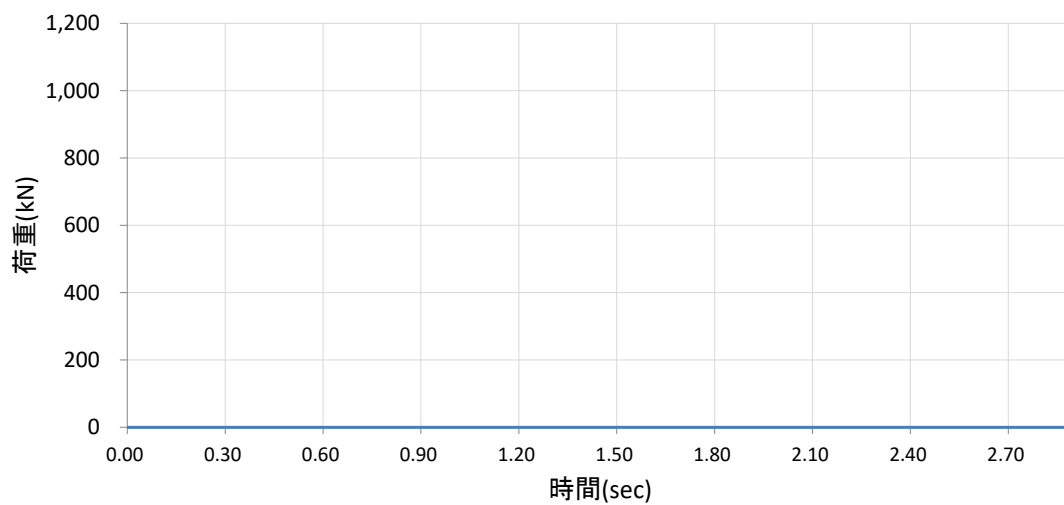
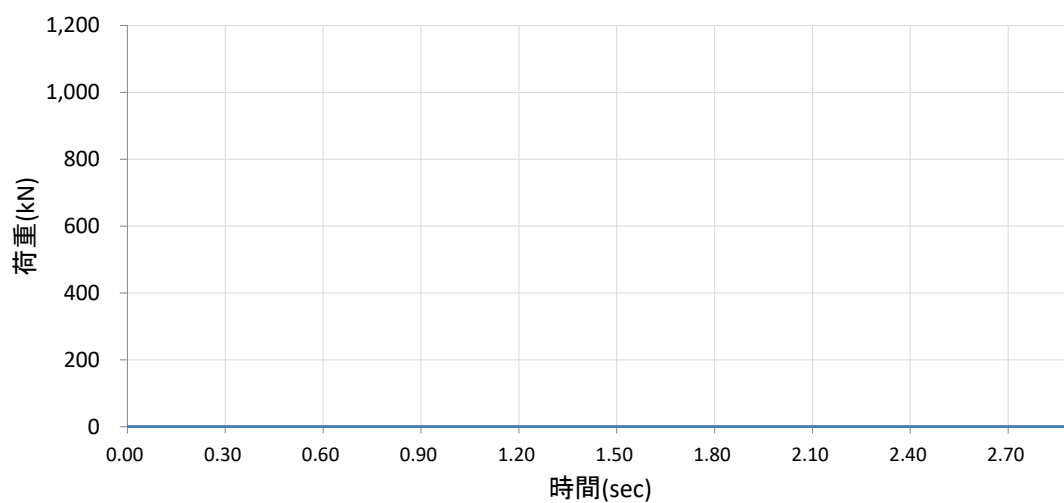


図 4.5.6-33 (6) 剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴

剛壁番号⑱



剛壁番号㉔



剛壁番号㉑

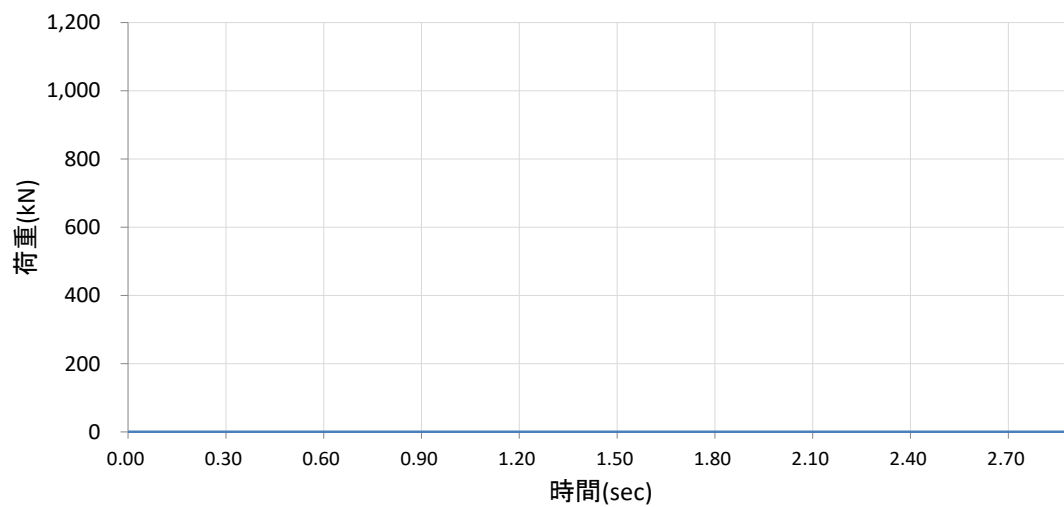


図 4.5.6-33 (7) 剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴

剛壁番号②

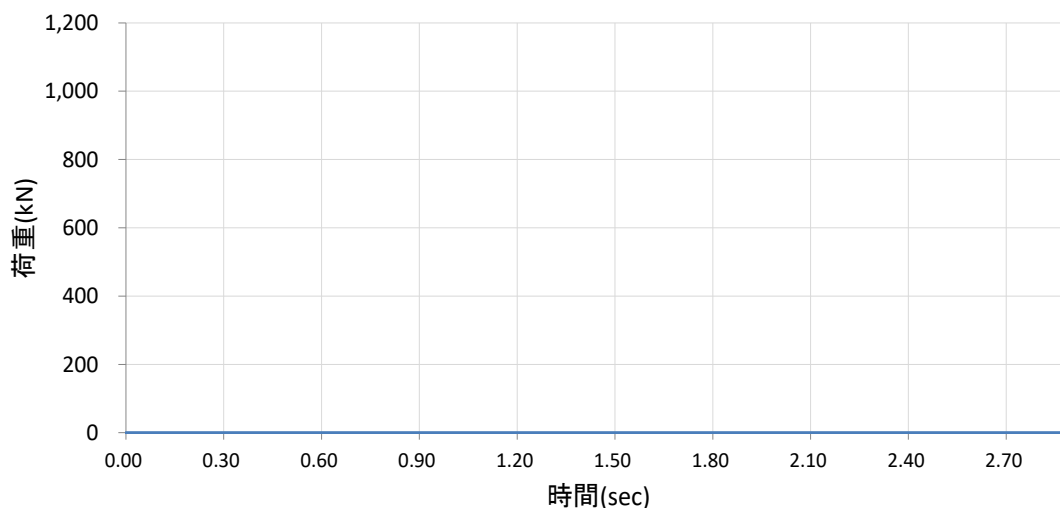


図 4.5.6-33 (8) 剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴

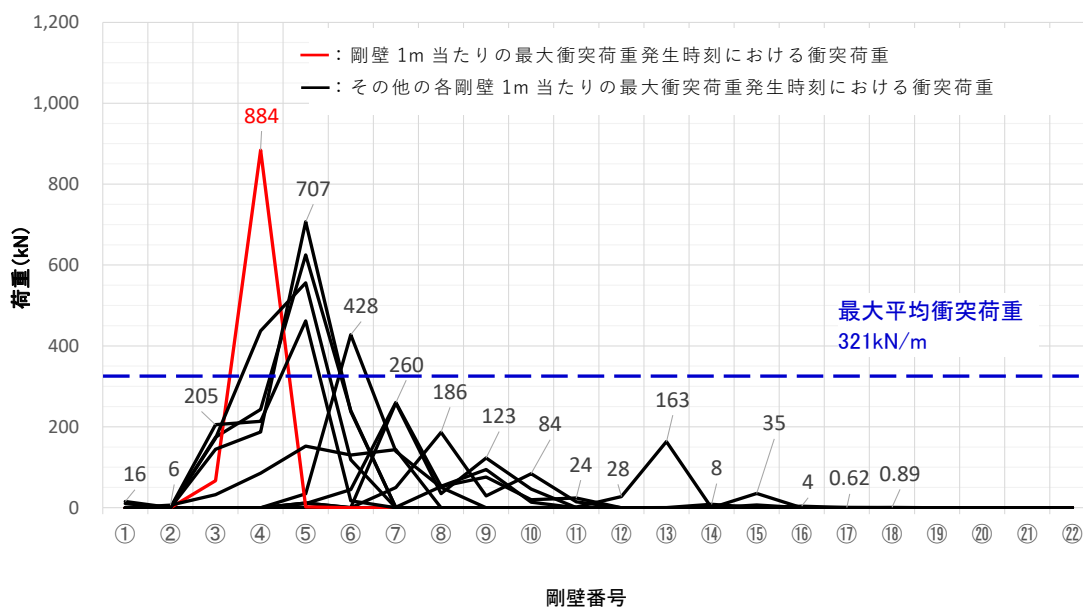


図 4.5.6-34 剛壁 1m 当たりの最大衝突荷重発生時刻における衝突荷重分布

表 4.5.6-11 衝突荷重のまとめ

衝突荷重の集計値 (kN) 【時刻 (秒)】	剛壁 1m 当たりの 最大衝突荷重 (kN) 【時刻 (秒)】
1,294 【2.48】	884 【2.45】

(f) まとめ

ケース①～⑤における衝突荷重を表 4.5.6-12 に示す。

表 4.5.6-12 より、衝突荷重の集計値は、ケース③（真横衝突）の 7,395kN が最大となることを確認した。また、剛壁 1m 当たりの衝突荷重は、ケース①（船首衝突）の 1,107kN が最大となることを確認した。

機関部（エンジン）の影響確認として、ケース①～⑤すべてのケースで機関部（エンジン）は剛壁に衝突しないことを確認した。

表 4.5.6-12 衝突荷重のまとめ（ケース①～⑤）

ケース	衝突形態	衝突荷重の集計値 【kN】	剛壁 1m 当たりの 衝突荷重 【kN】
①	船首	3,078	1,107
②	船尾	3,019	937
③	真横	7,395	736
④	斜め船首	1,073	444
⑤	斜め船尾	1,294	884

g. 衝突解析による衝突荷重の整理

船舶（総トン数 19 トン）の衝突解析のケース①（船首衝突）、ケース②（船尾衝突）、ケース③（真横衝突）、ケース④（斜め船首衝突）及びケース⑤（斜め船尾衝突）において、剛壁幅毎に作用する最大衝突荷重を図 4.5.6-35 に示す。剛壁幅毎に作用する最大衝突荷重は、各時刻における作用幅毎で集計した最大値を示している。

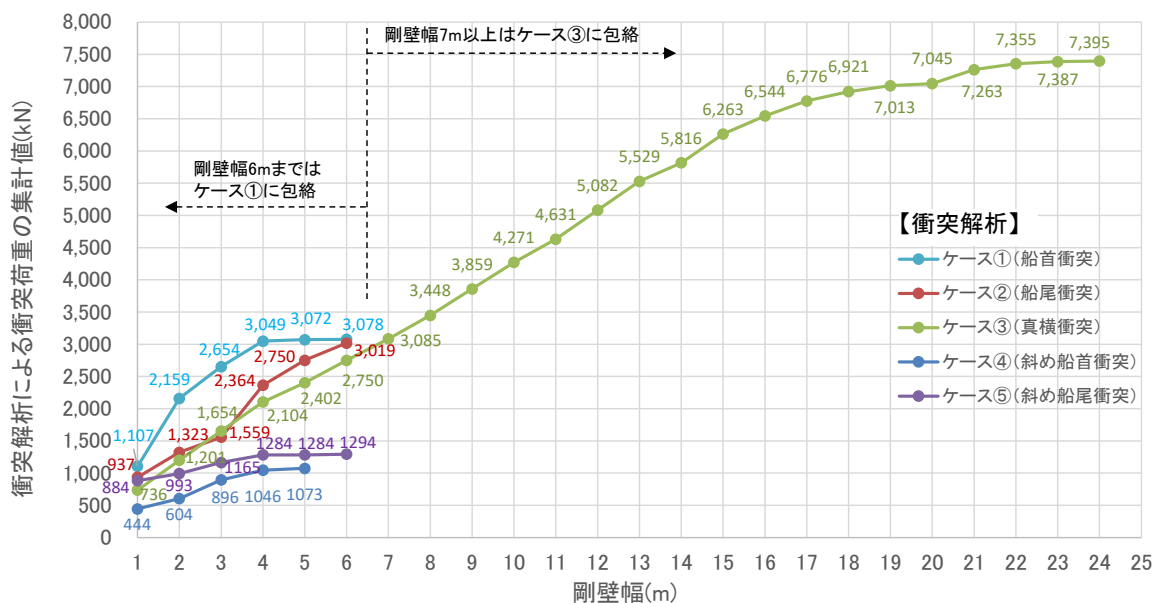


図 4.5.6-35 剛壁幅毎に作用する最大衝突荷重

衝突荷重の作用幅として、ケース①（船首衝突）及びケース②（船尾衝突）は、船幅 5.2m に相当する剛壁幅に作用している。また、ケース③（真横衝突）では、船長さ 24.72m に相当する剛壁幅に作用している。ケース④（斜め船首衝突）及びケース⑤（斜め船尾衝突）は、剛壁に対して斜め 45° に衝突し、船体が回転して再度衝突することから、剛壁幅 5~6m に漂流物衝突荷重が作用している。

また、剛壁幅毎に作用する最大衝突荷重は、剛壁幅 6m まではケース①（船首衝突）に包絡され、剛壁幅 7m 以上はケース③（真横衝突）に包絡されることを確認した。

漂流物衝突による施設評価においては、施設の延長（荷重の作用幅）に応じて「施設全体に作用する衝突荷重」を設定し、施設全体の評価を実施する。

施設評価において、「施設全体に作用する衝突荷重」は平均衝突荷重の等分布荷重として表現するが、図 4.5.6-36 に示すとおり、衝突解析において平均衝突荷重を上回る局所的な荷重が生じていることから、「施設全体に作用する衝突荷重」では局所的な衝突荷重による影響を適切に評価できない。

施設の局所的な損傷を評価する観点から、施設の延長に関わらず、「局所的な衝突荷重」を設定し、施設評価を実施する。なお、最大衝突荷重は、船首衝突における隔壁①、②衝突時に発生しており、1m 以上の作用幅となっていることから、「局所的な衝突荷重」は剛壁 1m 当たりの荷重として設定する。

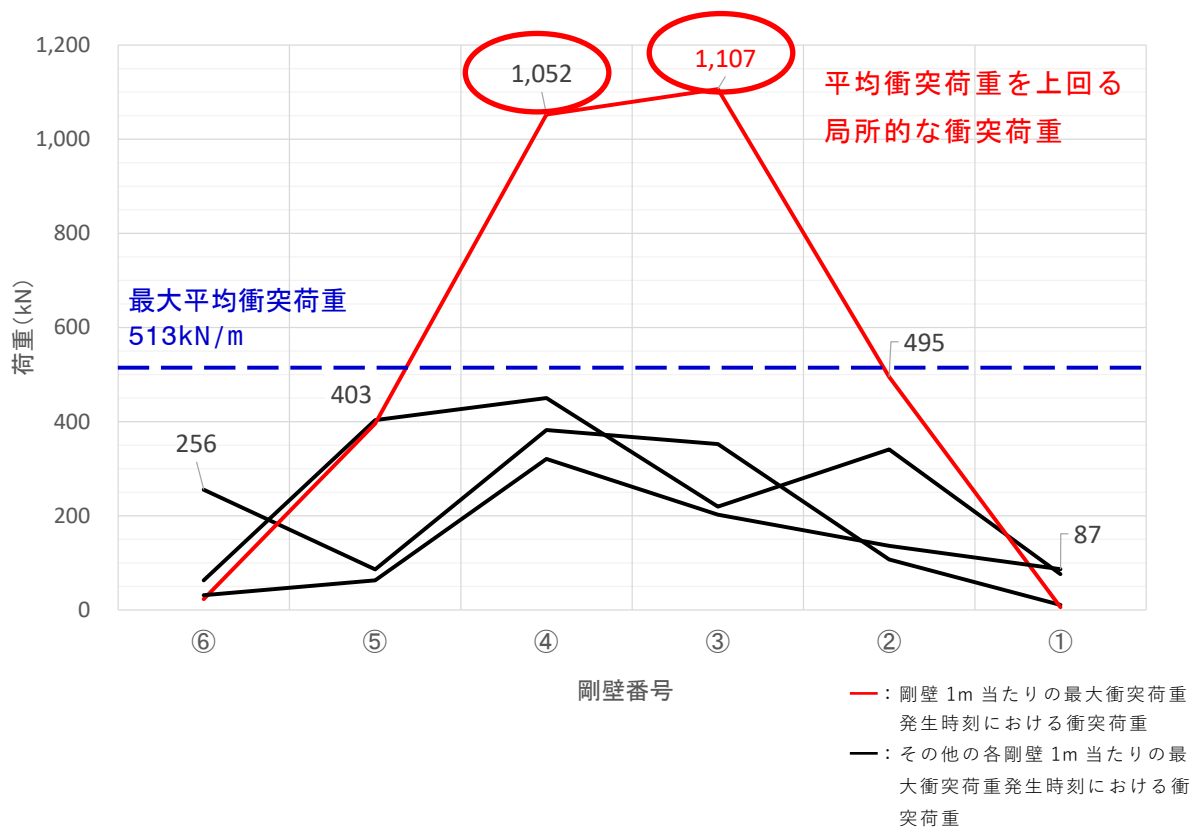


図 4.5.6-36 局所的な衝突荷重

(2) 漂流物の初期配置が前面海域の場合の衝突荷重の算定

漂流物の初期配置が前面海域の場合の衝突荷重は、既往の衝突荷重の算定式である「道路橋示方書（2002）」により算定する。

以下に算定式を示す。

【道路橋示方書(2002)算定式】

$$P = 0.1 W v \\ = 0.1 \times 559 \times 10.0 = 559 \text{ (kN)}$$

ここに、

P：漂流物衝突荷重

W：漂流物の重量*（=19 トン×3×9.80665≒559kN）

注記*：「津波漂流物対策施設設計ガイドライン（2014）」に、船舶重量である「漁船の排水トン数は総トン数のほぼ3倍としてよい。」と記載

v：漂流物の衝突速度（=10.0m/s）

(3) 設計用衝突荷重の設定

a. 設計用衝突荷重の設定方針

島根原子力発電所においては、漂流物による衝突荷重を考慮する施設・設備は、表 4.5.1-1 に示すとおり防波壁（鉄筋コンクリート造）である。なお、防波壁通路防波扉については、漂流物対策工（鋼製）を設置する。

漂流物衝突荷重を用いた施設評価においては、船舶（総トン数 19 トン）の衝突による「施設全体に作用する衝突荷重」を設計用衝突荷重として設定する。さらに、施設の局所的な損傷を評価する観点から、施設の延長に関わらず、「局所的な衝突荷重」も設計用衝突荷重として設定する。

島根原子力発電所の漂流物衝突荷重は、船舶（総トン数 19 トン）の初期配置を踏まえて、前面海域では「道路橋示方書（2002）」、直近海域では「衝突解析」により算定する。「衝突解析」による衝突荷重の算定に当たっては、機関部の衝突影響も考慮する。

「施設全体に作用する衝突荷重」及び「局所的な衝突荷重」の設計衝突荷重は、各算定方法による漂流物衝突荷重を包絡するように設定する。

設計用衝突荷重の設定フローを図 4.5.6-37 に示す。

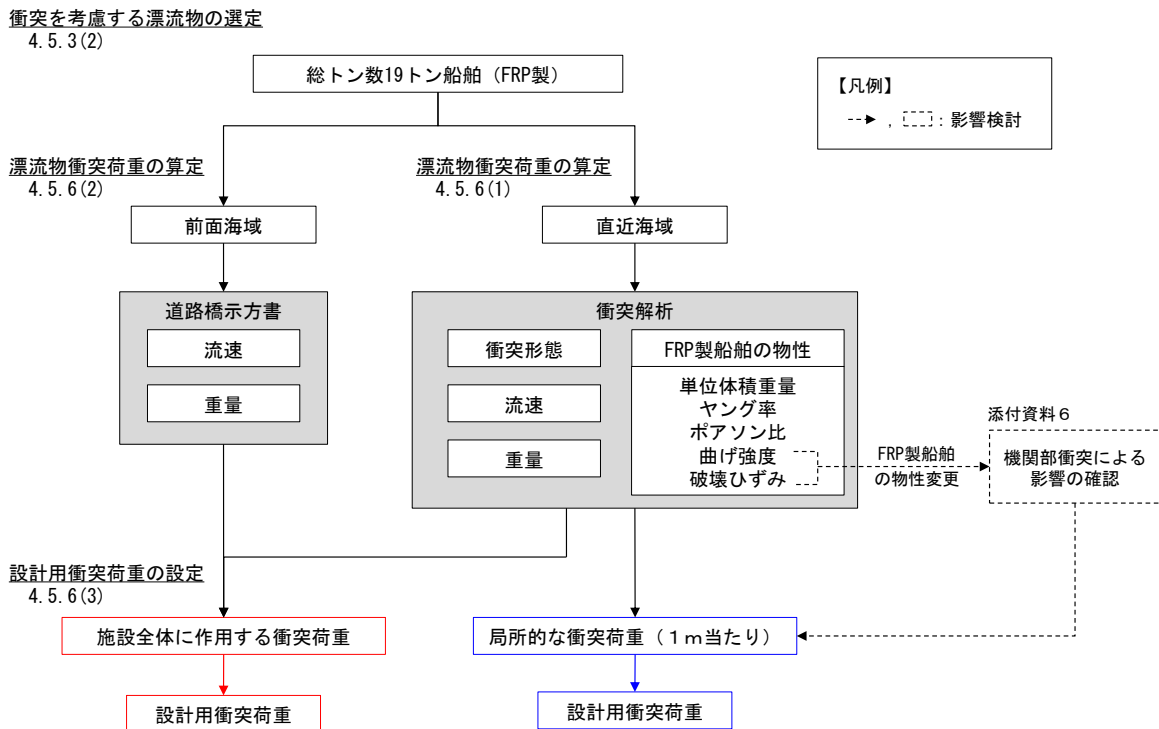


図 4.5.6-37 設計用衝突荷重の設定フロー

b. 設計用衝突荷重の設定

(a) 施設全体に作用する衝突荷重

・衝突解析

衝突解析結果より，各衝突形態による衝突荷重は，剛壁幅 6m まではケース①（船首衝突）に包絡され，剛壁幅 7m 以上はケース③（真横衝突）に包絡されることを確認したことから，衝突解析における「施設全体に作用する衝突荷重」を図 4.5.6-38 のとおり整理し，評価対象構造物の延長（作用幅）に応じて衝突荷重を設定する。

施設評価においては，「施設全体に作用する荷重」は等分布荷重とすることから，最大平均衝突荷重（施設全体に作用する荷重／作用幅）を図 4.5.6-39 に示す。

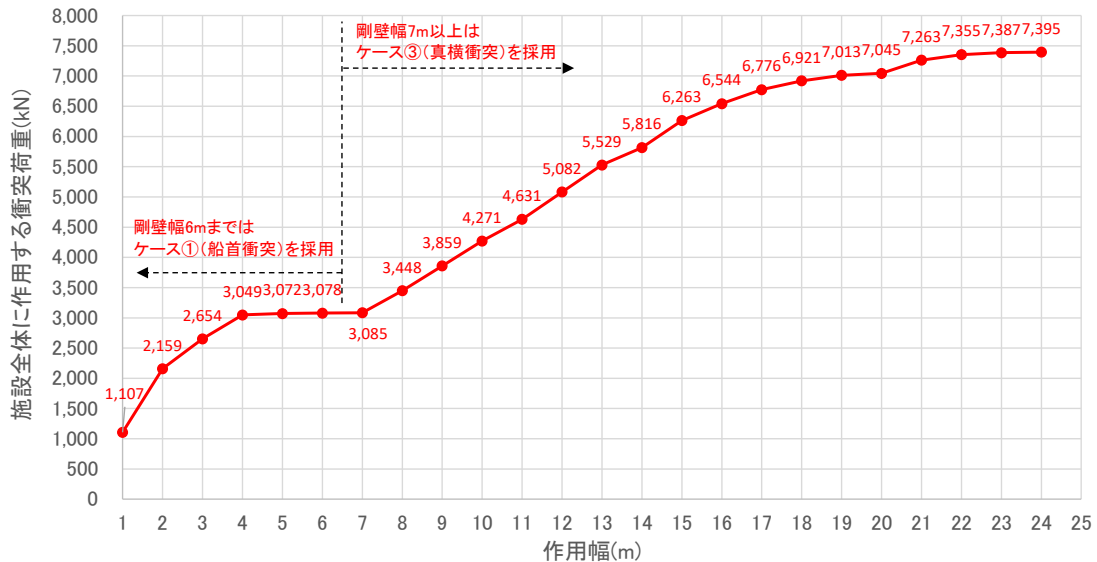


図 4.5.6-38 施設全体に作用する衝突荷重（衝突解析）

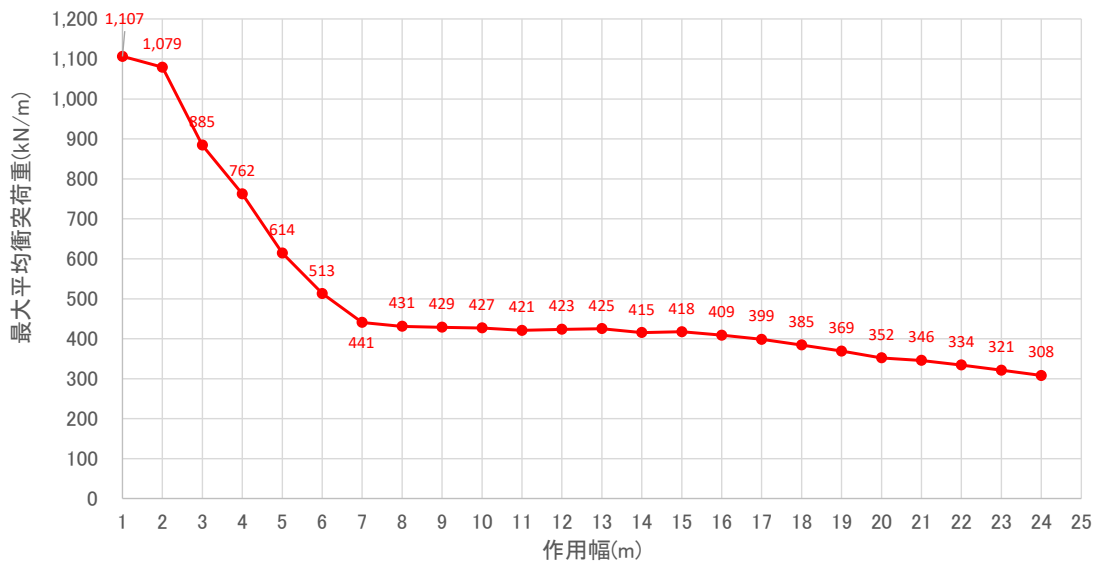


図 4.5.6-39 最大平均衝突荷重（衝突解析）

- ・道路橋示方書（2002）

漂流物の初期配置が前面海域にある場合は、「道路橋示方書（2002）」により衝突荷重を算定する。本算定式による衝突荷重は、船舶の総重量を基に算定することから、船舶全体の衝突荷重である「施設全体に作用する衝突荷重」に相当すると考える。「道路橋示方書（2002）」により算定される衝突荷重を表 4.5.6-13 に示す。

なお、衝突荷重の詳細な算定方法は、4.5.6(2)に記載している。

表 4.5.6-13 「道路橋示方書（2002）」により算定される衝突荷重

算定方法	衝突荷重【kN】
道路橋示方書 (2002)	559

「施設全体に作用する衝突荷重」のうち、「衝突解析」及び「道路橋示方書（2002）」の作用幅毎の衝突荷重を図 4.5.6-40 に示す。なお、「道路橋示方書（2002）」には衝突形態の概念がないことから、衝突解析において衝突荷重が大きくなる船首方向と真横方向からの衝突として整理している。

図 4.5.6-40 より、「衝突解析」による衝突荷重が他の算定方法から算定される衝突荷重を包絡していることを確認したことから、設計用衝突荷重の設定においては「衝突解析」の結果を考慮する。

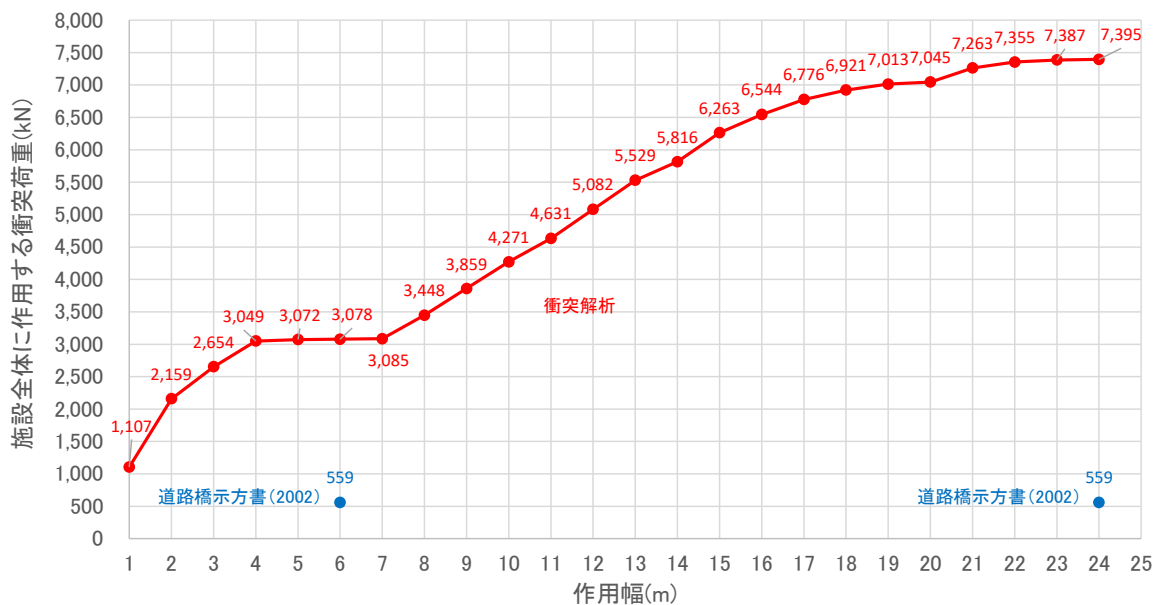


図 4.5.6-40 各算定方法による施設全体に作用する衝突荷重

(b) 局所的な衝突荷重

施設の局所的な損傷を評価する観点から、局所的な荷重（1 m当たり）を設計用衝突荷重として設定する。

表 4.5.6-14 に、各衝突形態において発生する剛壁 1 m 当たりの衝突荷重を示す。最も大きな衝突荷重（1 m 当たり）となる船首から衝突した場合の衝突荷重（ケース①）を考慮して、設計用衝突荷重を設定する。なお、添付資料 6 に示す機関部による影響を考慮した衝突荷重 445kN を包絡していることを確認した。

表 4.5.6-14 衝突荷重における局所的な衝突荷重

衝突形態		1 m 当たりの 衝突荷重【kN】
①	船首	1,107 (最大値)
②	船尾	937
③	真横	736
④	斜め船首	444
⑤	斜め船尾	884
(参考) 機関部の衝突による影響		445

(c) まとめ

「施設全体に作用する衝突荷重」は、「衝突解析」及び「道路橋示方書」から算定される荷重を比較した結果、「衝突解析」により算定される衝突荷重が最も大きくなることから、「衝突解析」より算定される荷重を踏まえ、設計用衝突荷重を設定する。「施設全体に作用する衝突荷重」は、評価対象構造物の延長に応じた作用幅より設計用衝突荷重を設定する。例えば、防波壁（波返重力擁壁）のケーソン1函の延長が約20mであることから、衝突解析から算定される7,045kNを踏まえ、防波壁（波返重力擁壁）の設計用衝突荷重は保守的に7,200kNを設定する。なお、参考として衝突解析より最大衝突荷重発生時の船首先端からの長さを基に船首方向の軸剛性を設定して、FEMA（2012）により算定した衝突荷重は1,815kN（6m当たり）となり、衝突解析による衝突荷重3,078kN（6m当たり）に包絡される（添付資料4）。

「局所的な衝突荷重」として、船首から衝突した場合の衝突荷重である1,107kNを踏まえ、設計用衝突荷重は保守的に1,200kNを設定する。

総トン数19トンの漁船における設計用衝突荷重のまとめを図4.5.6-41に示す。評価対象構造物の延長に応じて設定する「船体寸法に応じた分布的な衝突荷重」の設計用衝突荷重を表4.5.6-15に示す。

評価対象構造物に対する漂流物衝突荷重の載荷方法を添付資料9に示す。漂流物対策工を設置した評価対象構造物については、漂流物対策工による荷重の分散を考慮して評価を実施する。

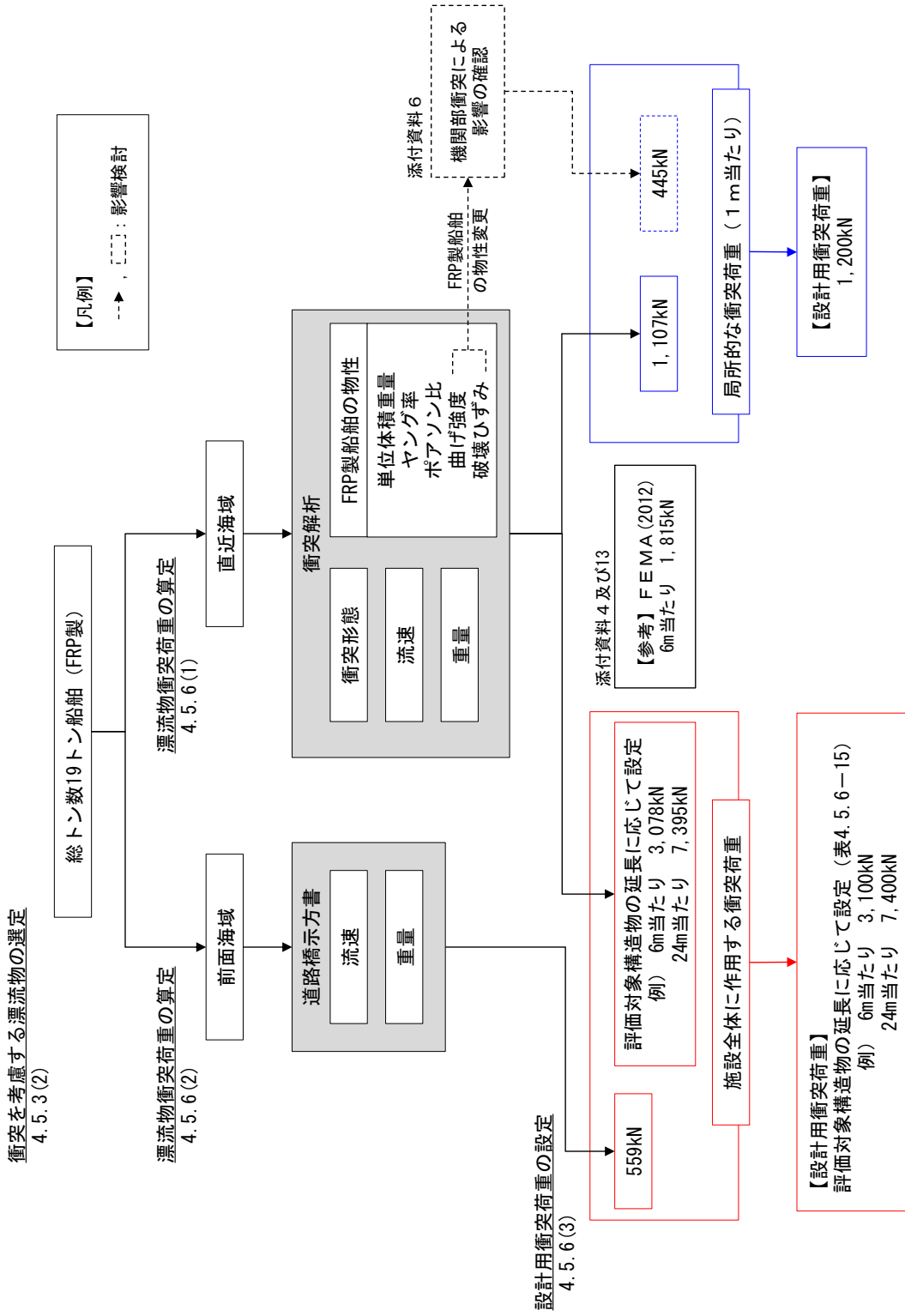


図 4.5.6-41 総トン数 19 トンの漁船における設計用衝突荷重のまとめ

表 4.5.6-15 評価対象構造物に対する設計用衝突荷重

評価対象構造物の延長	m	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
衝突解析から算定される衝突荷重	kN	1,107	2,159	2,654	3,049	3,072	3,078	3,085	3,448	3,859	4,271	4,631	5,082
衝突解析から算定される衝突荷重を 評価対象構造物の延長で除した値	kN/m	1,107	1,080	885	762	614	513	441	431	429	427	421	424
設計用平均衝突荷重 (設計用平均衝突荷重×評価対象 構造物の延長)	kN/m (kN)	1,200 (1,200)	1,100 (2,200)	890 (2,670)	770 (3,080)	620 (3,100)	520 (3,120)	450 (3,150)	440 (3,520)	430 (3,870)	430 (4,300)	430 (4,730)	430 (5,160)
評価対象構造物の延長	m	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22	23	24
衝突解析から算定される衝突荷重	kN	5,529	5,816	6,263	6,544	6,776	6,921	7,013	7,045	7,263	7,355	7,387	7,395
衝突解析から算定される衝突荷重を 評価対象構造物の延長で除した値	kN/m	425	415	418	409	399	385	369	352	346	334	321	308
設計用平均衝突荷重 (設計用平均衝突荷重×評価対象 構造物の延長)	kN/m (kN)	430 (5,590)	420 (5,880)	420 (6,300)	410 (6,560)	400 (6,800)	390 (7,020)	370 (7,030)	360 (7,200)	350 (7,350)	340 (7,480)	330 (7,590)	310 (7,440)

島根原子力発電所におけるFRP船舶に係る衝突解析条件の妥当性

1. 検討概要

島根原子力発電所においては、FRP船舶による衝突に対し、3次元非線形構造解析を用いて衝突荷重を算定している。

小型船舶（総トン数20トン未満）は、その多くがFRP製船舶であり、津波により陸上に打ち上げられる事例が多く記録されている。

FRP製船舶を対象とした衝突荷重の算定に係る評価手法は確立されていないが、FRP船舶による衝突荷重の算定について、FRP製の船舶を用いた落下衝突実験における衝突荷重の計測及び3次元非線形構造解析を用いた衝突荷重算定に関する研究より、衝突解析による衝突荷重の推定方法の妥当性を確認する。

さらに、島根原子力発電所におけるFRP製船舶に係る衝突解析条件の妥当性を確認した。衝突解析による衝突荷重の妥当性検討フローを図1-1に示す。

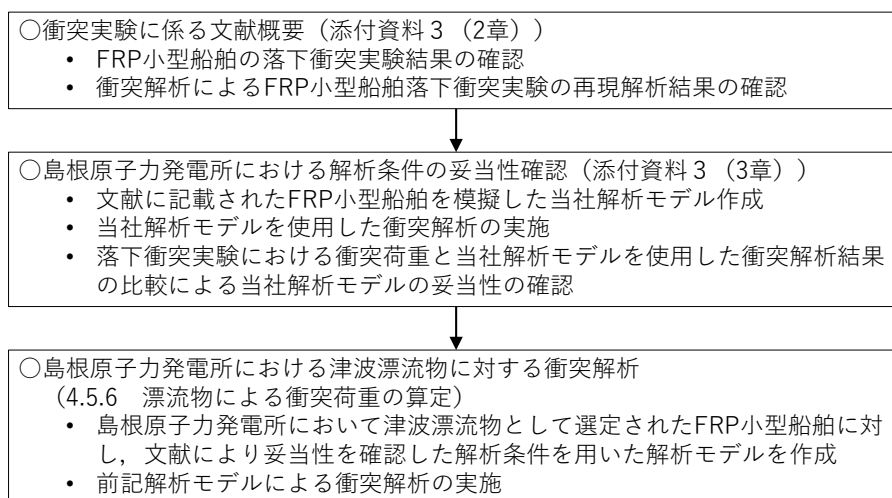


図1-1 衝突解析による衝突荷重の妥当性検討フロー

2. 衝突実験に係る文献概要

衝突実験に係る文献について、以下のとおり確認した。

「豊田ほか（2022）＊」では、総トン数2トンのFRP製小型船舶（以下「実験船」という。）について船首からの落下衝突実験（以下「衝突実験」という。）を行い、船体の破壊挙動と衝突荷重を把握されている。

また、3次元非線形構造解析（以下「再現解析」という。）を実施し、衝突実験の衝突荷重の比較検討を行い、3次元非線形構造解析（衝突解析コード：LS-DYNA）でFRP船舶による衝突荷重を推定できる手法を構築できたとされている。

本章においては、上記の実験及び解析に関する条件及び結果について説明する。

注記＊：豊田真・南波宏介・甲斐田秀樹・栗山透 FRP船舶の衝突解析手法に関する研究，土木学会論文集A1（構造・地震工学），Vol.78，No.2，301-315，2022.

2.1 衝突実験

(1) 衝突条件

「豊田ほか（2022）」では、実験船の衝突方向は船首衝突とし、衝突時に目標の衝突速度 10.0m/s となるように 5.1m までクレーンで船体を吊り上げ、地上に設置した鋼製の受圧板に自由落下させて衝突荷重を計測されている。

衝突実験における衝突条件を表 2-1 に、衝突実験状況を図 2-1 に示す。衝突速度については、実験における衝突直前の実測値である 9.9m/s を衝突条件として設定されている。

表 2-1 衝突条件

衝突速度【m/s】	9.9（実測：衝突直前）
衝突方向	船首衝突
衝突状態	自由落下
被衝突物	受圧板（鋼製：2,500 mm×2,500 mm）




図 2-1 衝突実験状況（「豊田ほか（2022）」より引用）

(2) 船舶仕様

「豊田ほか (2022)」における実験船の仕様を表 2-2 に示す。

表 2-2 実験船の仕様 (「豊田ほか (2022)」より引用)

船種	小型船舶 (漁船)
材質	F R P
外観	
質量【t】	1.69
全長【m】	8.2

(3) 衝突荷重の計測方法

「豊田ほか (2022)」での衝突実験において、地上に設置した鋼製の受圧板に実験船を自由落下させて衝突荷重を計測されている。受圧板は鋼製の円筒形支柱 4 本により支持され、支柱の周方向 4 箇所 (軸方向) にひずみゲージが貼付されており、船体衝突時に計測されたひずみから算出した軸方向の平均応力と断面積を用いて軸力に換算することで衝突荷重を計測されている。

受圧板の構造及びひずみゲージの設置状況を図 2-2 に示す。

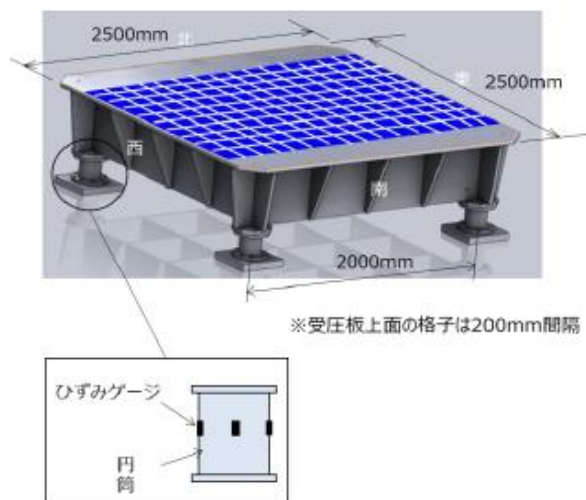


図 2-2 受圧板の構造及びひずみゲージの設置状況
(「豊田ほか (2022)」より引用)

(4) 衝突実験結果

衝突実験の結果として、ハイビジョンビデオカメラで撮影された衝突中の破壊状況を図 2-3 に、荷重時刻歴を図 2-4 に示す。衝突実験の結果より得られた衝突荷重に対して、カットオフ周波数を 100Hz としてローパスフィルタ処理が行われている。

図 2-3 において、衝突実験による詳細な破壊挙動としては、船首衝突後いくつかの部材が外れ、船首付近の物入れ、浮き室の順に破壊が進行し、船首から最初の隔壁手前まで破壊されている。

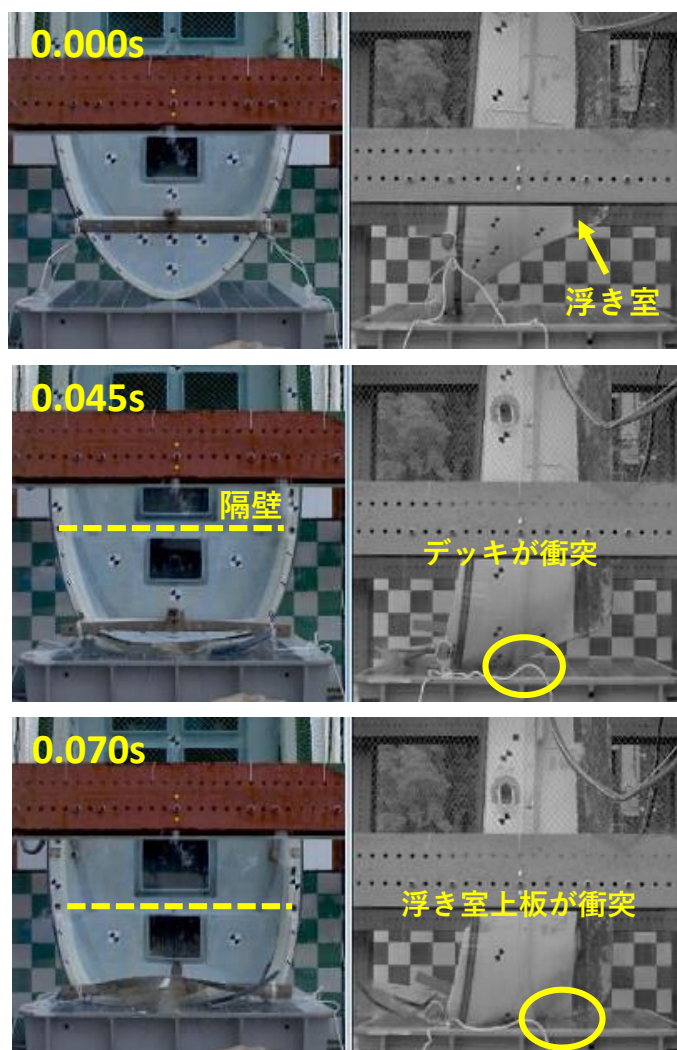


図 2-3 (1) 衝突実験における衝突状況（「豊田ほか（2022）」に一部加筆）

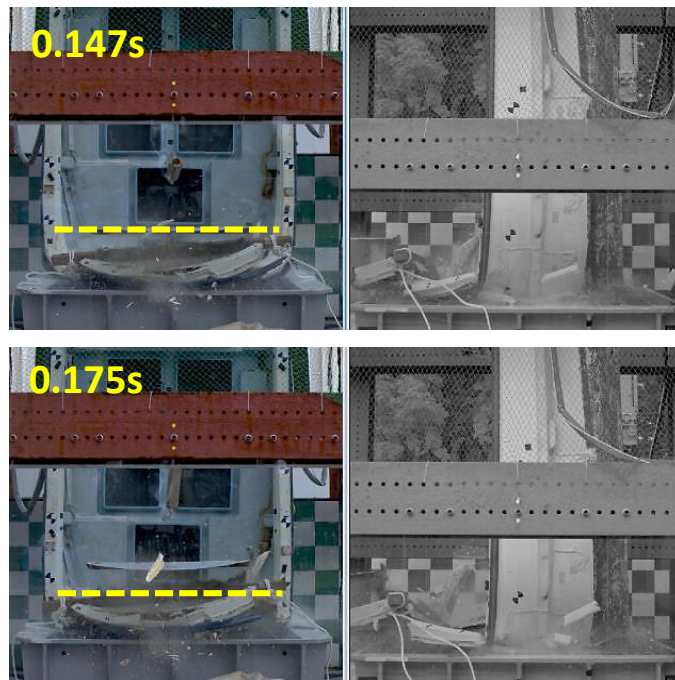


図 2-3 (2) 衝突実験における衝突状況 (「豊田ほか (2022)」 に一部加筆)

図 2-4 において、衝突実験における荷重ピークは大きく 2 つ観察されている。「豊田ほか (2022)」では図 2-3 と比較し、1 番目の荷重ピークは浮き室上板が衝突した 0.07 秒付近で発生しているとされている。また、2 番目の荷重ピークは衝突位置が隔壁近傍に達した 0.18 秒付近で生じているとされている。この衝突実験において計測した衝突荷重の最大値は、1 番目の荷重ピークにおいて計測されている。

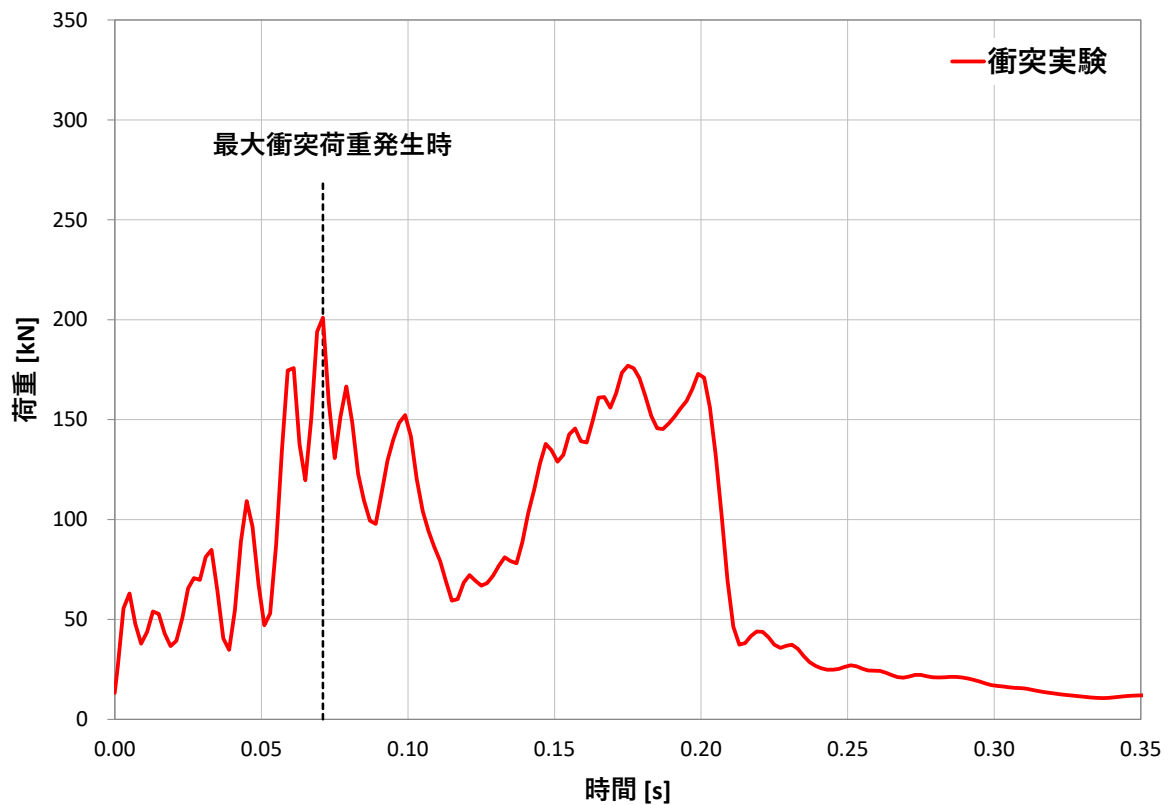


図 2-4 衝突実験による衝突荷重時刻歴
（「豊田ほか (2022)」を基に作成）

2.2 再現解析

(1) 解析コード

「豊田ほか (2022)」では、解析コードとして「LS-DYNA」を用いられている。

(2) 3次元FEMモデル

a. 船体構造

船体外形は、実験前に実施した3次元形状計測及び板厚計測結果をもとに、シェル要素で3次元FEMモデルを作成されている。また、エンジン等の重量は、質量のみを考慮し、重心位置に集中質量として模擬されている。

b. 船体板厚

「豊田ほか (2022)」で設定されている船体板厚を表2-3に示す。船体板厚は、実験船を計測した上で設定されている。

表2-3 船首の各部位の板厚（「豊田ほか (2022)」より引用）

部位		材質	構造	板厚	
FRP材のみで構成される部位	ブルワーク	FRP材	単一構造	3mm	
	デッキ端部	FRP材		5mm	
	側板	FRP材		3.2mm	
	底板	FRP材		3.5mm	
	キール	FRP材		3.5mm	
	隔壁	FRP材		4mm	
特殊部位	ブルワークのカバー		ブルワークのカバーはビス止めによる接合	3mm	
	FRP材と合板による複合構造	デッキ	FRP材合板	FRP材の間に心材として合板が挟まれた“サンドイッチ構造”	FRP材 2.5mm 合板 9mm
		浮き室上板	FRP材合板	FRP材の下面に合板の当て板がされた“2層構造”	FRP 5mm
		隔壁のうち浮き室に接する部分	FRP材合板		合板 5mm
継手		FRP材	FRP材により部材間を接合	—	

c. 材料特性

「豊田ほか (2022)」で設定されている材料物性値を表 2-4 に示す。材料物性値は、衝突実験で用いた実験船から試験片を採取し、材料試験を行ったうえで設定されている。

ここで、「豊田ほか (2022)」では、FRP材の応力-ひずみ関係については、実験船を構成する部位の物性値が明らかでないことから、衝突実験後の実験船から試験片を採取して4点曲げ試験 (ASTMD7264 に準拠) を実施されている。さらに、図2-5に示す試験機及び試験片を模擬した4点曲げ試験の同定解析を実施し、4点曲げ試験で計測した試験機変位-荷重関係を再現できるように曲げ強度到達後の破壊ひずみを設定されている。

なお、「豊田ほか (2022)」では、「船舶用のFRP材は、マット材 (M) とロービングクロス (R) を積層した積層板が基本とされており、その積層板に曲げが作用した場合、まず引張側 (M) が破断することにより最初の荷重低下が生じ、その後にMR層間のはく離が断続的に進行する特徴がある」とされており、FRP材は巨視的には曲げ強度到達後もひずみが増加すると考えられることから完全弾塑性材料として取り扱うとされている。

表 2-4 材料物性値 (「豊田ほか (2022)」より引用)

試験片	設定する部位	解析で用いる物性値	単位	値
船側	デッキ デッキ端部 側板 プルワーク	密度	kg/m ³	1,860
		軸方向ヤング率	GPa	10.269
		横方向ヤング率	GPa	9.574
		せん断弾性係数	GPa	3.520
		軸方向強度	MPa	184
		横方向強度	MPa	146
		破壊ひずみ	軸方向…6% 横方向…5% ※ひずみ2%で 曲げ強度到達	
船底	浮き室上板 隔壁 キール 底板	密度	kg/m ³	1,860
		軸方向ヤング率	GPa	15.679
		横方向ヤング率	GPa	13.980
		せん断弾性係数	GPa	4.045
		軸方向強度	MPa	274
		横方向強度	MPa	253
		破壊ひずみ	軸方向…9% 横方向…10% ※ひずみ2%で 曲げ強度到達	

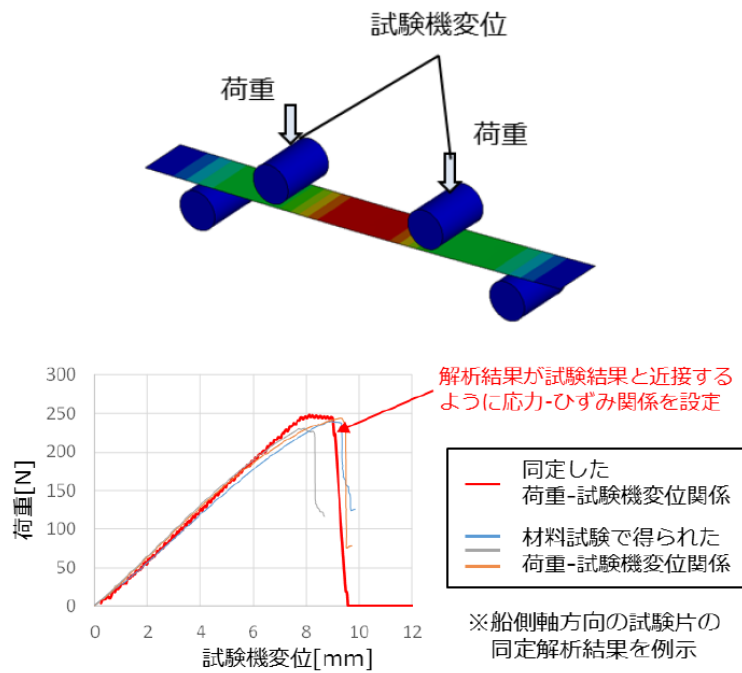


図 2-5 破壊ひずみの同定解析の概要（「豊田ほか（2022）」より引用）

(3) 衝突条件

再現解析における衝突条件（衝突速度，衝突方向及び摩擦係数）及び被衝突物の材料特性を表 2-5 に，衝突モデルを図 2-6 に示す。

衝突速度については実験船が受圧板に衝突する直前の実測速度である 9.9m/s を用いられており，落下衝突実験の再現解析であることから重力加速度を考慮されている。摩擦係数については衝突荷重及び衝突変位が最も衝突実験を再現できる値を採用されている。

表 2-5 衝突条件及び被衝突物の材料特性（「豊田ほか（2022）」を基に作成）

衝突速度【m/s】		9.9(重力加速度を考慮)
衝突方向		船首衝突
摩擦係数		0.125
被衝突物	材質	鋼製（受圧板）
	要素	シェル要素
	ヤング率【GPa】	205
	ポアソン比	0.3
密度【t/m ³ 】		7.85

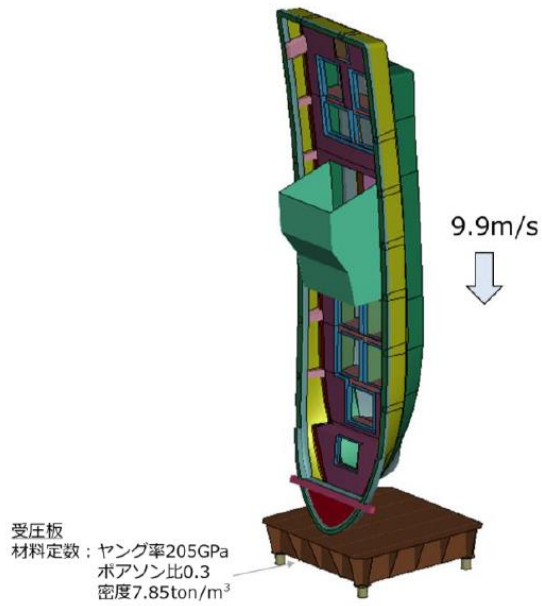


図 2-6 衝突モデル（「豊田ほか（2022）」より引用）

(4) 再現解析結果

「豊田ほか（2022）」による再現解析の結果として、荷重時刻歴を図 2-7 に示す。1 番目の荷重ピークは 0.07 秒付近で発生したとされており、2 番目の荷重ピークについては 0.21 秒付近で発生していることが読み取れる。

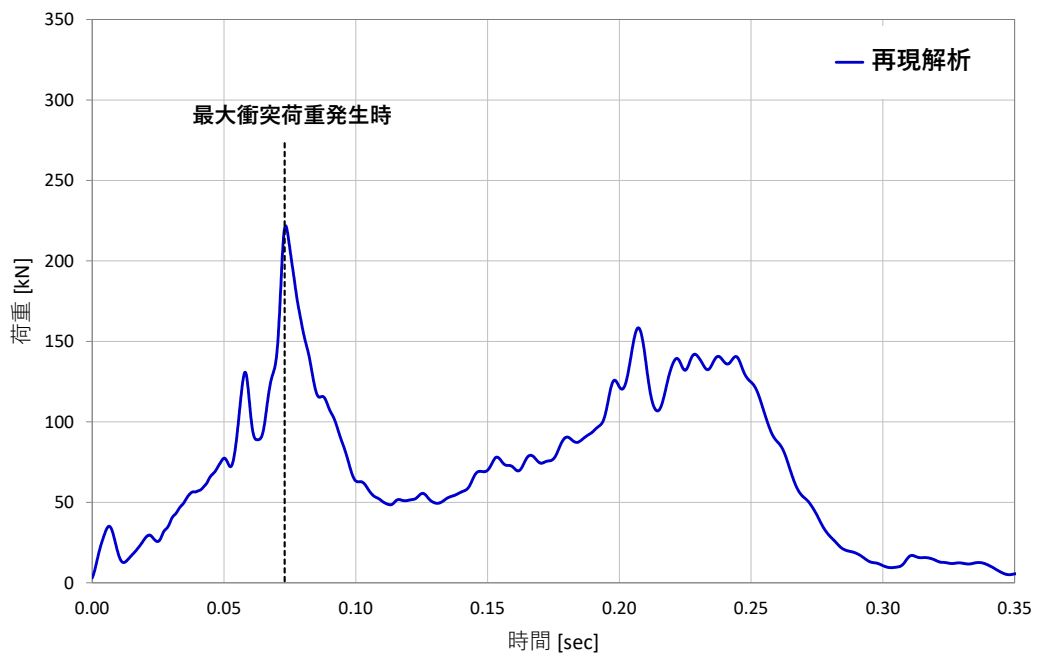


図 2-7 再現解析による衝突荷重時刻歴
（「豊田ほか（2022）」を基に作成）

2.3 文献確認結果のまとめ

「豊田ほか（2022）」における衝突実験による衝突荷重の時刻歴と再現解析による衝突荷重の時刻歴を重ねた図を図 2-8 に示す。

図 2-4 より、再現解析における 1 番目の荷重ピークについて、発生時刻は 0.07 秒付近であり、衝突実験とおおむね一致している。荷重については再現解析の荷重が衝突実験よりやや大きく、衝突荷重が安全側に計算されていることを確認されている。

再現解析における 2 番目の荷重ピークについては、発生時刻は 0.21 秒付近であり、衝突実験の 0.18 秒付近に対して遅く発生している。荷重については差異が見られるものの、衝突実験及び再現解析の力積を確認したうえで再現解析は「衝突現象としては再現できていると考えられる」とされている。

以上のことから、再現解析において F R P 船舶の衝突荷重の時刻歴及び変位に応じた破壊挙動が再現できており、F R P 船舶の衝突現象を 3 次元非線形構造解析によって推定できる手法を構築したとされている。

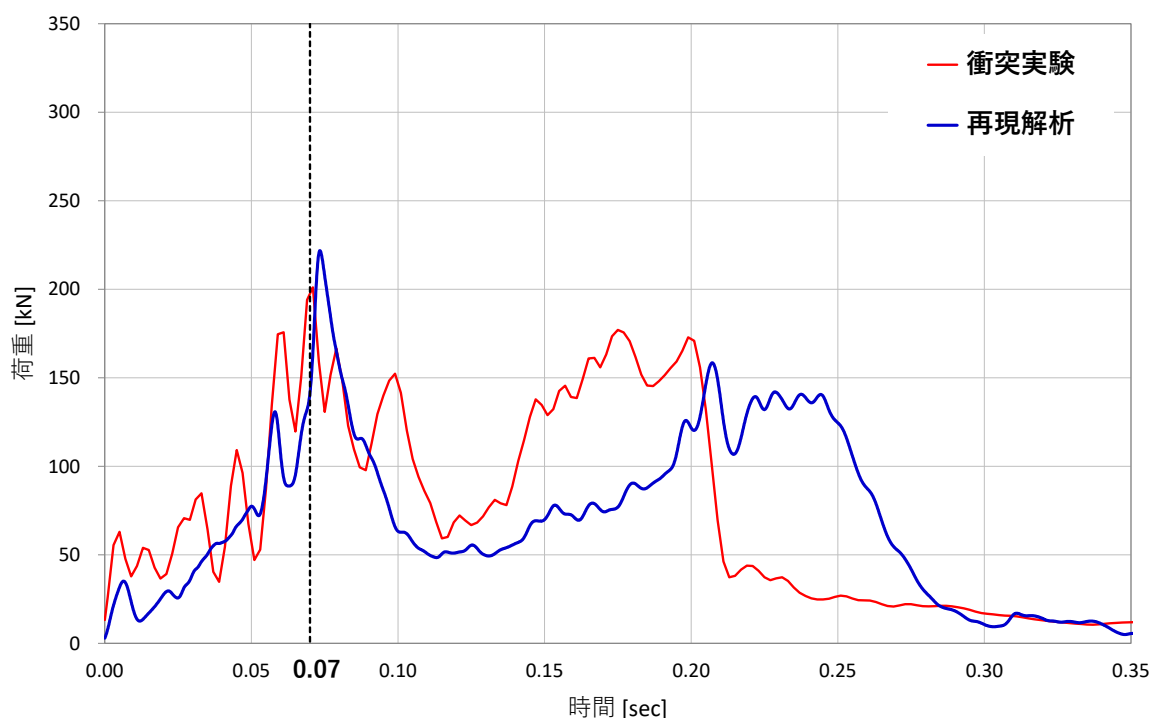


図 2-8 「豊田ほか（2022）」による衝突荷重時刻歴
（「豊田ほか（2022）」を基に作成）

3. 島根原子力発電所における解析条件の妥当性確認

島根原子力発電所においては設計用衝突荷重について、衝突解析により算定された衝突荷重から、静的に衝突荷重を設定することとしている。

ここでは、当社の衝突解析における解析条件の妥当性を確認することを目的に、「豊田ほか（2022）」の実験船を模擬した当社解析モデルを作成し、当該モデルを用いた衝突解析（以下「当社衝突解析」という。）の結果と「豊田ほか（2022）」の衝突実験結果を比較検討することにより、解析条件の妥当性を確認する。

3.1 解析条件

実験船を模擬した当社解析モデルについては、「豊田ほか（2022）」の再現解析の設定値を用いることを基本とする。

ただし、大きさや形状の異なる船舶による衝突解析への適用を考慮し、破壊実験等による物性確認ができない物性については、「豊田ほか（2022）」以外の文献も参考に設定する。

(1) 解析コード

実験船を模擬した当社解析で使用する解析コードは、「LS-DYNA Ver. 971」とする。

(2) 3次元FEMモデル

a. 船体構造

実験船を模擬した当社解析モデルについては、表 2-2 に記載する実験船の船体構造をシェル要素で3次元FEMモデル化する。モデル化に当たっては、操舵室は直接衝突する部位ではないためモデル化を省略した。

b. 船体板厚

実験船を模擬した当社解析モデルの船体板厚においては、一般的な船舶の規則である「強化プラスチック船規則（2018，日本海事協会）」を基に船首・船尾と船首・船尾以外に区分して船体板厚を設定した。設定値について、表 3-1 及び図 3-1 に示す。

表 3-1 島根原子力発電所における船体板厚の設定

板厚 t		引用文献等を基にした設定・算定根拠	引用文献算定値 (mm)	採用値 (mm)
船首・船尾	船側外板 隔壁 甲板 (デッキ)	「強化プラスチック船規則(2018, 日本海事協会)」 【板厚算定式】 $t=15 \times s \times (d + 0.026 \times L)^{1/2} \times 0.85$ s: 肋骨の心距=0.5m ^{*1} d: 計画最大満載喫水=1.20m ^{*2} L: 登録長さ=7.20m ・引用文献の算定値に対して、縦、横肋骨のモデルを省略していることから板厚の割増しを行い 9.00mm を採用	7.51	9.00
船首・船尾以外	船側外板 隔壁 甲板 竜骨	「強化プラスチック船規則(2018, 日本海事協会)」 【板厚算定式】 $t=15 \times s \times (d + 0.026 \times L)^{1/2}$ s: 肋骨の心距=0.5m ^{*1} d: 計画最大満載喫水=1.20m ^{*2} L: 登録長さ=7.20m ・引用文献の算定値に対して、縦、横肋骨のモデルを省略していることから板厚の割増しを行い 10.00mm を採用	8.83	10.00

注記*1: 「強化プラスチック船規則検査要領，日本海事協会，2018」

*2: 「津波漂流物対策施設設計ガイドライン（沿岸技術研究センター，寒地研究センター，平成 26 年）」に記載の 2G. T. における喫水の最大値

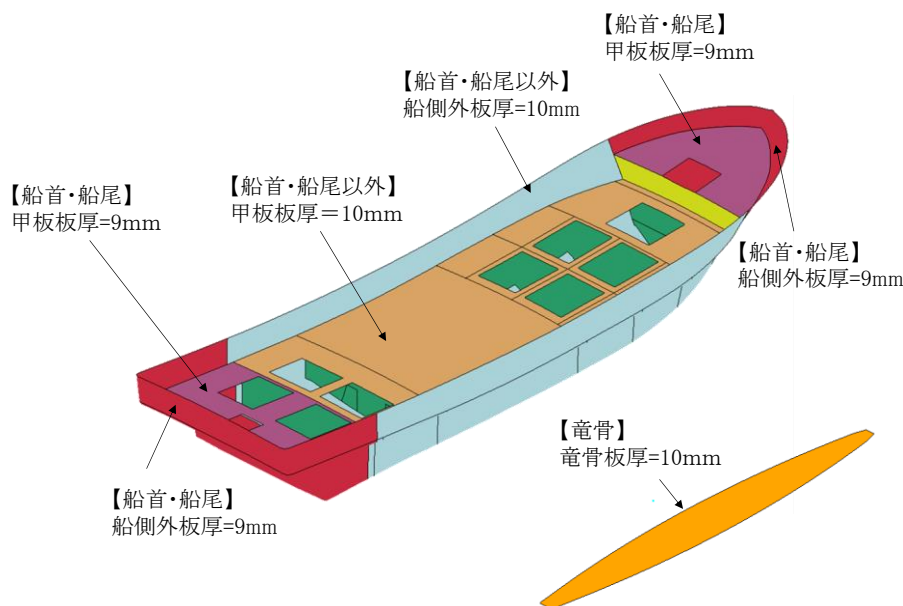


図 3-1 実験船を模擬した当社解析モデルの船体板厚

c. 船体質量

実験船を模擬した当社解析モデルについて、船体を構成する船殻（船側，外板，甲板，隔壁及び竜骨）の質量は約 0.85t であるため，船体質量 1.69t に対する差分については，実験船の重心位置と同じとなる位置に集中質量として模擬した。

d. 材料特性

F R Pに関する材料特性の設定に当たって，既往文献から適用性を整理したうえで設定する。

ここで，F R P製の小型船舶の製造においては，一般的にハンドレイアップ法により施工され，船体構造に用いるF R Pの構成については，「小型船舶の船体構造用材料（F R P積層構成）に関する調査研究報告書（日本小型船舶検査機構，2019）」によると，「強化プラスチック船（F R P船）基準が細則に追加された昭和 52 年当時の主なF R Pの積層構成は，主要材料をガラス繊維基材とする場合，チョップストランドマット（M）とロービングクロス（R）を1対1で重ねる（MR）の積層構成を1単位として積層する（MR）×nの工法が推奨されていた。」，「F R P暫定基準の原形が策定されてから40年経った現在でも，F R P製の小型船舶の部材の積層構成は，昭和 52 年当時の標準的な積層構成（MR）の延長上にあり，船舶の高速化・高出力化に伴う部材の強化の必要性が生じた場合には，当時の積層構成にマット（M）とクロス（R）を各1層ずつ追加するような積層構成にせざるを得ない状況である。」と記載がある。

上記より，F R P船体構造に用いるF R Pは，チョップストランドマット（以下「マット」という。）とロービングクロス（以下「クロス」という。）の二種類のガラス繊維基材を用いた積層構造であると考えられることを踏まえ，F R Pに関するヤング係数（曲げ剛性），ポアソン比，曲げ強度，単位体積重量及び破壊ひずみの各材料特性については，引用文献の適用性を確認して設定した。なお，実験船を模擬した当社解析モデルの材料特性においては，船体全体で一律の設定とした。

i) ヤング率（曲げ弾性）

FRPのヤング率（曲げ弾性）の設定について、引用文献の適用性の整理結果及び採用値を表3-2に示す。

FRPのヤング率（曲げ弾性）の増加に伴い、船体衝突荷重も増加すると考えられるため、表3-2に示す適用性のある文献値において、最大値である12GPaを採用する。

表3-2 FRPのヤング率（曲げ弾性）の整理結果及び採用値

項目	引用文献	適用性	引用文献値	評価	採用値 【採用理由】
ヤング率 (曲げ弾性) 【単位:GPa】	「強化プラスチック船規則(日本海事協会, 2018年)」	本規則は、「長さが35m未満の普通の形状のFRP船(油タンカーを除く。)で、普通の主要寸法比を有するものに適用する。」とされており、船体構成部材であるガラス繊維基材のマット及びクロスの曲げ弾性係数を示したものであるため適用可能と判断した。	6.86	○	12 【ヤング率(曲げ弾性)の増加に伴い船体衝突荷重も増加すると考えられるため最大値を採用】
	「強化プラスチック船規則検査要領(日本海事協会, 2018年)」	本規則は「強化プラスチック船規則」に対する検査要領であり、船体材料を構成するガラス繊維基材のマットにおける標準状態の曲げ弾性係数を示したものであるため、適用可能と判断した。	6.37	○	
		船体材料を構成するガラス繊維基材のマットにおける湿潤状態の曲げ弾性係数を示したものであるため、適用可能と判断した。	5.79	○	
		船体材料を構成するガラス繊維基材のクロスにおける標準状態の曲げ弾性係数を示したものであるため、適用可能と判断した。	11.78	○	
		船体材料を構成するガラス繊維基材のクロスにおける湿潤状態の曲げ弾性係数を示したものであるため、適用可能と判断した。	9.41	○	
	「漁港・漁場の施設の設計参考図書(水産庁, 2015年)」	本図書は、「漁港漁場整備法」に基づき「漁港・漁場の施設の設計において参考となる技術的な知見を記載したものである。」とされており、ハンドレイアップ成形法による船体材料を構成するガラス繊維基材のマットにおける曲げ弾性率を示したものであるため、適用可能と判断した。	7~9	○	
		ハンドレイアップ成形法による船体材料を構成するガラス繊維基材のマット及びクロス積層品における曲げ弾性率を示したものであるため、適用可能と判断した。	9~12	○	
	「船舶海洋工学シリーズ ⑥ 船体構造構造編(藤久保昌彦・吉川孝男・深沢塔一・大沢直樹・鈴木英之, 2012年)」	本文献は、船体構造が詳細に示されており、FRPの小型船舶の典型例として、FRPのヤング率が記載されていることから、適用可能と判断した。	10.7	○	
	「非金属材料データブックプラスチック・FRP・ゴム・接着剤・塗料・木材及び木質材料・セラミックス[改訂2版](日本規格協会, 1985年)」	本文献は、非金属材料の物性値を幅広く掲載されており、漁船の成形法であるハンドレイアップ成形法によるマットの曲げ弾性率を示したものであるため、適用可能と判断した。	10.30~10.79	○	
		ハンドレイアップ成形法によるクロスの曲げ弾性率を示したものであるため、適用可能と判断した。	10.69~11.18	○	

ii) ポアソン比

FRPのポアソン比の設定について、引用文献の適用性の整理結果及び採用値を表3-3に示す。

FRPのポアソン比の増加に伴い、船体衝突荷重も増加すると考えられるため、表3-3に示す適用性のある文献において、最大値である0.358を採用する。

表3-3 FRPのポアソン比の整理結果及び採用値

項目	引用文献	適用性	引用文献値	評価	採用値 【採用理由】
ポアソン比	「非金属材料データブックプラスチック・FRP・ゴム・接着剤・塗料・木材及び木質材料・セラミックス[改訂2版](日本規格協会, 1985年)」	本文献は、非金属材料の物性値を幅広く掲載しており、漁船の成形法であるハンドレイアップ成形法によるマットのポアソン比を示したものであるため、適用可能と判断した。	0.320～ 0.358	○	0.358 【ポアソン比の増加に伴い船体衝突荷重も増加すると考えられるため最大値を採用】
	「3相森・田中平均化手法のハイブリッドFRP梁への応用(土木学会, 2014)」	本文献は、I型断面を有するFRP梁構造に対する、ガラス繊維基材としたFRPのポアソン比が示されているが、船舶とは使用目的が異なるため、適用不可と判断した。	0.1, 0.29, 0.308	×	

iii) 曲げ強度

FRPの曲げ強度の設定について、引用文献の適用性の整理結果及び採用値を表3-4に示す。

FRPの曲げ強度の増加に伴い、船体衝突荷重も増加すると考えられるため、表3-4に示す適用性のある文献において、最大値である260MPaを採用する。

表3-4 FRPの曲げ強度の整理結果及び採用値

項目	引用文献	適用性	引用文献値	評価	採用値【採用理由】
曲げ強度 【単位:MPa】	「強化プラスチック船規則(日本海事協会, 2018年)」	本規則は、「長さが35m未満の普通の形状のFRP船(油タンカーを除く。)で、普通の主要寸法比を有するものに適用する。」とされており、船体構成材料であるガラス繊維基材のマット及びクロスにおける曲げ強度を示したものであるため、適用可能と判断した。	150	○	260 【曲げ強度の増加に伴い船体衝突荷重も増加すると考えられるため最大値を採用】
	「強化プラスチック船規則検査要領(日本海事協会, 2018年)」	本規則は「強化プラスチック船規則」に対する検査要領であり、船体構成材料であるガラス繊維基材のマットにおける標準状態の曲げ強さを示したものであるため、適用可能と判断した。	150	○	
		船体構成材料であるガラス繊維基材のマットにおける湿潤状態の曲げ強さを示したものであるため、適用可能と判断した。	132	○	
		船体構成材料であるガラス繊維基材のクロスにおける標準状態の曲げ強さを示したものであるため、適用可能と判断した。	260	○	
		船体構成材料であるガラス繊維基材のクロスにおける湿潤状態の曲げ強さを示したものであるため、適用可能と判断した。	212	○	
	「漁港・漁場の施設的设计参考図書(水産庁, 2015年)」	本図書は、「漁港漁場整備法」に基づき「漁港・漁場の施設的设计において参考となる技術的な知見を記載したものである。」とされており、ハンドレイアップ成形法による船体材料を構成するガラス繊維基材のマットにおける曲げ強度を示したものであるため、適用可能と判断した。	120~180	○	
ハンドレイアップ成形法による船体材料を構成するガラス繊維基材のマット及びクロス積層品における曲げ強度を示したものであるため、適用可能と判断した。		200~250	○		

iv) 単位体積重量

FRPの単位体積重量の設定について、引用文献の適用性の整理結果及び採用値を表3-5に示す。

FRPの単位体積重量の増加に伴い、船体衝突荷重も増加すると考えられるため、表3-5に示す適用性のある文献において、最大値である1.6t/m³を採用する。

表3-5 FRPの単位体積重量の整理結果及び採用値

項目	引用文献	適用性	引用文献値	評価	採用値【採用理由】
単位体積重量 【単位:t/m ³ 】	「漁港・漁場の施設の設計参考図書(水産庁, 2015年)」	本図書は、「漁港漁場整備法」に基づき「漁港・漁場の施設の設計において参考となる技術的な知見を記載したものである。」と記載されており、ハンドレイアップ成形法による船体材料を構成するガラス繊維基材のマットにおける比重を示したものであるため、適用可能と判断した。	1.4	○	1.6 【単位体積重量の増加に伴い船体衝突荷重も増加すると考えられるため最大値を採用】
		ハンドレイアップ成形法による船体構成材料であるガラス繊維基材のマット及びクロス積層品における比重を示したものであるため、適用可能と判断した。	1.5~1.6	○	
	「船舶海洋工学シリーズ⑥ 船体構造構造編(藤久保昌彦・吉川孝男・深沢塔一・大沢直樹・鈴木英之, 2012年)」	本文献は、船体構造が詳細に示されており、FRPの小型船舶の典型例として、FRPの比重が記載されていることから、適用可能と判断した。	1.51	○	

v) 破壊ひずみ

FRPの破壊ひずみの設定について、引用文献の適用性の整理結果及び採用値を表3-6に示す。

FRPの破壊機構として、「強化プラスチック船規則解説(1978)」では、「FRPでは降伏点はなく、破断時の伸びは約1ないし1.5%である。」、「基礎からわかるFRP(2016)」では、「破断まで線形的に応力が増加し、破断伸びは通常0.5~2%程度と小さい脆性材料である」、「FRP成形入門講座(日本プラスチック加工技術協会)」では、図3-2の応力-ひずみ曲線に示すように「FRP材料は金属材料と異なり、はっきりとした降伏点を示さず、破壊寸前までほぼ弾性変形を示す。」と記載がある。よって、FRPは破壊ひずみが0.5~2.0%程度となり、破断まで線形的に応力が増加する応力-ひずみ関係となる弾性材料であると考えられる。

なお、FRPを構成するガラス繊維及び硬化樹脂において、「基礎からわかるFRP(2016)」では、代表的なガラス繊維(Eガラス)の破断ひずみとして「2.0~3.0%」と記載があり、「JISF1034-1:2002」では、硬化樹脂の破断伸びとして「1.2~2.5%」と記載があることから、FRPを構成する材料(ガラス繊維、硬化樹脂)の破壊ひずみは1.2~3.0%程度となると考えられる。

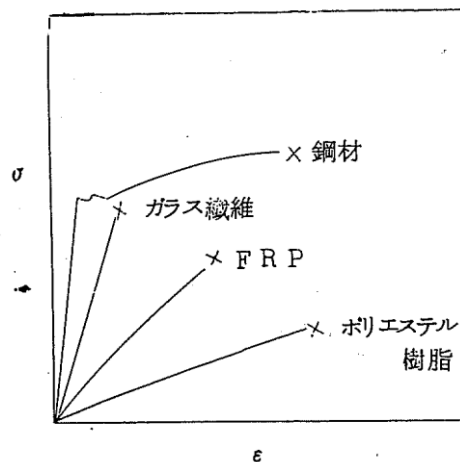


図3-2 FRP他の応力-ひずみ曲線

(「FRP成形入門講座(日本プラスチック加工技術協会)」より引用)

一方、「豊田ほか(2022)」では、図3-3に示すとおり、試験機及び試験片を模擬した4点曲げ試験の同定解析を実施し、試験で計測した試験機変位-荷重関係を解析で再現できるように、曲げ強度到達後の破壊ひずみを完全弾塑性材料として設定されており、同定解析結果として5~10%の破壊ひずみが設定されている。なお、この破壊ひずみは、各試験片の実験で得られた試験機変位結果に対して、おおむね包絡するように破壊ひずみを設定されていることから、各試験片の実験

で得られる試験機変位による破壊ひずみと比較して、過大となっている可能性があることに加え、4点曲げ試験の载荷速度に比べて船舶の衝突現象（衝突速度）は速く、ひずみ速度が速くなることで破断ひずみは小さくなるため、応力-ひずみ関係としては、より弾性材料に近い挙動となると考えられる。

以上より、FRPは破壊ひずみの増加に伴い、船体衝突荷重も増加すると考えられ、各文献の記載を踏まえると3%程度と考えられるが安全側に5%を採用する。また、応力-ひずみ関係としては、おおむね弾性材料となると考えられるが、船体衝突荷重は塑性を考慮することで増加すると考えられるため、完全弾塑性材料として取り扱う。

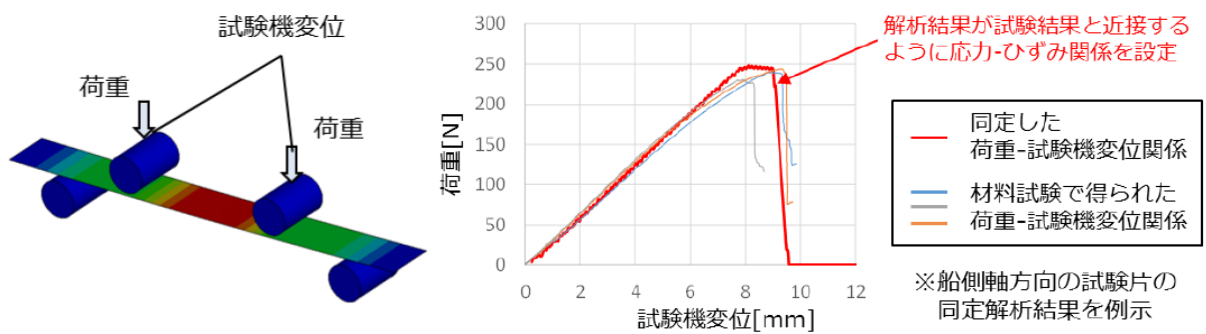


図 3-3 破壊ひずみの同定解析の概要（「豊田ほか（2022）」より引用）

表 3-6 FRP の破壊ひずみの整理結果及び採用値

項目	引用文献	適用性	引用文献値	評価	採用値 【採用理由】
破壊ひずみ 【単位：%】	「強化プラスチック船規則解説(日本海事協会会誌, 1978年)」	本文献は、「強化プラスチック船規則」について解説をされており、船体材料を構成するFRPの破断時の伸びについて記載されているため、適用可能と判断した。なお、FRPの破断時の伸びについては、「FRPでは降伏点はなく、破断時の伸びは約1ないし1.5%である。」とされており、鋼材と比較して「ある応力に達すると直ちに破壊につながる恐れがある」と脆性的な弾性材料であることが記載されている。	1~1.5 弾性材料	○	5 完全弾塑性材料 【破壊ひずみ:最大で3%程度になると考えられるが、破壊ひずみの増加に伴い、船体衝突荷重も増加すると考えられるため、安全側に5%を採用】 【応力-ひずみ関係:おおむね弾性材料としての破壊挙動となると考えられるが、塑性を考慮することで船体衝突荷重が増加すると考えられるため完全弾塑性材料として取り扱う】
	「基礎からわかるFRP(強化プラスチック協会編, 2016)」	本文献は、FRPについて幅広く掲載されており、船体材料を構成するFRPの破断時の伸びについて記載されているため、適用可能と判断した。なお、FRPの破断ひずみについては、「破断まで線形的に応力が増加し、破断伸びは通常0.5~2%程度と小さい脆性材料である」と記載されている。	0.5~2 弾性材料	○	
		船体材料を構成するガラス基材の代表的なガラス繊維(Eガラス)の破断ひずみが記載されているため、適用可能と判断した。	2.0~3.0	○	
	「FRP成形入門講座(日本プラスチック加工技術協会)」	本文献は、FRP材料について幅広く掲載されており、船体材料を構成するFRPの破断時の伸びについて記載されているため、適用可能と判断した。なお、FRPの破断時の伸びについては、「FRP材料は金属材料と異なり、はっきりとした降伏点を示さず、破壊寸前までほぼ弾性変形を示す。」と記載されている。	- 弾性材料	○	
	「豊田ほか(2022)」	本文献は、FRP船舶の津波漂流物の衝突荷重の評価を目的としており、FRP船舶の実機を用いた実験を実施されているため、適用可能と判断した。なお、破壊ひずみについては、材料試験結果(4点曲げ試験)を模擬した同定解析による破壊ひずみが記載されており、完全弾塑性材料として取り扱うことが記載されている。	5, 6, 9, 10 完全弾塑性材料	○	
	「JISF1034-1:2002」	本規格は、船の長さが24m以下の小型船舶を対象としたISO 12215-1:2000 (Small craft-Hull construction and scantlings-Part 1: Materials: Thermosetting resins, glass-fibre reinforcement, reference laminate)を基礎として国土交通大臣が制定した日本工業規格であり、船体材料を構成する硬化樹脂の破断伸びが記載されているため適用可能と判断した。	1.2~2.5	○	

i) ~ v) の整理結果より，本解析に用いるFRPの材料特性のまとめを表3-7に示す。

表 3-7 本解析に用いるFRPの材料特性のまとめ

項目	単位	採用値
ヤング率 (曲げ弾性)	GPa	12
ポアソン比	—	0.358
曲げ強度	MPa	260
単位体積重量	t/m ³	1.6
破壊ひずみ	%	5 完全弾塑性材料

本解析におけるFRPの構成則（応力-ひずみ関係）としては，表3-7に示すとおり，曲げ強度到達後もひずみが増加する完全弾塑性材料とし，破壊ひずみに到達した後にシェル要素を削除する設定とした。FRP材料の応力-ひずみ関係を図3-4に示す。

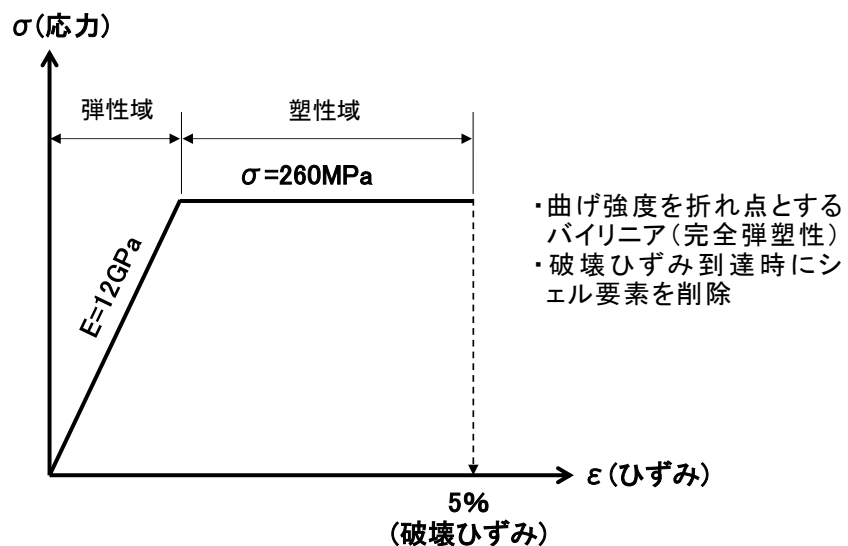


図 3-4 応力-ひずみ関係

(3) 衝突条件

当社衝突解析において、被衝突物は衝突実験において荷重を計測した受圧板は十分に剛な構造であることから剛壁とした。また、受圧板は鋼製であることを踏まえ、剛壁の材質は鋼材とした。鋼材と船体間の摩擦係数については、衝突実験の衝突形態を再現できる値を採用した。

当社衝突解析における衝突条件及び材料特性を表 3-8 に、衝突モデルを図 3-5 に示す。

表 3-8 衝突条件及び被衝突物の材料特性

衝突速度【m/s】		9.9（重力加速度を考慮）
被衝突物	材質	鋼製（剛壁）
	要素	シェル要素
	ヤング率【GPa】	205
	ポアソン比	0.3
	密度【t/m ³ 】	7.85
摩擦係数		0.30

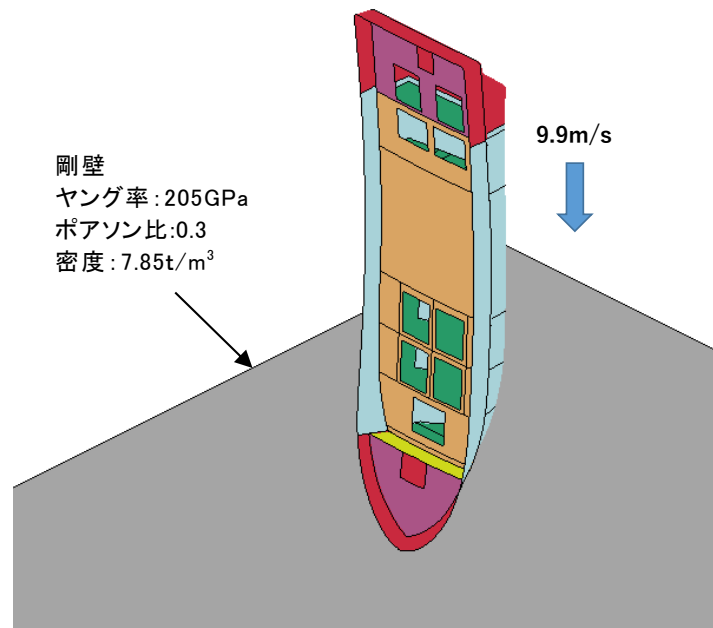


図 3-5 衝突モデル

3.2 当社衝突解析結果

当社衝突解析の衝突荷重時刻歴を図 3-6 に、船体の衝突状況を図 3-7 に示す。解析結果より得られた衝突荷重に対しては、100Hz のローパスフィルタ処理を行っている。

図 3-6 及び図 3-7 より、船首衝突後、船首付近の物入れ、浮き室の順に破壊が進行していることが分かる。荷重ピークは、浮き室上板が剛壁に衝突する 0.07 秒付近に最大衝突荷重の約 260kN が作用していることを確認した。最大衝突荷重作用後、衝突荷重は徐々に減少する結果となっている。

なお、衝突実験において見られる 2 番目の荷重ピークについて、当社衝突解析においては当該荷重ピークが確認できないが、これは、実験船を模擬した当社衝突解析モデルについては、大きさや形状の異なる船舶による衝突解析への適用を考慮し、船体構造上の弱部である継手部のモデル化を簡素化したこと、破壊実験等による確認ができない物性は他の文献を基に設定していることから、船体の破壊状況に差異が生じたと考えられる。

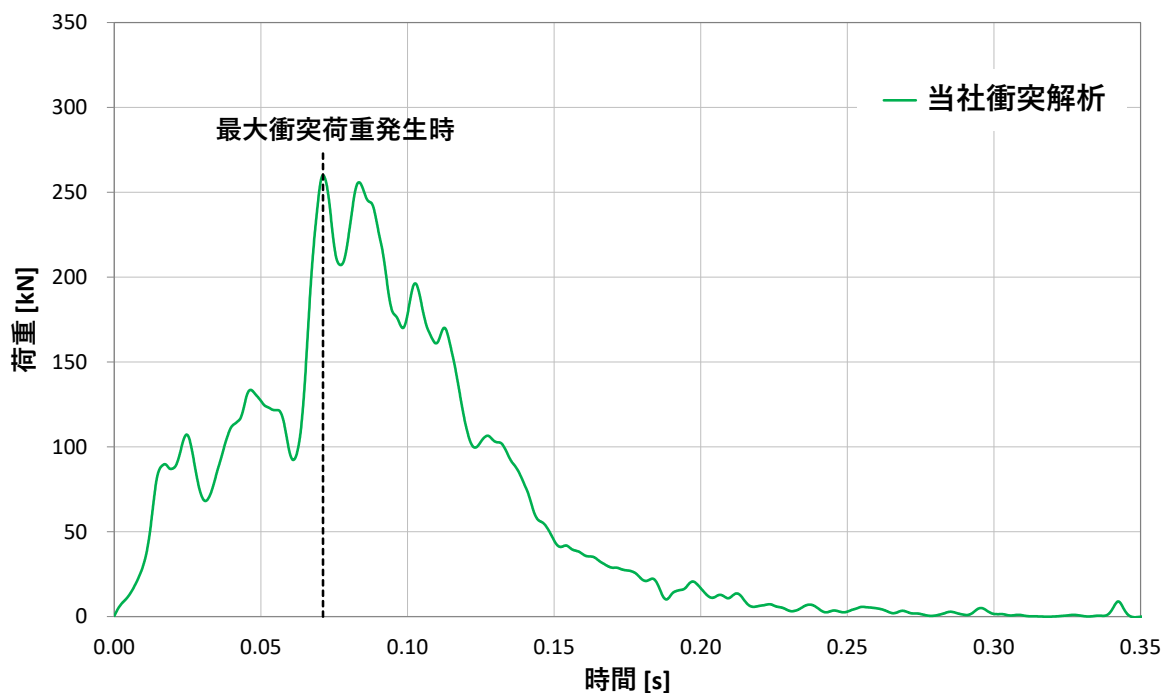


図 3-6 当社衝突解析の衝突荷重時刻歴

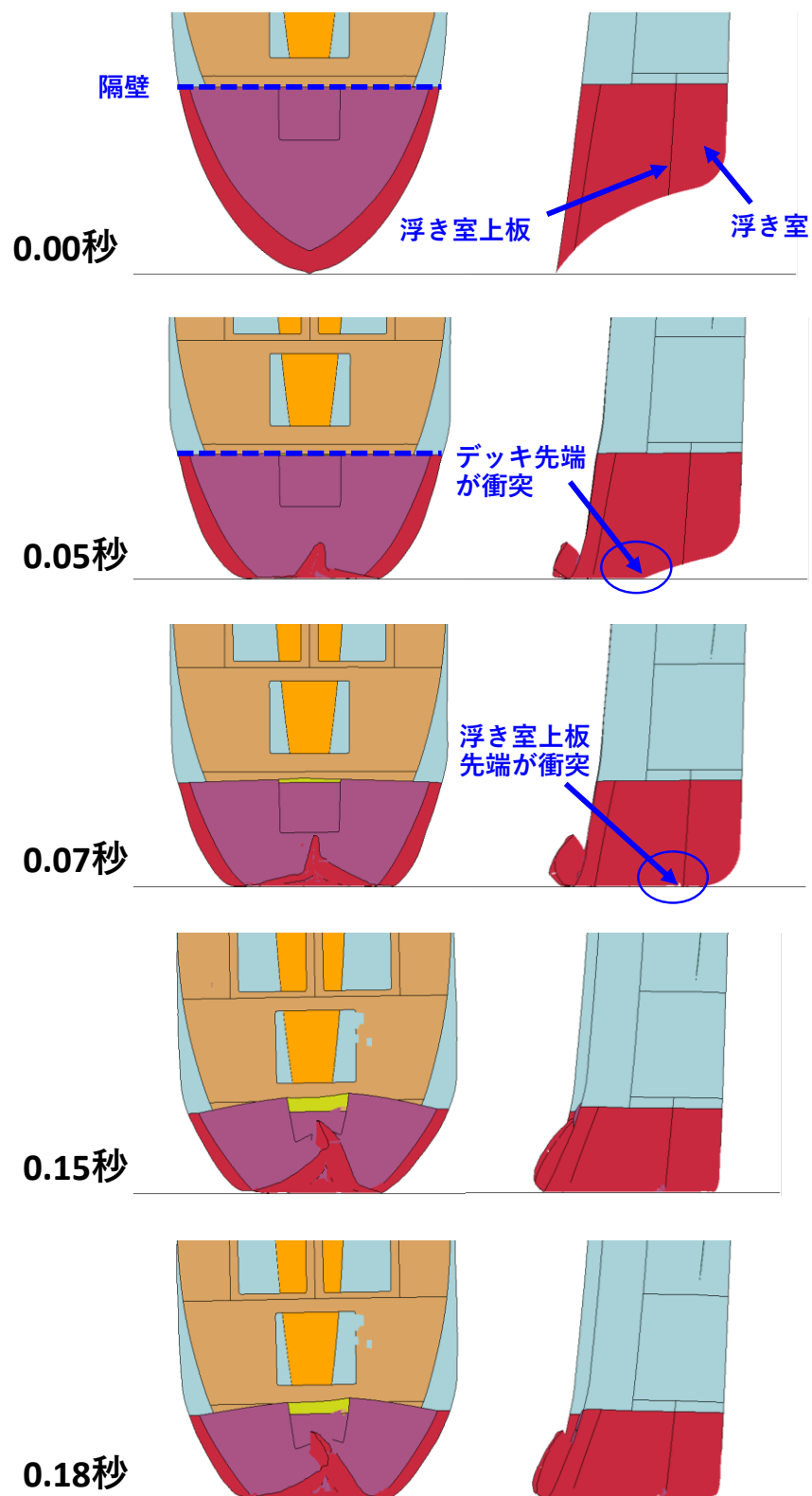


図 3-7 当社衝突解析における船体の衝突状況

3.3 当社解析条件の妥当性確認

当社衝突解析と「豊田ほか（2022）」の衝突実験結果を比較することにより、解析条件の妥当性を確認する。衝突実験の衝突荷重時刻歴と当社衝突解析の衝突荷重時刻歴を図3-8に、衝突実験の衝突荷重時刻歴と当社衝突解析の力積時刻歴を図3-9に、船体の衝突状況を図3-10に示す。

当社衝突解析による最大衝突荷重の発生時刻は、衝突実験による最大衝突荷重の発生時刻とおおむね一致することを確認した。また、当社衝突解析による最大衝突荷重は衝突実験による最大衝突荷重を上回っていることを確認した。力積の時刻歴の比較としては、1番目の荷重ピークから衝突実験における2番目の荷重ピーク発生時までには当社衝突解析の力積が大きくなっており、2番目の荷重ピーク発生後に衝突実験の力積が当社衝突解析より大きくなる傾向となることを確認した。なお、衝突現象終了時における力積はおおむね同程度となることを確認した。

衝突実験による2番目の衝突荷重ピークについては、図3-11に示すとおり「豊田ほか（2022）」の再現解析では、継手部を含む詳細なモデル化を行うことで、2番目の衝突荷重ピークの発生状況をおおむね再現できていることから、船舶の衝突現象に対して、LS-DYNAを用いた衝突解析（3次元非線形構造解析）で評価することの妥当性が示されている。

当社衝突解析において、2番目の荷重ピークが発生していない理由としては、大きさや形状の異なる船舶による衝突解析への適用を考慮し、船体構造における継手部等の細部の詳細なモデル化を簡素化したこと、及び物性の一部を一般的な文献から設定したことにより、船体の破壊状況に差異が生じていると考えられる。

島根原子力発電所では、衝突解析による動的に発生した衝突荷重に対し、瞬間的な最大値を抽出して静的な衝突荷重として評価する方針であることを踏まえ、当社衝突解析は、衝突実験及び再現解析の最大衝突荷重発生時刻とおおむね一致し、最大衝突荷重は安全側に再現することができていることから、当社衝突解析における解析条件の妥当性を確認できた。

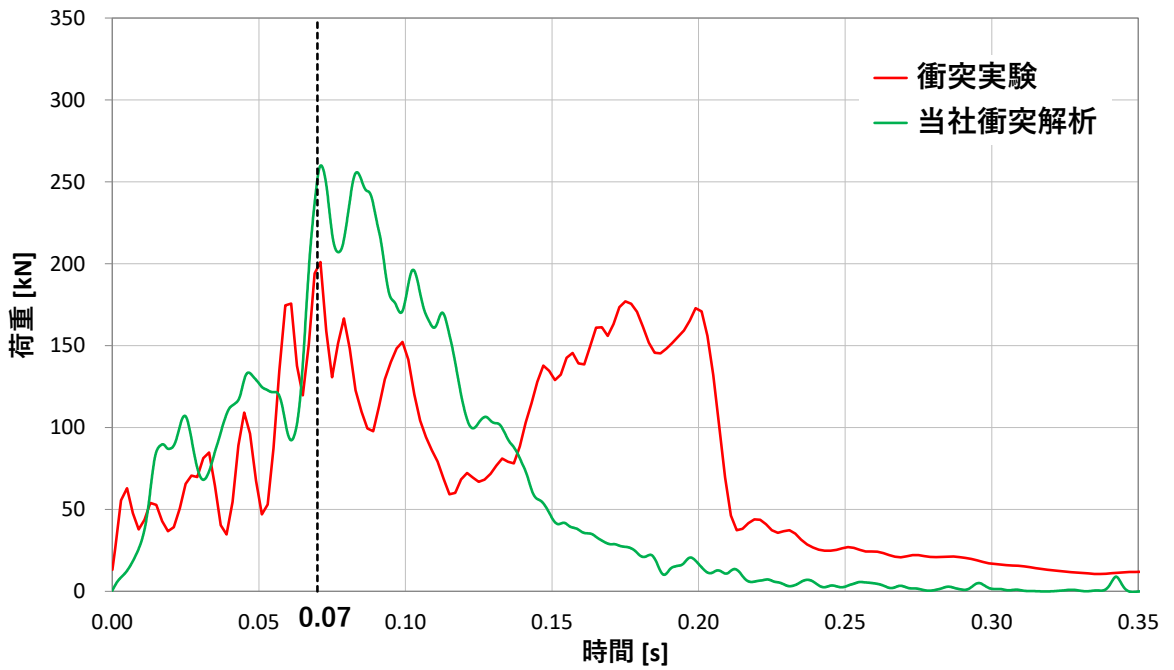


図 3-8 衝突実験と当社衝突解析の衝突荷重時刻歴
 (衝突実験：「豊田ほか (2022)」を基に作成)

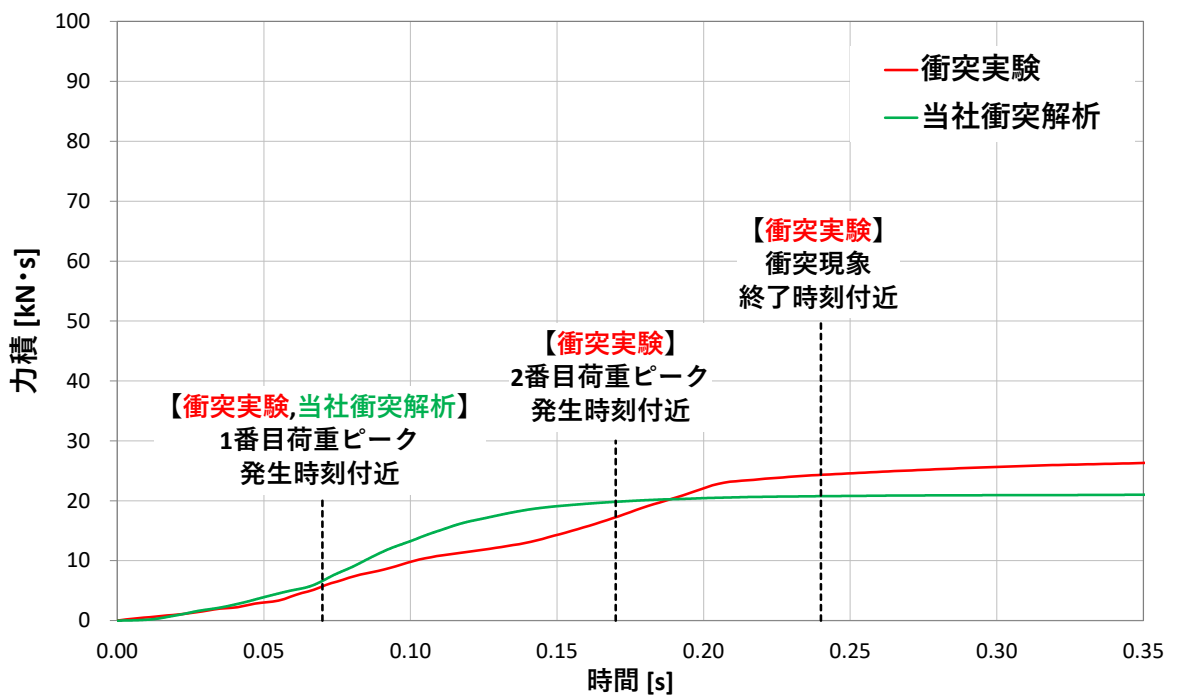


図 3-9 衝突実験と当社衝突解析の力積時刻歴
 (衝突実験：「豊田ほか (2022)」を基に作成)

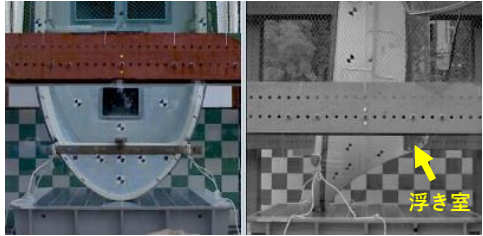
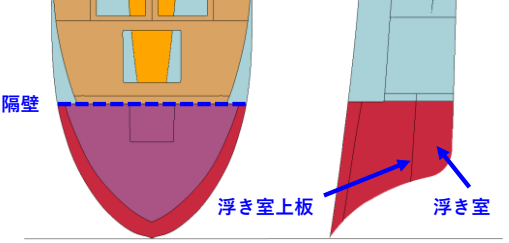
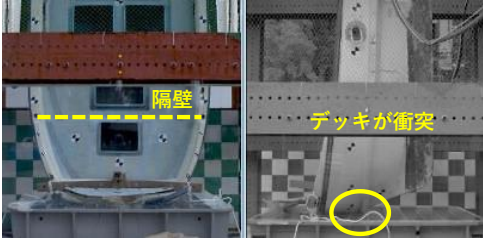
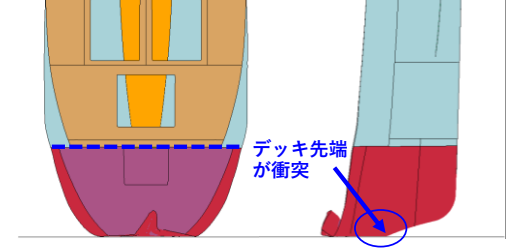

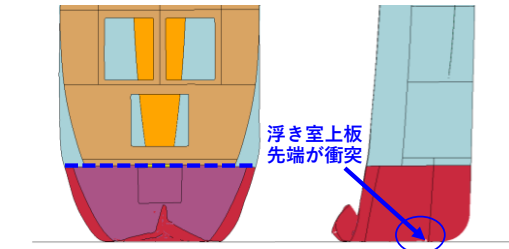

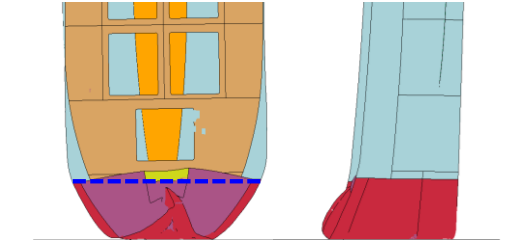
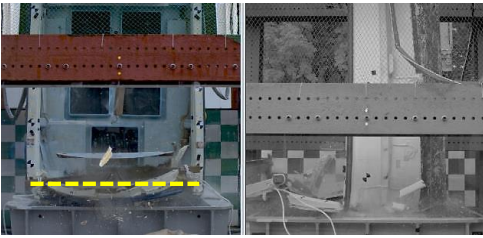
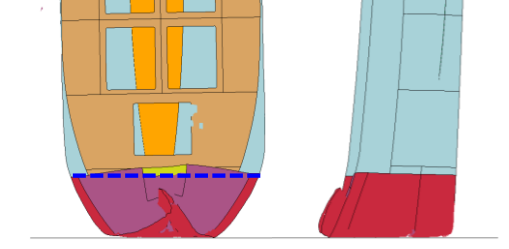
衝突時刻	衝突実験	当社用衝突解析
0.00秒		
0.05秒		
0.07秒		
0.15秒		
0.18秒		

図 3-10 衝突実験及び当社衝突解析の衝突状況
(衝突実験:「豊田ほか (2022)」に加筆)

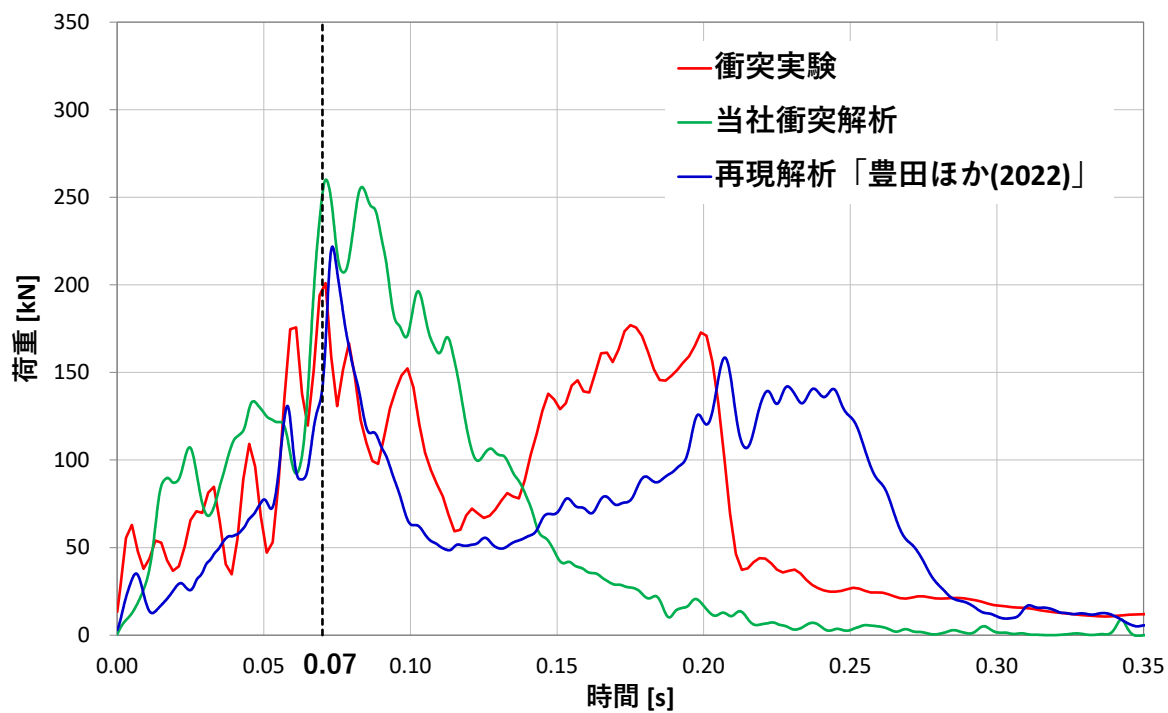


図 3-11 衝突実験，再現解析及び当社衝突解析の衝突荷重時刻歴
 (衝突実験，再現解析：「豊田ほか (2022)」を基に作成)

3.4 FRPの材料特性における影響検討

当社衝突解析と「豊田ほか(2022)」の衝突実験における、衝突荷重の時刻歴の比較結果より、当社衝突解析は衝突実験の最大衝突荷重及び発生時刻を再現できていることを確認した。そこで、FRPの材料特性のうち、破壊ひずみによる船体衝突の影響確認を行い、当社衝突解析で採用したFRPの材料特性の妥当性を確認した。表3-9に当社衝突解析におけるFRPの材料特性の採用値を示す。

表3-9 当社衝突解析におけるFRPの材料特性の採用値

項目	単位	採用値
ヤング率(曲げ弾性)	GPa	12
ポアソン比	—	0.358
曲げ強度	MPa	260
単位体積重量	t/m ³	1.6
破壊ひずみ	%	5【完全弾塑性材料】

FRPの破壊ひずみについては、「表3-6 FRPの破壊ひずみの整理結果及び採用値」から、FRPの破壊ひずみが0.5~2.0%程度であり、FRPを構成するガラス繊維及び硬化樹脂の破壊ひずみが1.2~3.0%程度であることから、FRPの破壊ひずみは最大でも3%程度となると考えられるが、安全側に5%を採用しているため、この破壊ひずみの差が船体衝突に与える影響について確認を行った。

図3-12に破壊ひずみの感度分析による荷重時刻歴の比較結果を示す。

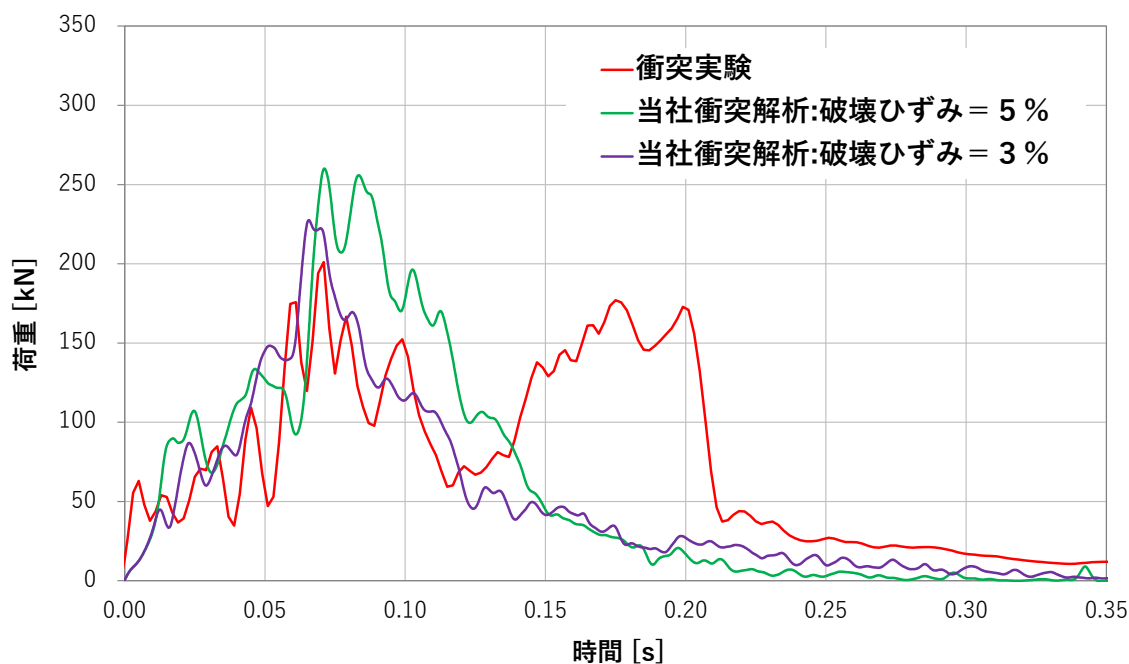


図3-12 破壊ひずみの感度分析による荷重時刻歴の比較

図 3-12 の破壊ひずみによる船体衝突の影響確認結果より，衝突実験の衝突荷重に対して，破壊ひずみ 5 % 及び 3 % の両ケースともに最大衝突荷重は大きくなり，最大衝突荷重の発生時刻はおおむね一致することを確認した。

破壊ひずみ 5 % の衝突荷重は，3 % の衝突荷重に対して安全側の条件設定となることを確認した。

4. まとめ

F R P 製小型船舶について船首からの落下衝突実験を行った文献を確認し，船体の破壊挙動と衝突荷重を把握した。また，衝突実験の再現解析を実施し，衝突実験の衝突荷重を推定できる手法が構築されていることを確認した。

これら文献の確認の結果を踏まえ，実験船を模擬した当社解析モデルを作成し，当該モデルを用いた衝突解析結果と文献の衝突実験結果を比較することにより，解析手法の妥当性を確認できた。

以上より，F R P 製小型船舶による衝突荷重について 3 次元非線形構造解析により推定することは可能であり，当社解析モデルを用いた解析手法及び解析条件は妥当であると判断した。

F E M A (2012)による F R P 製船舶の衝突荷重

1. 検討概要

「F E M A (2012)」により漂流物による衝突荷重を算定するには、対象漂流物の「有効軸剛性（以下「軸剛性」という。）」が必要となる。車両や鋼製船舶の軸剛性については、文献等で公知化されているが、F R P 製船舶の軸剛性は、文献等において公知化されたものがない。一方、新規制基準適合性審査（東北電力（株）女川原子力発電所）では、総トン数 5 トンの F R P 製船舶に対して、「構造物の衝撃挙動と設計法（（社）土木学会，1994）」（以下「土木学会（1994）」という。）の文献等を用いて、船首方向の軸剛性を設定し、「F E M A (2012)」により衝突荷重を算定している実績がある。そのため、本検討においても同様の手法により、総トン数 19 トンの F R P 製船舶の衝突荷重を算定する。

なお、「土木学会（1994）」は鋼製船舶を対象としており、F R P 製船舶の軸剛性の設定においては、座屈強度を F R P 材料に置き換えて算出するため、F R P 製船舶と鋼製船舶の類似（同等）性及び用いる知見の適用性（軸剛性の設定方法の妥当性）を示した上で、漂流物による衝突荷重を算定する。

2. 衝突時における船舶の破壊に関する整理

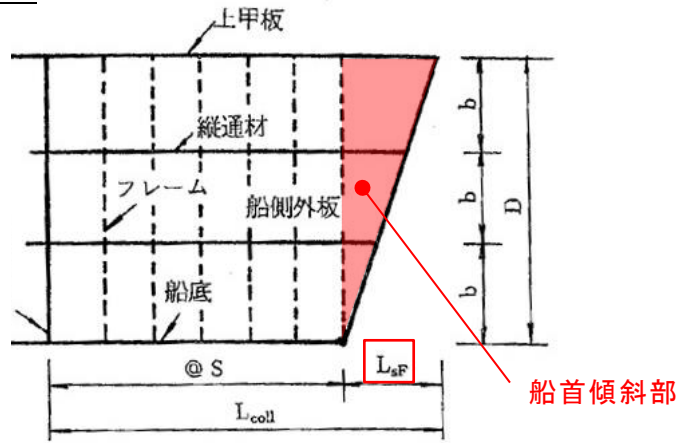
被衝突物は鉄筋コンクリート造又は鋼製であり、F R P 製船舶に対して剛性、強度及び座屈強度が大きいと考えられる。

そのため、F R P 製船舶が被衝突物に衝突した場合、「土木学会（1994）」で記載されている鋼製船舶の破壊進展と同様に、F R P 製船舶の圧壊が進み、圧壊が進むにつれて衝突エネルギーが減少しつつ圧壊荷重が上限となって圧壊は終了する。これと同時に、被衝突側の強固な弾性体である構造物にその圧壊荷重（最大荷重）が作用する。「土木学会（1994）」によると、剛性及び強度が大きいケーソンのような海洋構造物に対する船舶の圧壊荷重と変形量及び圧壊荷重と圧壊量との関係が記載されており、図 2-1 に示すような破壊進展となる。

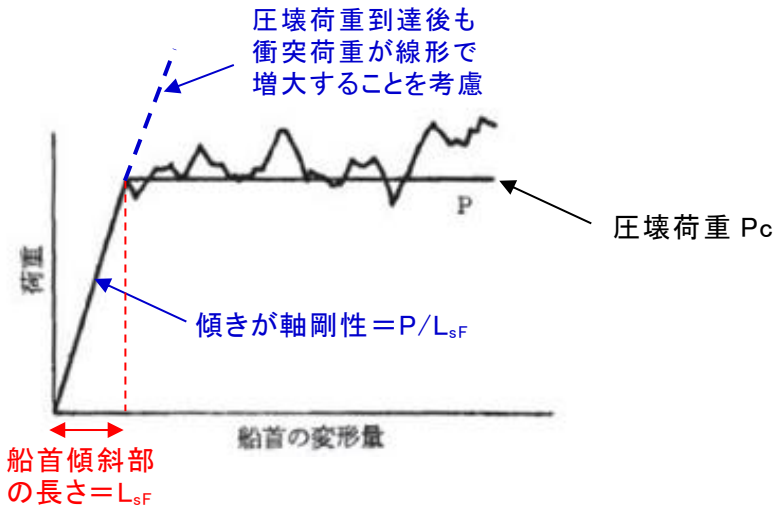
船舶の衝突初期は、船首が傾斜しているため接触面が小さく、圧壊が進むに従って荷重（反力）がほぼ直線的に増加する。船舶の破壊が進み、船首傾斜部破壊後に船体面（隔壁等）が構造物に接触すると、その後の荷重はほぼ一定値に達する。この時の荷重は、船首側からの圧壊による座屈荷重とほぼ同等と判断できるとされている。

以上を踏まえ、F R P 製船舶の圧壊荷重を求めた上で、軸剛性を算出する。

船首部の標準型



圧壊荷重と船首の変形量の関係



圧壊荷重と圧壊量の関係

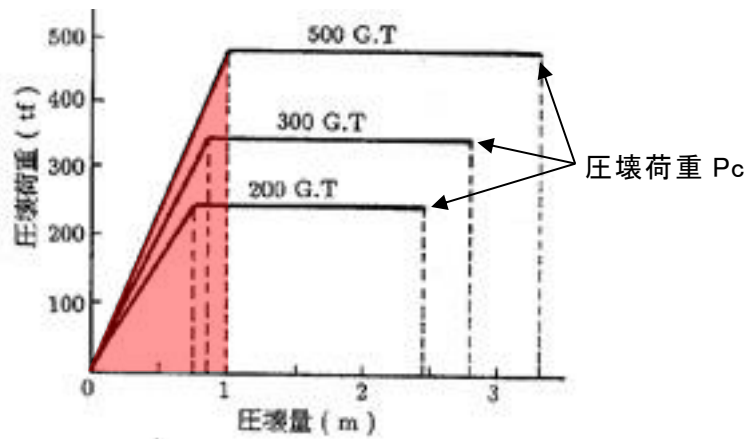


図 2-1 荷重と船首の変形量及び圧壊荷重と圧壊量
 (「土木学会 (1994)」に一部加筆)

3. 土木学会(1994)による軸剛性の設定方法

「土木学会(1994)」では、船舶の圧壊荷重(船首強度) P_C について、図3-1に示す平板の座屈応力度の算定式から座屈強度 σ_c を算出し、船首形状寸法等を乗じることで求められるとしている。「土木学会(1994)」では、大型の鋼製船舶を対象としているが、座屈強度 σ_c の算定式は一般的な平板の座屈応力度の算定式であることから、ヤング率とポアソン比を適切に考慮することで、鋼製以外の船舶にも適用可能である。

また、「土木学会(1994)」によると、前述のとおり船舶の破壊が進み、船首傾斜部がすべて破壊した際に圧壊荷重 P_C に達し、その後圧壊荷重 P_C が一定値として作用することとなる。そのため、圧壊荷重 P_C を船首傾斜部の長さ L_{sf} で除した値が船舶の軸剛性 k_C となる。なお、この軸剛性 k_C は、船首傾斜部(船首方向)を対象としている。

船舶の衝突荷重は、図2-1に示すとおり、圧壊荷重に到達後は一定値となることが想定されるが、安全側に圧壊荷重到達後も衝突荷重が線形で増加すると仮定して評価を行う。

なお、「基礎からわかるFRP(強化プラスチック協会編, 2016)」によると、「圧縮荷重が作用する場合には、圧縮強度を基準に構造設計するのではなく、座屈強度を基準に構造設計する必要がある。」とされていることから、FRP製船舶の圧壊荷重に座屈強度を用いることは妥当と判断できる。

以上を踏まえ、「土木学会(1994)」に記載されている圧壊荷重の算出方法を用いて、軸剛性を算出する。「土木学会(1994)」で記載されている船首強度(圧壊荷重)の計算例を図3-2に示す。

$$\sigma_c = k \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{b}\right)^2$$

- σ_c : 座屈強度 (tf/m²)
- k : 座屈係数 $(b/a+a/b)^2$
- a : 横肋骨心距 (mm)
- b : 縦肋骨心距 (mm)
- E : ヤング率 (tf/m²)
- ν : ポアソン比
- t : 船側外板厚 (mm)

$$P_C = 2Dt(\cos\theta)\sigma_c$$

- P_C : 圧壊荷重(船首強度) (kN)
- D : 船の深さ (m)
- θ : 船首角度 (°)

$$k_C = \frac{P_C}{L_{sf}}$$

- k_C : 軸剛性 (N/m)
- L_{sf} : 船首傾斜部の長さ (m)

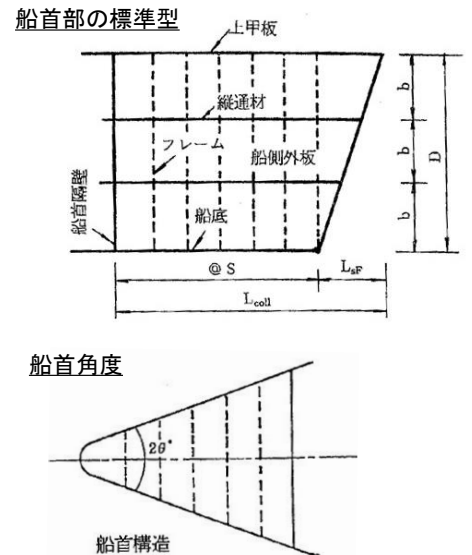


図3-1 「土木学会(1994)」を用いた軸剛性 k_C の算定方法

(2) 船首強度の計算

船首強度は船首の座屈強度から求める。船首部側板の座屈強度は、板厚や側板各辺長さなどの関係式として次式のように表わせる。

$$\sigma_c = k \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{b}\right)^2 \leq \sigma_y \quad (3.2)$$

船首の形状寸法など諸値を乗じると、船首強度すなわち圧壊荷重は次式で表わせる。

$$P_c = 2 D t \cos\theta \sigma_c \quad (3.3)$$

ここで式の記号は以下のとおりである。

- k : 座屈係数 $= \left(\frac{b}{a} + \frac{a}{b}\right)^2$
- E : ヤング率 $= 2.1 \times 10^7 \text{ tf/m}^2$
- ν : ポアソン比 $= 0.3$
- σ_y : 鋼材の降伏点応力 $2,400 \text{ kgf/cm}^2$

上2式をもとに、船首部側板の座屈強度を算出する。200 G.T, 300 G.T および 500 G.T の船舶の船首部諸元を表3.2のように設定する。

ここで横肋骨心距 a は、

$$a = 450 + 2 L \quad (3.4a)$$

縦肋骨心距 b は、

$$b = 550 + 2 L \quad (3.4b)$$

また、図3.5に示す船首角度を $2\theta = 35^\circ$ 、船首傾斜部の長さを $L_{sf} = 0.25 D$ とする。船首強度の計算結果を表3.3に示す。

表 3.2 船首部諸元

ゲート	G.T	L (m)	L_{coll} (m)	D (m)	a (mm)	b (mm)	L_{sf} (m)
A	200	36.84	3.68	2.95	520	620	0.74
B	300	42.17	4.22	3.37	530	630	0.84
C	500	50.00	5.00	4.40	550	650	1.00

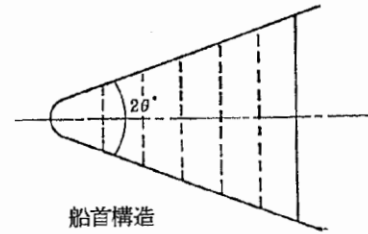


図 3.5 船首角度

表 3.3 船首圧壊強度

L(m)	a(mm)	b(mm)	t(mm)	k	σ_{cr} (kgf/cm ²)	D(m)	P_c (tf)
36.84	520	620	6	4.08	725	2.95	245
42.17	530	630	6.5	4.12	832	3.37	348
50.00	550	650	7	4.12	907	4.00	484

表 3.1 船首部の標準寸法値

構造寸法	記号	標準寸法	単位
船の深さ	D	0.08 L	m
船側外板厚	t	$0.82\sqrt{L} + 2.5$	mm
フレーム間隔	S	610	mm
船首隔壁位置	L_{coll}	0.1 L	m
縦通材間隔	b	3S	mm
船首部傾斜幅	L_{sf}	0.25 D	m
船首部先端角度	2θ	35 ~ 70	度
船体幅	B	$L/10 + 3.81$	m

図 3-2 「土木学会 (1994)」で示されている計算例
(「土木学会 (1994)」より引用)

また、「甲斐田・木原（2017）」*¹では、既往の文献である「有田（1988）」*²を整理し、大型の鋼製船舶（総トン数 400～4000 トン）の船首方向に対する軸剛性が記載されている。そこで、これらの大型の鋼製船舶に対して、「土木学会（1994）」による設定方法を基に軸剛性を算出し、「甲斐田・木原（2017）」に記載されている軸剛性との比較結果を表 3-1 に示す。

注記*1：甲斐田秀樹・木原直人（2017）：原子力発電所における津波漂流物の影響評価技術—現状調査とその適用に関する考察—，電力中央研究所報告 016010，2017.

*2：有田喜久雄（1988）：船舶等の衝突強度に関する研究，船舶技術研究所報告，第 25 巻，第 1 号，1988，pp. 35-125.

比較結果として、「土木学会（1994）」の方法により算出した軸剛性と「甲斐田・木原（2017）」に記載されている軸剛性は、おおむね同程度となることを確認した。また、「土木学会（1994）」の方法により算出した軸剛性の方が、「甲斐田・木原（2017）」の記載値より大きい傾向となることを確認した。

表 3-1 軸剛性の比較結果（「甲斐田・木原（2017）」記載値及び「土木学会（1994）」算出値）

項目	記号	算定式	単位	500G. I.	1000G. I.	2000G. I.	4000G. I.
船体構造	総トン数	—	トン	500	1000	2000	4000
	船舶長さ	—	m	50.0	63.0	80.0	100.0
	船舶深さ	= 0.08 × L	m	4.00	5.04	6.40	8.00
	船側外板厚	= 0.82√L + 2.5	mm	8.300	9.009	9.834	10.700
	縦肋骨心距	= 450 + 2L	mm	550	576	610	650
	横肋骨心距	= 550 + 2L	mm	650	676	710	750
	船首角度	文献記載の最大値と最小値の2ケース実施	°	70	70	70	70
	船首傾斜長さ	= 0.25 × D	m	1.00	1.26	1.60	2.00
	ヤング率 (曲げ弾性率)	—	tf/m ²	2.10 × 10 ⁷	2.10 × 10 ⁷	2.10 × 10 ⁷	2.10 × 10 ⁷
	ポアソン比	—	—	0.30	0.30	0.30	0.30
座屈強度	σ _C	*1	tf/m ²	12,728	13,832	14,903	15,771
圧縮荷重	P _C	*2	kN	6,789	10,091	15,069	21,690
		*3	N/m	6.79 × 10 ⁵	8.01 × 10 ⁵	9.42 × 10 ⁵	1.09 × 10 ⁷
軸剛性(船首部)	k _C	*3	N/m	5.10 × 10 ⁵	6.40 × 10 ⁵	8.20 × 10 ⁵	1.10 × 10 ⁷
		甲斐田・木原(2017)文献記載値					

*1
$$\sigma_C = k \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{b} \right)^2$$

σ_C : 座屈強度 (tf/m²)
 k : 座屈係数 (b/a + a/b)²
 a : 横肋骨心距 (mm)

*2
$$P_C = 2Dt(\cos\theta)\sigma_C$$

b : 縦肋骨心距 (mm)
 E : ヤング率 (tf/m²)
 ν : ポアソン比

*3
$$k_C = \frac{P_C}{L_{sf}}$$

t : 船側外板厚 (mm)
 P_C : 圧縮荷重 (船首強度) (kN)
 D : 船の深さ (m)

θ : 船首角度 (°)
 k_C : 軸剛性 (N/m)
 L_{sf} : 船首傾斜部の長さ (m)

4. 鋼製船舶を対象とした方法をFRP製船舶に用いることの妥当性

「土木学会（1994）」で示されている座屈強度 σ_c の算定式は、一般的な平板の座屈応力の算定式であるため、ヤング率とポアソン比で適切に考慮することで、FRP製船舶に適用することが可能であると考えられるが、「土木学会（1994）」で検討対象としている船舶が鋼製船舶であることを踏まえ、FRP製船舶と鋼製船舶の形状、構造、材質及び損傷モードに関する類似（同等）性について確認を行った。

4.1 船舶の形状に関する類似（同等）性

「小型漁船のインベントリ分析に関する研究－A:モデル船の建造・運航状況調査－（海上技術安全研究所報告第3巻第5号（平成15年）」（以下「海技研報告（平成15年）」という。）に、総トン数14トンのアルミ合金漁船とFRP製の船舶の図面が記載されている（図4-1及び図4-2）。

これらの図面から、FRP製漁船とアルミ合金漁船の寸法、外形及び断面はおおむね同形状であることを確認した。加えて、評価対象である総トン数19トンは、「海技研報告（平成15年）」に記載の総トン数14トンに対して、総トン数もおおむね同等であることから、FRP製船舶と鋼製船舶の形状は類似性を有すると判断できる。

表-2.1 アルミ合金漁船の主要目表

全長	21.66m
全幅	4.78m
型深さ	1.21m
登録長	17.60m
登録幅	4.38m
登録深さ	1.20m
測定長	19.20m
測定幅	3.90m
測定深さ	1.20m
計画総トン数	14トン
主機関	YANMAR 6LX-ET (定格出力) 650PS
定員	6人
用途	小型機船底びき網漁業
燃料油の種類	A重油
燃料油の消費量	160g/(ps・hr)
発電機動力	主機駆動



写真-2.1 アルミ合金漁船

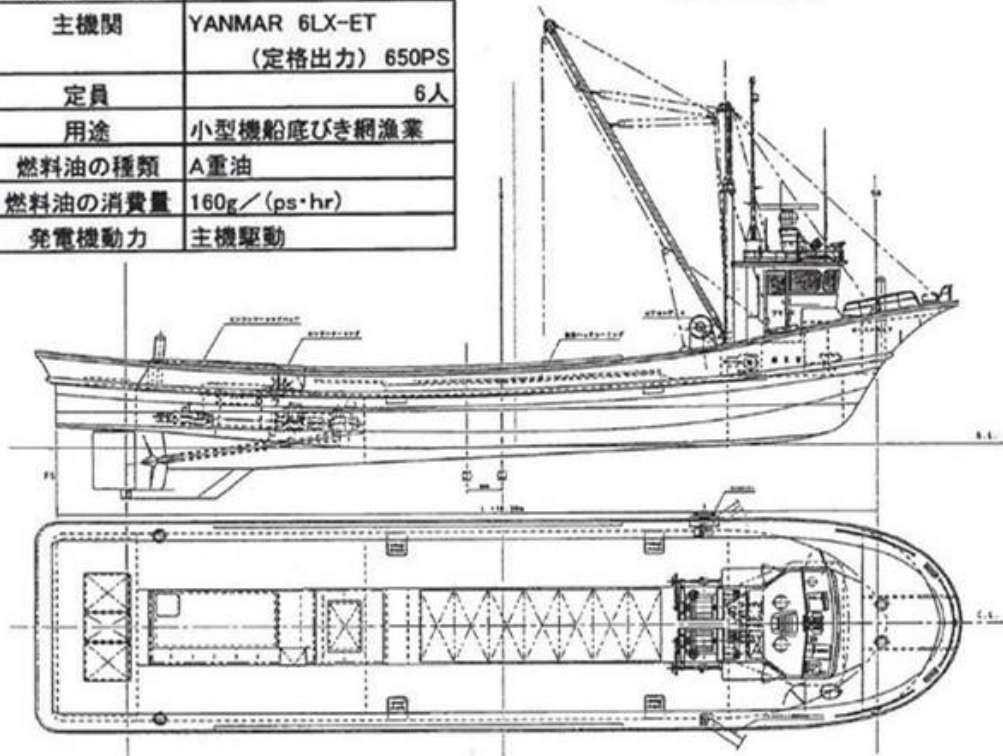


図-2.1 アルミ合金漁船の一般配置図



図-2.2 アルミ合金漁船の中央断面図

図 4-1 総トン数 14 トンのアルミ合金漁船（「海技研報告（平成 15 年）」より引用）

表-2.6 FRP漁船の主要目表

全長	21.66m
全幅	4.78m
型深さ(D)	1.21m
登録長	17.60m
登録幅	4.18m
登録深さ	1.38m
測定長	19.20m
測定幅	3.90m
型深さ(Dm)	1.20m
計画総トン数	14トン
主機関	YANMAR 6LAH-ST (定格出力)550PS
定員	5人
用途	小型機船底びき網漁場
燃料油の種類	A重油
燃料油の消費量	162g/(ps.hr)
発電機動力	主機駆動



写真-2.2 FRP漁船

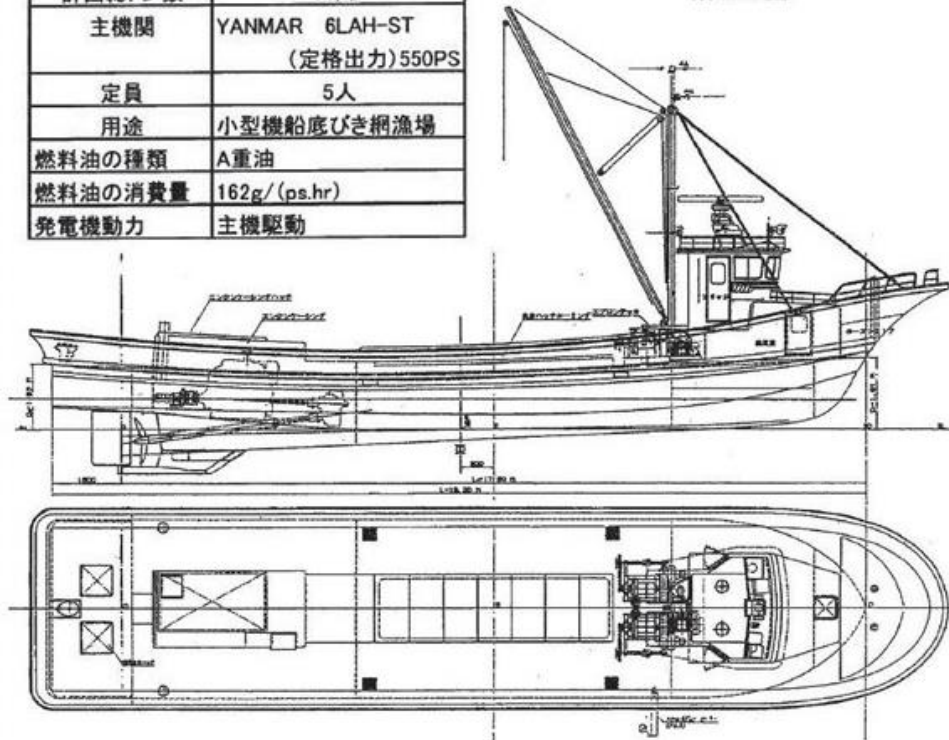


図-2.4 FRP漁船の一般配置図

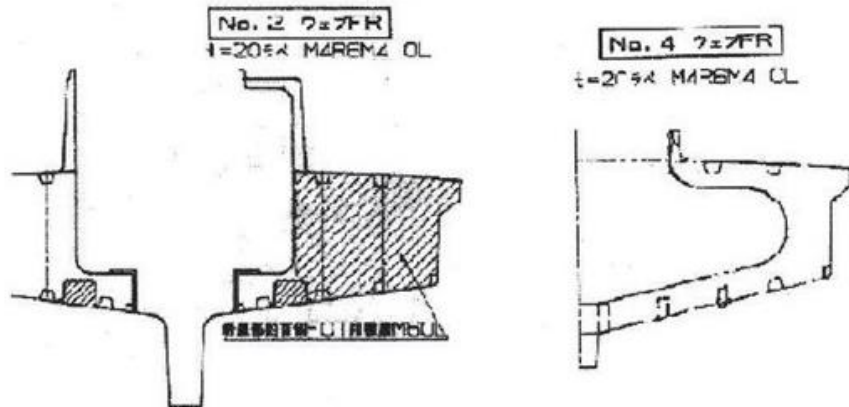


図-2.5 FRP漁船の横断面図

図 4-2 総トン数 14 トンの F R P 漁船 (「海技研報告 (平成 15 年)」より引用)

4.2 船舶の構造に関する類似（同等）性

座屈強度を算出する際に必要となる船側外板厚等について、FRP製船舶と鋼製船舶の算出方法を比較し、両者に類似性があることを確認した（表4-1）。

- ・「強化プラスチック船規則（日本海事協会，2018）」によると，中央部の船側外板厚は $15S\sqrt{(d+0.026L)}$ （S:肋骨の心距，d:計画最大満載喫水，L:船の長さ）と記載されている。この算定式に関して「強化プラスチック船規則解説（日本海事協会会誌，1978）」では，「波浪中を航行する船が受ける外力は，船の大きさ，形状等によって異なるが，特別な場合を除き，船体の材質によって変わらないと考えられる。したがって船底や船側の波浪外力，水密隔壁や深水タンク隔壁に作用する外力は，すべて鋼船規則に定められている外力を用いた。」と記載があり，外板厚を算出するために用いる外圧（水頭）について「荷重を鋼船規則に合わせ，波浪変動圧を考慮に入れた（ $d+0.026L$ ）とした。」と記載されている。よって，FRP製船舶の船側外板厚の算定式は，鋼製船舶を基本としているため，両者は類似性を有する。
- ・縦強度，甲板，肋骨，船底等の主要構造について，「鋼船規則（日本海事協会）」及び「小型鋼製漁船構造基準（（社）漁船協会，昭和46年）」の鋼製船舶を基に「強化プラスチック船規則（日本海事協会，2018）」で規定されていることから，FRP製船舶と鋼製船舶の構造は類似性を有する。

4.3 船舶の材質における力学特性の類似（同等）性

「土木学会（1994）」で検討対象としている船舶が鋼製船舶であることを踏まえ，各船舶の主要な構成材料である鋼材とFRP材の材質の力学特性について整理を行い，両者に類似性があることを確認した（表4-1）。

- ・船舶に用いられるFRP（Fiber Reinforced Plastics：繊維強化プラスチック）の主材料は，ガラス繊維基材と樹脂液（液状不飽和ポリエステル樹脂）である（「強化プラスチック船規則（日本海事協会，2018）」を参考）。
- ・「FRP成形入門講座（日本プラスチック加工技術協会）」によると，FRPの材料力学的特性について，「FRP材料はガラス繊維，マトリックスの種類，組成，形体によってその特性が広範囲に変化する。例えば，無方向性のランダムガラスマットを用いると，ほぼ等方性材料として扱うことができる。」と記載されている。また，船舶にはあらゆる方向からの波が外力として作用することから，異方性材料とならないようガラス繊維基材を組み合わせで成形される。
- ・「基礎からわかるFRP（強化プラスチック協会編，2016）」によると，「FRPは微視的には不均質材料であるが，巨視的には等方性または直交異方性の力学特性を持つ均質材料として扱うことができる。このような場合には，等方性または直交異方性

の座屈理論をそのまま利用できる。」としている（図 4-3）。前述と同様に、船舶にはあらゆる方向からの波が外力として作用することから、異方性材料とならないようガラス繊維基材を組み合わせるため、等方性の力学特性を持つ鋼材と FRP は類似した力学特性を有する。

- ・「FRP 成形入門講座（日本プラスチック加工技術協会）」によると、「FRP 材料は金属材料と異なり、はっきりとした降伏点を示さず、破壊寸前まではほぼ弾性変形を示し、その応力-ひずみ曲線は図のようになり、弾性吸収エネルギーが非常に大きいことが特徴で、外力の吸収が金属材料に比較して大きいため、FRP 材料で作られた構造物は与えられるショックが小さい。」ことが示されている（図 4-4）。「強化プラスチック船規則解説（日本海事協会誌, 1978）」及び「基礎からわかる FRP（強化プラスチック協会編, 2016）」でも同様の特性を有することが記載されている。これらのことから、FRP は破壊寸前までは鋼材の降伏強度以内と同様に弾性変形するという点で類似している。

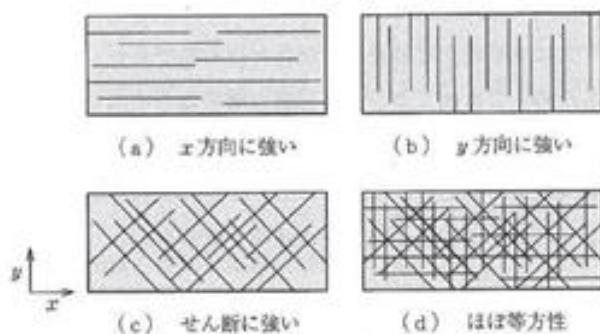


図 4-3 FRP の材料異方性

（「基礎からわかる FRP（強化プラスチック協会編, 2016）より引用」）

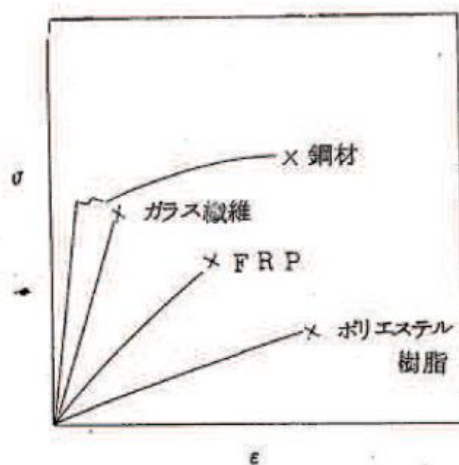


図 4-4 FRP の応力-ひずみ関係

（「FRP 成形入門講座（日本プラスチック加工技術協会）」より引用）

4.4 船舶の損傷モードの類似（同等）性

「土木学会（1994）」で検討対象としている船舶が鋼製船舶であることを踏まえ、それぞれの材料である鋼材とFRP材の損傷モードについて整理を行い、両者に類似性があることを確認した（表4-1）。

- ・「FRP構造設計便覧（強化プラスチック協会，1994）」によると、「FRP構造は薄肉シェルのことが多いが、もし外圧が作用して面内に発生する圧縮応力が大きくなると、構造は不安定となり、いわゆる座屈現象をおこして大変形を生じ、破損する恐れがあり、座屈限界応力が問題となる。また構造物の固有振動数が、外力からの加振振動数に近い場合には、いわゆる共振現象をおこし、機能を阻害したり、過大振幅になって材料が疲労破壊する恐れがあり、固有振動数が問題となる。」と記載されており、主に座屈と共振による損傷モードが考えられるが、評価対象事象は衝突であるため、座屈による損傷モードが想定される。これは、鋼製の圧縮材と同様の損傷モードである。
- ・評価対象としている小型船舶の構造は半円筒形のような構造で、船底と船側が主に竜骨と隔壁で構造が区切られており、さらに縦断及び横断方向に肋骨が配置されている。そのため、FRP製船舶と鋼製船舶は、それぞれ構成している部位の材質は異なるものの、どちらも主として薄板を組み合わせた構造である。
- ・船舶は10.0m/sと速い速度で被衝突物に衝突するため、非常に大きな力が一方向（圧縮方向）に作用するため、FRP製船舶も鋼製船舶も薄板構造であり、圧縮系の座屈を引き起こしやすいという点で類似性を有する。
- ・なお、FRP材は、局所的にトランスバースクラックや層間はく離等の損傷モードが考えられるが、衝突速度が10.0m/sと速い速度であり、船舶の重量が57tであるため、このような局所的かつ初期的な損傷モードは支配的とはならない。また、上述のとおり、船舶に一方向から極端に大きな力が極めて短い時間で作用するため、圧縮座屈が支配的となると考えられる。

4.5 鋼製船舶を対象とした方法をFRP製船舶に用いることの妥当性

前述の整理結果を表4-1に示す。FRP製船舶と鋼製船舶は形状、構造、材質に関して類似（同等）性を有することから、FRP製船舶の圧壊荷重算出にあたり「土木学会（1994）」の方法を用いることは妥当であると判断した。

表4-1 FRP製船舶と鋼製船舶の類似（同等）性に関する整理

項目	引用文献	確認内容	類似性 (同等)
全体形状	・海技研報告 (平成15年)	文献に示されているFRP漁船とアルミ合金漁船の寸法、外形及び断面がほぼ同じであることを確認。	○
船側外板厚	・強化プラスチック船規則 (日本海事協会, 2018) ・強化プラスチック船規則解説 (日本海事協会会誌, 1978)	FRP製船舶と鋼製船舶に作用する外力が同じであり、FRP製船舶の船側外板厚算定式が鋼製船舶を基にしていることを確認。	○
その他の主要構造	・強化プラスチック船規則 (日本海事協会, 2018) ・強化プラスチック船規則解説 (日本海事協会, 1978) ・鋼船規則(日本海事協会) ・小型鋼製漁船構造基準 (社)漁船協会, 昭和46年)	FRP製船舶の縦強度、甲板、肋骨、船底等の主要構造が鋼製船舶の構造を参考としていることや、同様の考えを採用していることを確認。	○
材質の力学特性	・強化プラスチック船規則 (日本海事協会, 2018) ・FRP成形入門講座 (日本プラスチック加工技術協会) ・強化プラスチック船規則解説 (日本海事協会, 1978) ・基礎からわかるFRP (強化プラスチック協会編, 2016)	FRP製船舶の材料であるFRPは、等方性又は直交異方性の力学的特性を持ち、鋼製船舶の材料である鋼材と同様に均質材料であることを確認。また、FRPは破壊直前まで鋼材(降伏強度以内)と同様に弾性変形することを確認。	○
損傷モード	・FRP構造設計便覧 (強化プラスチック協会, 1994)	FRP製船舶と鋼製船舶は、どちらも薄板を組み合わせた構造であるため、圧縮方向の力が作用した場合に座屈しやすいことを確認。	○

5. FRP製船舶の構造及び材料特性に係る条件の設定

FRP製船舶の座屈強度の算出に用いる，船舶の船体構造条件の設定結果を表5-1に，FRPの材料特性の設定結果として，FRPのヤング率（曲げ弾性）の設定結果を表5-2に，ポアソン比の設定結果を表5-3に示す。なお，材料特性の設定に当たっては，文献における適用性を考慮して，FEMA（2012）による衝突荷重が大きくなる安全側の設定値を採用する。

船首角度及び船首傾斜部の長さは，対象となる総トン数19トン船舶の計測結果から設定を行っているため，以下に設定根拠を示す。

・船首角度 θ

船首角度 θ の設定箇所を図5-1に示す。船首角度 θ の設定に当たっては，図5-1より船首先端から両舷の船首曲線部終点を結ぶなす角とし，計測角度（ 2θ ）は 99° となるが，安全側に θ を 45° （ $2\theta = 90^\circ$ ）とした。

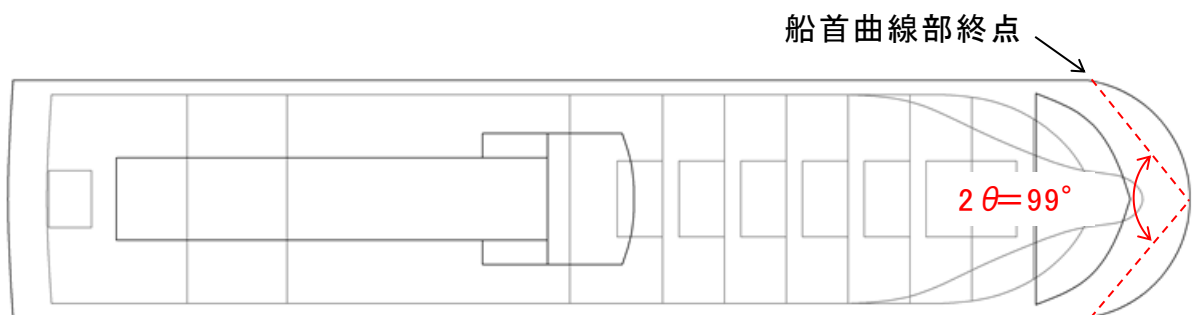


図5-1 船首角度 θ の設定箇所

・船首傾斜部長さ L_{sf}

船首部の軸剛性 k_c の設定においては、「土木学会 (1994)」の図 5-2 に示すとおり、船首傾斜部がすべて破壊した際に圧壊荷重 P_c が一定となる。また、「4.5.6 漂流物による衝突荷重の算定」の衝突解析結果より、船首衝突における衝突荷重は、第 1 隔壁衝突時に最大衝突荷重が発生し、それ以降は衝突荷重が低下することを確認した。そのため、船首の変形量は船首先端から第 1 隔壁までの長さ、最大衝突荷重を圧壊荷重 P_c とすると、最大衝突荷重と船首先端から第 1 隔壁までの長さにおける傾きが軸剛性 k_c となると判断できる。

以上より、船首傾斜部の長さ L_{sf} の設定に当たっては、図 5-3 より船首先端から第 1 隔壁までの距離とし、計測距離は 3.24m となるが、安全側に 3.20m とする。

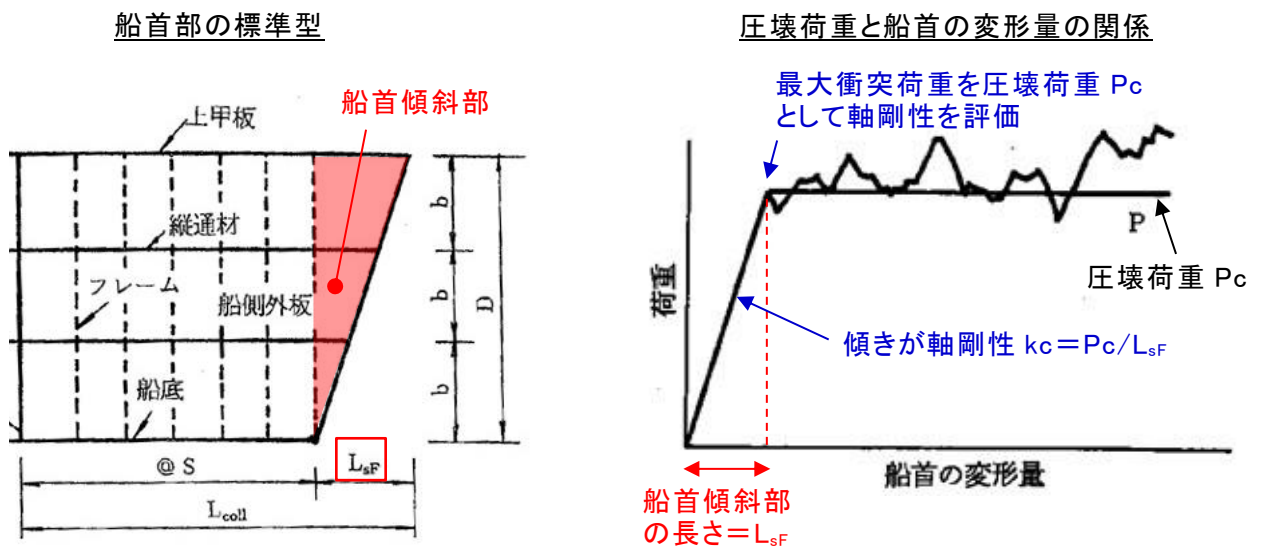


図 5-2 船首部の標準型及び圧壊荷重と船首の変形量
 (「土木学会 (1994)」に一部加筆)

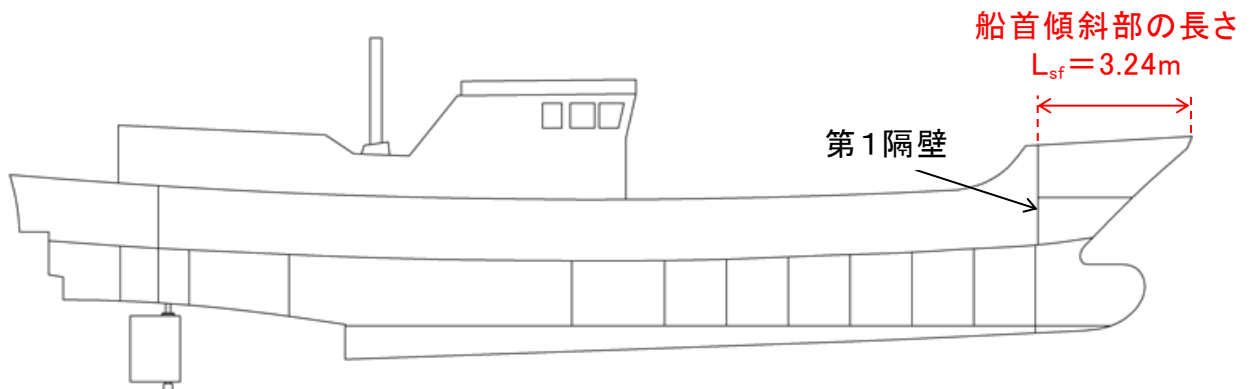


図 5-3 船首傾斜部の長さの設定箇所

表 5-1 船舶の船体構造条件の設定

項目	記号	単位	値	引用文献等
船舶長さ	L	m	19.40	対象船舶の船舶検査資料記載の登録長さ
船舶深さ	D	m	1.85	対象船舶の船舶検査資料記載の登録深さ
計画最大 満載喫水	d	m	2.20	津波漂流物対策施設設計ガイドライン(平成 26 年 3 月)の総トン数(G.T.)20トン漁船の喫水の最大値
船側 外板厚* (船首部)	t	mm	10.48	強化プラスチック船規則(日本海事協会, 2018)の船首部の外板厚 $t = 15 \times s \times (d + 0.026 \times L)^{0.5} \times 0.85$ s: 肋骨の心距=0.5m d: 計画最大満載喫水=2.20m L: 船舶長さ=19.40m
肋骨心距	s	mm	500	強化プラスチック船規則(日本海事協会, 2018)の肋骨の心距(=縦肋骨心距(a)=横肋骨心距(b))
船首角度	θ	°	45	対象船舶の計測結果
船首傾斜 部の長さ	L_{sf}	m	3.20	対象船舶の計測結果

注記* : 船側外板厚は「土木学会(1994)」においても算定方法が記載されているが, FRP製船舶であるため「強化プラスチック船規則(2018)」を採用する。

表 5-2 FRP のヤング率（曲げ弾性）の設定

項目	引用文献	適用性	引用文献値	評価	採用値【採用理由】
ヤング率 (曲げ弾性) 【単位:tf/m ² 】	「強化プラスチック船規則(日本海事協会, 2018年)」	本規則は、「長さが35m未満の普通の形状のFRP船(油タンカーを除く。)で、普通の主要寸法比を有するものに適用する。」とされており、船体構成部材であるガラス繊維基材のマット及びクロスの曲げ弾性係数を示したものであるため適用可能と判断した。	0.70 ×10 ⁶	○	1.22×10 ⁶ 【ヤング率(曲げ弾性)の増加に伴い船体衝突荷重も増加するため最大値を採用】
	「強化プラスチック船規則検査要領(日本海事協会, 2018年)」	本規則は「強化プラスチック船規則」に対する検査要領であり、船体材料を構成するガラス繊維基材のマットにおける標準状態の曲げ弾性係数を示したものであるため、適用可能と判断した。	0.65 ×10 ⁶	○	
		船体材料を構成するガラス繊維基材のマットにおける湿润状態の曲げ弾性係数を示したものであるため、適用可能と判断した。	0.59 ×10 ⁶	○	
		船体材料を構成するガラス繊維基材のクロスにおける標準状態の曲げ弾性係数を示したものであるため、適用可能と判断した。	1.20 ×10 ⁶	○	
		船体材料を構成するガラス繊維基材のクロスにおける湿润状態の曲げ弾性係数を示したものであるため、適用可能と判断した。	0.96 ×10 ⁶	○	
	「漁港・漁場の施設の設計参考図書(水産庁, 2015年)」	本図書は、「漁港漁場整備法」に基づき「漁港・漁場の施設の設計において参考となる技術的な知見を記載したものである。」とされており、ハンドレイアップ成形法による船体材料を構成するガラス繊維基材のマットにおける曲げ弾性率を示したものであるため、適用可能と判断した。	0.71 ~0.92 ×10 ⁶	○	
		ハンドレイアップ成形法による船体材料を構成するガラス繊維基材のマット及びクロス積層品における曲げ弾性率を示したものであるため、適用可能と判断した。	0.92 ~1.22 ×10 ⁶	○	
	「船舶海洋工学シリーズ⑥ 船体構造構造編(藤久保昌彦・吉川孝男・深沢塔一・大沢直樹・鈴木英之, 2012年)」	本文献は、船体構造が詳細に示されており、FRPの小型船舶の典型例として、FRPのヤング率が記載されていることから、適用可能と判断した。	1.09 ×10 ⁶	○	
	「非金属材料データブックプラスチック・FRP・ゴム・接着剤・塗料・木材及び木質材料・セラミックス[改訂2版](日本規格協会, 1985年)」	本文献は、非金属材料の物性値を幅広く掲載されており、漁船の成形法であるハンドレイアップ成形法によるマットの曲げ弾性率を示したものであるため、適用可能と判断した。	1.05 ~1.20 ×10 ⁶	○	
		ハンドレイアップ成形法によるクロスの曲げ弾性率を示したものであるため、適用可能と判断した。	1.09 ~1.14 ×10 ⁶	○	

表 5-3 ポアソン比の設定

項目	引用文献	適用性	引用文献値	評価	採用値 【採用理由】
ポアソン比	「非金属材料データブックプラスチック・FRP・ゴム・接着剤・塗料・木材及び木質材料・セラミックス[改訂2版](日本規格協会, 1985年)」	本文献は, 非金属材料の物性値を幅広く掲載しており, 漁船の成形法であるハンドレイアップ成形法によるマットのポアソン比を示したものであるため, 適用可能と判断した。	0.320~0.358	○	0.358 【ポアソン比の増加に伴い船体衝突荷重も増加するため最大値を採用】
	「3相森・田中平均化手法のハイブリッドFRP梁への応用(土木学会, 2014)」	本文献は, I型断面を有するFRP梁構造に対する, ガラス繊維基材としたFRPのポアソン比が示されているが, 船舶とは使用目的が異なるため, 適用不可と判断した。	0.1, 0.29, 0.308	×	

表 5-1~3 にて設定した船舶条件を基に, 「土木学会 (1994)」に準じて圧壊荷重 P_C を算定するとともに, FRP製の船舶の軸剛性 (船首方向) を設定した結果を表 5-4 に示す。

表 5-4 船舶の軸剛性の設定結果

項目	記号	単位	値	
船体構造	船舶長さ	L	m	19.40
	船舶深さ	D	m	1.85
	船側外板厚 (船首部)	t	mm	10.48
	肋骨心距	s (=a,b)	mm	500
	船首角度	2θ	°	90
	船首傾斜部の長さ	L_{sf}	m	3.20
材料物性	ヤング率 (曲げ弾性率)	E	tf/m ²	1.22×10^6
	ポアソン比	ν	-	0.358
座屈強度	σ_C	tf/m ²	2,024	
圧壊荷重	P_C	kN	544.4	
軸剛性 (船首部)	k_C	N/m	1.71×10^5	

$$\sigma_C = k \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{b}\right)^2$$

σ_C : 座屈強度 (tf/m²)
 k : 座屈係数 $(b/a+a/b)^2$
 a : 横肋骨心距 (mm)
 b : 縦肋骨心距 (mm)
 E : ヤング率 (tf/m²)
 ν : ポアソン比
 t : 船側外板厚 (mm)

$$P_C = 2Dt(\cos\theta)\sigma_C$$

P_C : 圧壊荷重 (船首強度) (kN)
 D : 船の深さ (m)
 θ : 船首角度 (°)

$$k_C = \frac{P_C}{L_{sf}}$$

k_C : 軸剛性 (N/m)
 L_{sf} : 船首傾斜部の長さ (m)

6. F E M A (2012) による荷重の算定

前章で設定した F R P 製の船舶の軸剛性 (船首部) を用いて, 漂流物による衝突荷重を「F E M A (2012)」に準じて算定した結果を表 6-1 に示す。なお, 衝突荷重は, 日本海東縁部に想定される地震による津波における衝突速度 10.0m/s について算定する。

【F E M A (2012) の式】

$$F_i = 1.3 u_{max} \sqrt{k_C m (1 + c)}$$

ここに,

- F_i : 衝突力
- u_{max} : 最大流速 (m/s)
- k_C : 漂流物の有効軸剛性 (N/m)
- m : 漂流物の質量 (kgf)
- c : 付加質量係数

表 6-1 F E M A (2012) による衝突荷重の算定結果

項目	記号	単位	値
衝突速度	u_{max}	m/s	10.0
軸剛性 (船首部)	k_C	N/m	1.71×10^5
漂流物の質量	m	kgf	57,000
付加質量係数	c	—	1
衝突荷重	F_i	N	1,815,000
		kN	1,815

上記の算定結果より, F R P 製の総トン数 19 トン船舶において, 「F E M A (2012)」による衝突荷重は, 衝突速度 10.0m/s で 1,815kN となる。なお, この「F E M A (2012)」による衝突荷重は, 船舶の総質量に対する船首方向からの衝突を対象としているため, 船幅が荷重の作用幅となると考えられる。

衝突解析による荷重評価の保守性

1. 概要

「豊田ほか（2022）＊」では、総トン数2トンのFRP製船舶について、船首方向からの落下衝突実験を行い、船体の破壊挙動と衝突荷重を把握されている。

「添付資料3 島根原子力発電所におけるFRP船舶に係る衝突解析条件の妥当性」では、「豊田ほか（2022）」における総トン数2トンのFRP製船舶を模擬した当社解析モデルを用いて衝突解析を実施し、「豊田ほか（2022）」の衝突実験結果と比較した結果、1番目の荷重ピークを含む0.14秒までの衝突荷重の時刻歴波形は、おおむね模擬できており、最大衝突荷重も安全側の評価となることを確認したことから、島根原子力発電所におけるFRP製船舶に係る衝突解析条件の妥当性を確認している。

一方、0.14秒以降の衝突荷重の時刻歴波形では、「豊田ほか（2022）」の衝突実験で発生している2番目の荷重ピークが再現できていない。

そのため、本資料では「豊田ほか（2022）」の衝突実験による衝突荷重の時刻歴波形に対する当社衝突解析による衝突荷重の時刻歴波形との差異について要因を分析し、当社衝突解析による衝突荷重の保守性について確認する。

注記＊：豊田真・南波宏介・甲斐田秀樹・栗山透 FRP船舶の衝突解析手法に関する研究，土木学会論文集A1（構造・地震工学），Vol.78，No.2，301-315，2022.

2. 衝突荷重の時刻歴波形及び衝突状況の確認

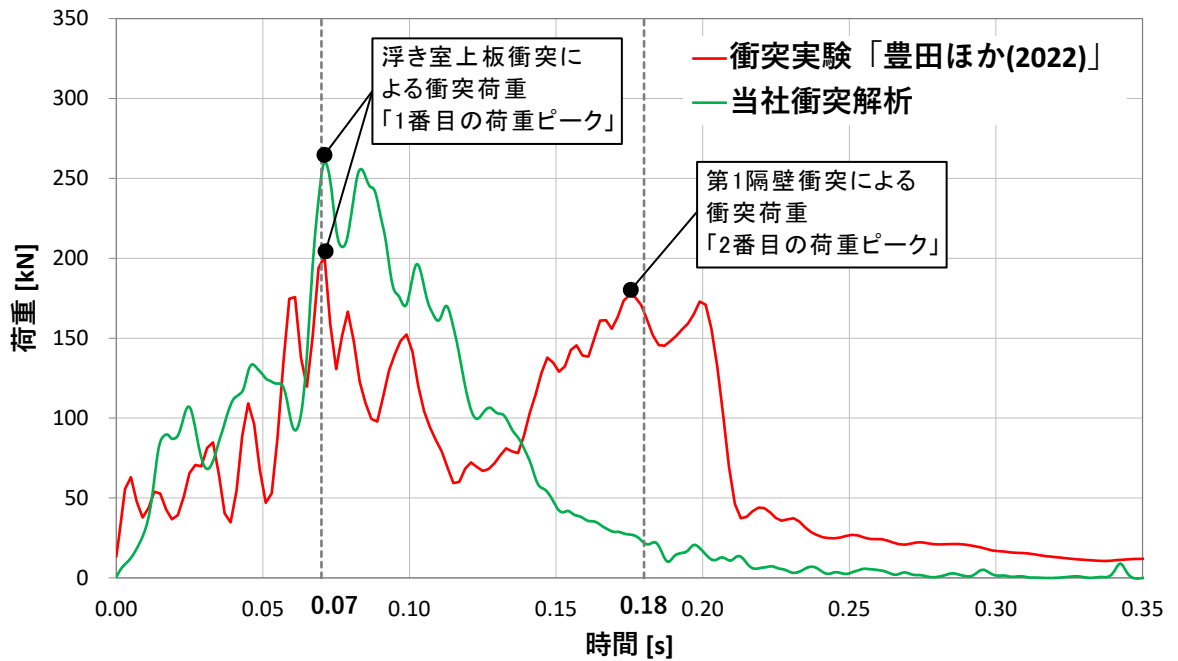
「豊田ほか（2022）」における衝突実験及び当社衝突解析による衝突荷重の時刻歴波形と衝突状況を図2-1に示す。

図2-1より、「豊田ほか（2022）」では0.07秒付近で浮き室上板の衝突による1番目の荷重ピークが発生しており、0.14秒～0.20秒付近で第1隔壁の衝突による2番目の荷重ピークが発生している。一方、当社衝突解析では、1番目の荷重ピークは「豊田ほか（2022）」と同様に浮き室上板衝突時に発生しているが、2番目の荷重ピークである第1隔壁が衝突する前に衝突現象が終了している。

このピーク荷重の発生状況における差異として、当社衝突解析条件では、大きさや形状の異なる船舶による衝突解析への適用を考慮して、船体の解析モデルにおいて弱部となる継手部等の詳細なモデルを一般化したこと、及び衝突荷重が安全側の評価となるように、各文献からFRPの材料特性（強度、破壊ひずみ等）を安全側に設定したことから、当社衝突解析では、衝突実験の船体の破壊領域に対して小さくなり、第1隔壁が衝突する前に衝突現象が終了した要因として推察される。

以上より、汎用性の高い船舶のモデル化においては、弱部となる継手部等の詳細なモデル化が困難であることから、当社衝突解析について船体破壊が第1隔壁まで進行するようにFRPの材料特性を適切な範囲で変更することで、「豊田ほか（2022）」に対する衝突荷重の再現性について確認を行う。

【衝突荷重の時刻歴波形】



【衝突状況】

衝突時刻	衝突実験「豊田ほか(2022)」	当社衝突解析
0.00秒		
0.07秒		
0.18秒		

図 2-1 衝突実験及び当社衝突解析の衝突荷重時刻歴と衝突状況
(衝突実験:「豊田ほか(2022)」を基に作成)

3. 「豊田ほか（2022）」に対する再現性確認

「豊田ほか（2022）」の衝突実験における，第1隔壁の影響により生じる2番目の荷重ピークに対して，当社衝突解析のFRPの材料特性を変更することで，再現性を確認する。なお，FRPの材料特性の変更にあたっては，当社衝突解析の条件が衝突実験の船体の破壊領域に対して小さいことを踏まえ，船体の破壊進行に影響が大きいと考えられる曲げ強度及び破壊ひずみを対象とし，FRPの材料特性に対して各文献や衝突実験における平均的な値を設定する。

曲げ強度の設定については，表3-1に示すとおり「豊田ほか（2022）」では曲げ強度を船側及び船底の2区画に分けて設定しているが，当社衝突解析では区画分けをせず一律としているため，再現性確認においては2区画の平均値を採用する。また，FRPの破壊ひずみの設定については，表3-2に示すとおり「強化プラスチック船規則解説（1978）」及び「基礎からわかるFRP（2016）」によると0.5%～2%と記載されていることから，再現性確認においては破壊ひずみ2%（完全弾塑性材料）を採用する。

当社衝突解析及び再現性確認解析におけるFRPの材料特性のまとめを表3-3に示す。

表 3-1 「豊田ほか（2022）」におけるFRPの曲げ強度
（「豊田ほか（2022）」に加筆）

試験片	設定する部位	解析で用いる物性値	単位	値			密度	kg/m ³	1,860
船側	デッキ デッキ端部 側板 ブルワーク	密度	kg/m ³	1,860	船底	浮き室上板 隔壁 キール 底板	軸方向ヤング率	GPa	15.679
		軸方向ヤング率	GPa	10.269			横方向ヤング率	GPa	13.980
		横方向ヤング率	GPa	9.574			せん断弾性係数	GPa	4.045
		せん断弾性係数	GPa	3.520			軸方向強度	MPa	274
		軸方向強度	MPa	184			横方向強度	MPa	253
		横方向強度	MPa	146			破壊ひずみ	軸方向…9% 横方向…10% ※ひずみ2%で 曲げ強度到達	
		破壊ひずみ	軸方向…6% 横方向…5% ※ひずみ2%で 曲げ強度到達						

表 3-2 文献におけるFRPの破壊ひずみの整理結果

項目	引用文献	適用性	引用文献値
破壊ひずみ 【単位：%】	「強化プラスチック船規則解説(日本海事協会会誌, 1978年)」	本文献は、「強化プラスチック船規則」について解説をされており、船体材料を構成するFRPの破断時の伸びについて記載されているため、適用可能と判断した。なお、FRPの破断時の伸びについては、「FRPでは降伏点はなく、破断時の伸びは約1ないし1.5%である。」とされており、鋼材と比較して「ある応力に達すると直ちに破壊につながる恐れがある」と脆性的な弾性材料であることが記載されている。	1~1.5 弾性材料
	「基礎からわかるFRP(強化プラスチック協会編, 2016)」	本文献は、FRPについて幅広く掲載されており、船体材料を構成するFRPの破断時の伸びについて記載されているため、適用可能と判断した。なお、FRPの破断ひずみについては、「破断まで線形的に応力が増加し、破断伸びは通常0.5~2%程度と小さい脆性材料である」と記載されている。	0.5~2 弾性材料
	「豊田ほか(2022)」	本文献は、FRP船舶の津波漂流物の衝突荷重の評価を目的としており、FRP船舶の実機を用いた実験を実施されているため、適用可能と判断した。なお、破壊ひずみについては、材料試験結果(4点曲げ試験)を模擬した同定解析による破壊ひずみが記載されており、完全弾塑性材料として取り扱うことが記載されている。	5, 6, 9, 10 完全弾塑性材料

表 3-3 当社衝突解析及び再現性確認解析におけるFRPの材料特性

項目	単位	当社衝突解析 採用値	再現性確認解析 採用値
ヤング率 (曲げ弾性)	GPa	12	12
ポアソン比	—	0.358	0.358
曲げ強度	MPa	260	210
単位体積重量	t/m ³	1.6	1.6
破壊ひずみ	%	5 完全弾塑性材料	2 完全弾塑性材料

図3-1に衝突実験，当社衝突解析及び再現性確認解析における衝突荷重の時刻歴を，図3-2に衝突状況示す。

図3-1より，衝突実験と再現性確認解析を比較した結果，再現性確認解析において曲げ強度及び破壊ひずみを変更したことで，船体の破壊領域が大きくなったことから，衝突実験に対して発生時刻は若干異なるものの，0.22秒付近で第1隔壁が衝突することによる2番目の荷重ピークが発生することを確認した。また，図3-2に示す再現性確認解析の衝突状況からも，衝突実験と同様に第1隔壁が衝突しており，衝突実験における衝突状況をおおむね再現できていることを確認した。

衝突実験，再現性確認解析及び当社衝突解析を比較した結果，0.07秒付近で浮き室上板衝突による1番目の荷重ピークが発生しており，当社衝突解析による最大衝突荷重が全ての衝突荷重を包絡することを確認した。

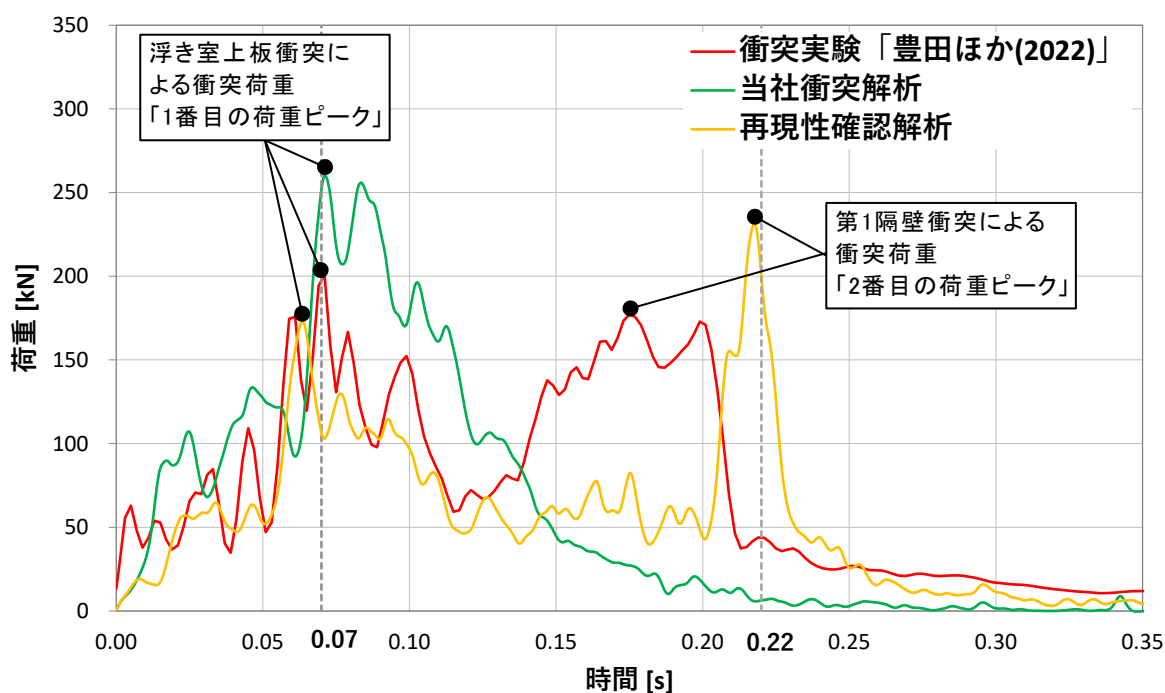


図3-1 衝突実験，当社衝突解析及び再現性確認解析の衝突荷重時刻歴
(衝突実験：「豊田ほか(2022)」を基に作成)

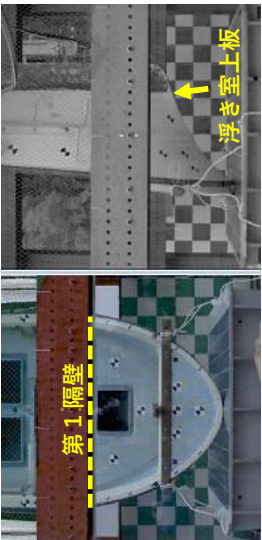
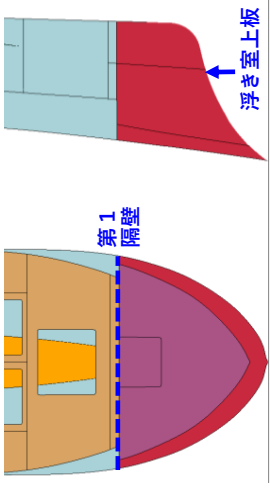
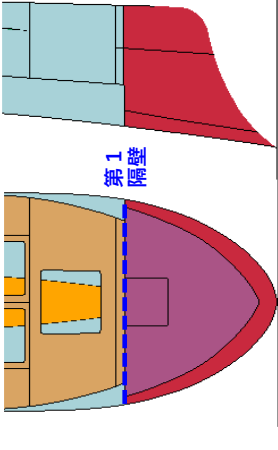
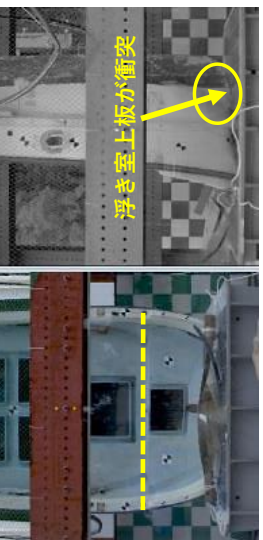
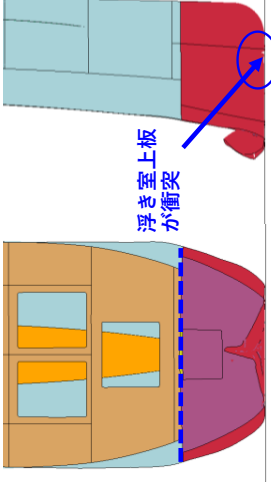
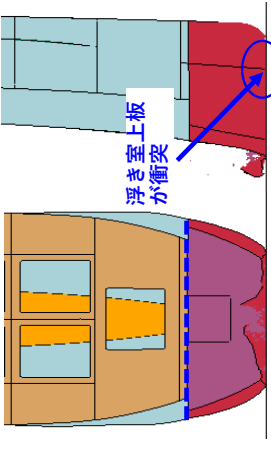
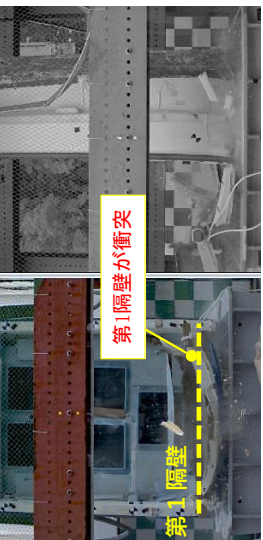
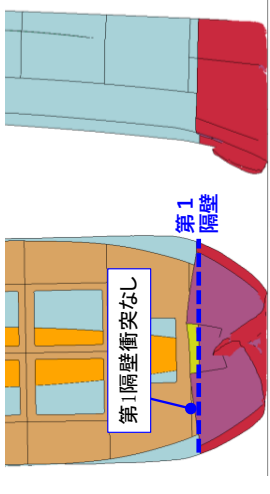
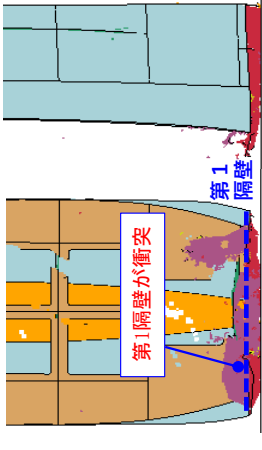
衝突時刻	衝突実験「豊田ほか(2022)」	当社衝突解析	再現性確認解析
0.00秒			
0.07秒			
0.18秒			

図 3-2 衝突実験，当社衝突解析及び再現性確認解析の衝突状況
(衝突実験：「豊田ほか(2022)」(こ加筆))

4. まとめ

「豊田ほか(2022)」の衝突実験と当社衝突解析による衝突荷重の時刻歴波形を比較すると、当社衝突解析では第1隔壁が衝突することによる2番目の荷重ピークが再現できていないことから、この要因分析を行った。

この荷重ピークの発生状況に大きく影響を与えている要因の一つとして、当社衝突解析条件では、船体の衝突解析による衝突荷重が安全側の評価となるように、各文献からFRPの材料特性を安全側に設定したことで、実際の船体破壊の領域に対して小さくなったことから、第1隔壁が衝突する前に衝突現象が終了したためと判断した。

そこで、当社衝突解析条件におけるFRPの材料特性のうち、船体の破壊進行に影響が大きいと考えられる曲げ強度及び破壊ひずみを適切な範囲で変更して、「豊田ほか(2022)」による衝突荷重の時刻歴波形に対する再現性について確認を行った。

再現性確認解析の結果として、曲げ強度及び破壊ひずみの変更に伴い、船体の破壊が進行することで船体の破壊領域が大きくなり、第1隔壁の衝突による2番目の荷重ピークが発生することを確認するとともに、「豊田ほか(2022)」における衝突状況と比較して、おおむね再現できていることを確認した。

また、FRPの材料特性を安全側に設定した当社衝突解析により求めた最大荷重は、衝突実験結果及び再現性確認解析結果を包絡していることを確認した。

以上の結果より、「豊田ほか(2022)」の衝突実験と当社衝突解析による衝突荷重の時刻歴波形との差異に対して、当社衝突解析条件におけるFRPの材料特性のうち、曲げ強度及び破壊ひずみを変更することで、衝突荷重の時刻歴波形及び衝突状況をおおむね再現できることを確認するとともに、当社衝突解析における最大衝突荷重は保守性を有することを確認した。

FRP製船舶に対する各算定方法による衝突荷重の整理

1. 概要

FRP製船舶に対して、各算定方法により算定した衝突荷重を整理し、比較することで関係性を整理する。衝突荷重の比較に当たっては、「豊田ほか(2022)*」で用いられている総トン数2トン船舶及び島根原子力発電所における漂流物として選定された総トン数19トン船舶を対象とし、総トン数2トン船舶においては「衝突実験」、「FEMA(2012)」及び「衝突解析」による衝突荷重を、総トン数19トン船舶においては「FEMA(2012)」及び「衝突解析」による衝突荷重を比較し、各算定方法による衝突荷重の関係性について確認を行う。

2. 総トン数2トン船舶におけるFEMA(2012)による衝突荷重の算定

「FEMA(2012)」による衝突荷重の算定に当たり、船首方向の軸剛性の算定においては、「構造物の衝撃挙動と設計法((社)土木学会,1994)」(以下「土木学会(1994)」という。)を基に「添付資料4 FEMA(2012)によるFRP製船舶の衝突荷重」における算定手法に準じて設定する。

船体構造条件は、「豊田ほか(2022)*」で用いられている総トン数2トンのFRP製船舶の仕様を基に設定を行い、総トン数2トン船舶の船体構造条件の設定一覧を表2-1に、船首角度及び船首傾斜部の長さの設定根拠を図2-1に示す。

船体構造のうち船首角度は、図2-1に示すとおり、船首先端から両舷の船首曲線部終点を結ぶなす角を採用した。

船首傾斜部の長さの設定において、図2-2のとおり「土木学会(1994)」では圧壊荷重と船首の変形量の関係が示されており、図2-3に示す「添付資料3 島根原子力発電所におけるFRP船舶に係る衝突解析条件の妥当性」の総トン数2トン船舶の衝突実験結果から、浮き室上板衝突時に発生する最大衝突荷重を圧壊荷重 P_c 、船首の変形量を船首先端から浮き室上板先端までの長さとする、この傾きが軸剛性 k_c となると判断できることから、船首傾斜部の長さ L_{sf} として船首先端から浮き室上板先端までの長さを採用した。

総トン数2トン船舶における軸剛性の算定結果を表2-2に示す。

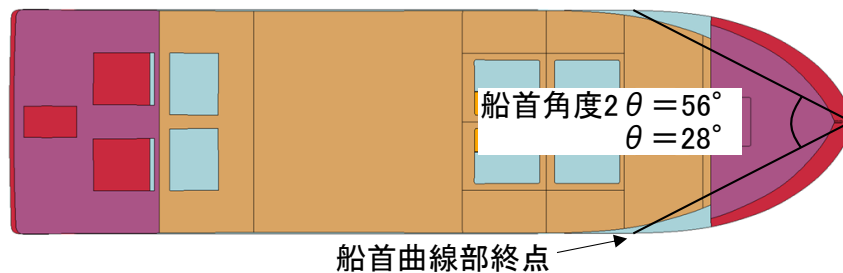
注記*：豊田真・南波宏介・甲斐田秀樹・栗山透 FRP船舶の衝突解析手法に関する研究，土木学会論文集A1(構造・地震工学)，Vol.78, No.2, 301-315, 2022.

表 2-1 総トン数 2 トン船舶の船体構造条件の設定

項目	記号	単位	値	設定根拠
船舶長さ	L	m	7.20	対象船舶の登録長さ
船舶深さ	D	m	0.62	対象船舶の登録深さ
計画最大 満載喫水	d	m	1.20	津波漂流物対策施設設計ガイドライン(平成 26 年 3 月)の総トン数(G.T.)2トン漁船の喫水の最大値
船側 外板厚* (船首部)	t	mm	7.51	強化プラスチック船規則(日本海事協会, 2018)の船首部の外板厚 $t = 15 \times s \times (d + 0.026 \times L)^{0.5} \times 0.85$ s: 肋骨の心距=0.5m d: 計画最大満載喫水=1.20m L: 船舶長さ=7.20m
肋骨心距	S	mm	500	強化プラスチック船規則(日本海事協会, 2018)の肋骨の心距(=縦肋骨心距(a)=横肋骨心距(b))
船首角度	θ	°	28	図 2-1 参照
船首傾斜部の長さ	L_{sf}	m	0.60	図 2-1 参照

注記* : 船側外板厚は「土木学会(1994)」においても算定方法が記載されているが、FRP製船舶であるため「強化プラスチック船規則(2018)」を採用する。

平面図



側面図

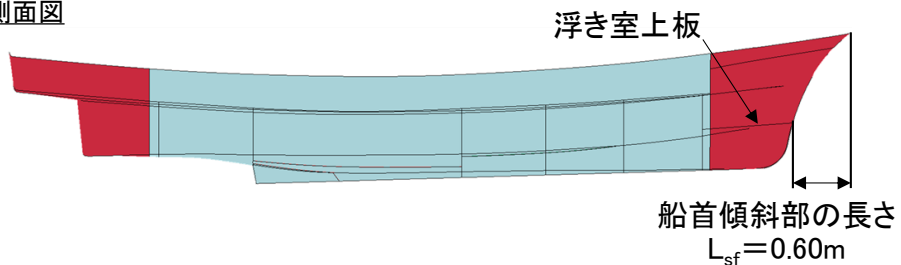


図 2-1 船首角度及び船首傾斜部の長さの設定根拠

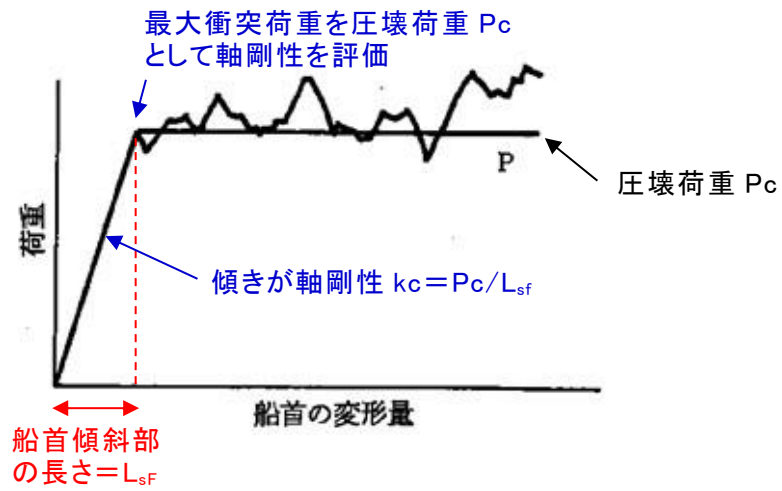


図 2-2 圧壊荷重と船首の変形量の関係
 (「土木学会 (1994)」に一部加筆)

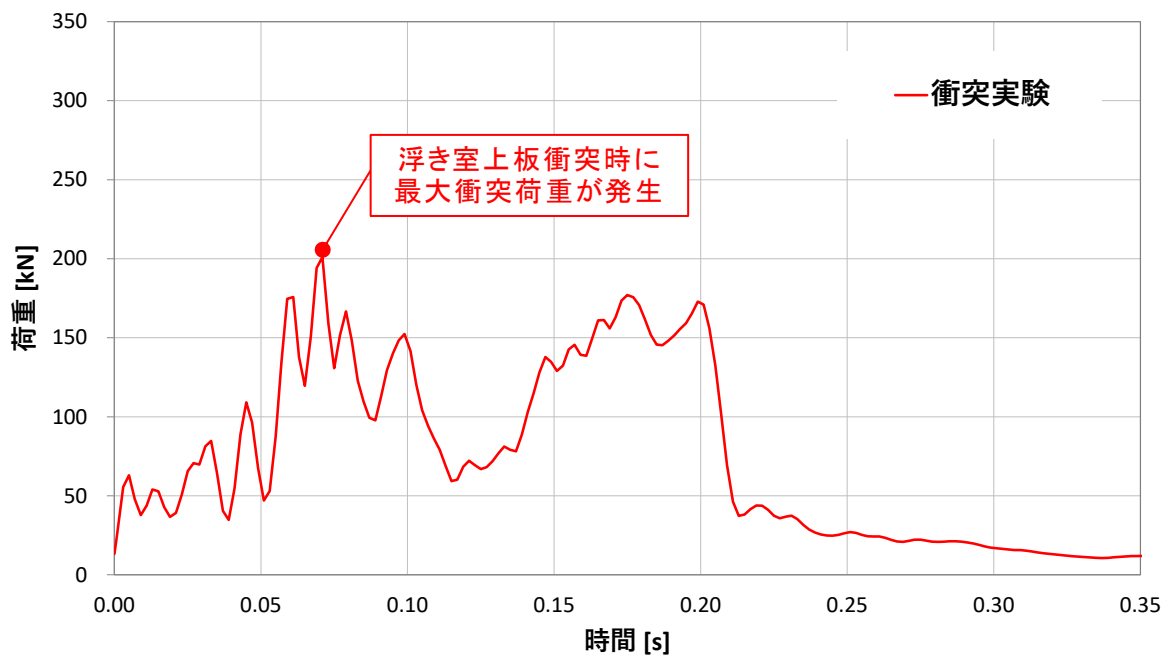


図 2-3 総トン数 2 トン船舶の衝突実験における衝突荷重の時刻歴

表 2-2 総トン数 2 トン船舶の軸剛性の算定結果

項目	記号	単位	値	
船体構造	船舶長さ	L	m	7.20
	船舶深さ	D	m	0.62
	船側外板厚 (船首部)	t	mm	7.51
	肋骨心距	s (=a,b)	mm	500
	船首角度	2θ	°	56
	船首傾斜 部の長さ	L _{sf}	m	0.60
材料物性	ヤング率 (曲げ弾性率)	E	tf/m ²	1.22 × 10 ⁶
	ポアソン比	ν	—	0.358
座屈強度	σ _c	tf/m ²	1,038	
圧壊荷重	P _c	kN	83.7	
軸剛性(船首部)	k _c	N/m	1.40 × 10 ⁵	

$$\sigma_c = k \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{b}\right)^2$$

σ_c : 座屈強度 (tf/m²)
 k : 座屈係数 (b/a+a/b)²
 a : 横肋骨心距 (mm)
 b : 縦肋骨心距 (mm)
 E : ヤング率 (tf/m²)
 ν : ポアソン比
 t : 船側外板厚 (mm)

$$P_c = 2Dt(\cos\theta)\sigma_c$$

P_c : 圧壊荷重 (船首強度) (kN)
 D : 船の深さ (m)
 θ : 船首角度 (°)

$$k_c = \frac{P_c}{L_{sf}}$$

k_c : 軸剛性 (N/m)
 L_{sf} : 船首傾斜部の長さ (m)

表2-2により算定した軸剛性を基に「FEMA (2012)」による衝突荷重の算定を行う。また、「FEMA (2012)」における衝突荷重の算定に当たっては、「豊田ほか (2022)」の衝突実験による衝突荷重と比較を行うことから、衝突実験における条件に準じて、船体質量は1,690kgf、衝突速度は9.9m/sを採用する。また、気中部の衝突現象であることを踏まえて、流体の影響による係数である付加質量係数については考慮しないこととする。

総トン数2トン船舶の「FEMA (2022)」による衝突荷重の算定結果を表2-3に示す。

【FEMA (2012) の式】

$$F_i = 1.3 u_{max} \sqrt{k_C m (1 + c)}$$

ここに、

- F_i : 衝突力
- u_{max} : 最大流速 (m/s)
- k_C : 漂流物の有効軸剛性 (N/m)
- m : 漂流物の質量 (kgf)
- c : 付加質量係数

表 2-3 総トン数2トン船舶のFEMA (2012) による衝突荷重の算定結果

項目	記号	単位	値
衝突速度	u_{max}	m/s	9.9
軸剛性(船首部)	k_C	N/m	1.40×10^5
漂流物の質量	m	kgf	1,690
付加質量係数	c	—	0
衝突荷重	F_i	N	198,000
		kN	198

3. FRP製船舶の衝突荷重における関係性の確認

総トン数2トン船舶における「FEMA(2012)」、 「豊田ほか(2022)」の衝突実験及び衝突解析による衝突荷重の整理結果を表3-1に、総トン数19トン船舶における「FEMA(2012)」及び衝突解析による衝突荷重の整理結果を表3-2に示す。

総トン数2トン船舶においては、表3-1より「FEMA(2012)」と衝突実験による衝突荷重がおおむね同程度となり、衝突解析による衝突荷重が最大となることを確認した。

総トン数19トン船舶においては、表3-2より「FEMA(2012)」による衝突荷重と衝突解析による衝突荷重の比較結果から、総トン数2トン船舶と同様に衝突解析による衝突荷重が「FEMA(2012)」による衝突荷重より大きくなることを確認した。

ここで、FRP製船舶の船首部は複雑な構造及び形状となることから、衝突部位に応じて軸剛性が変化すると考えられるが、本資料の「FEMA(2012)」に用いる軸剛性の設定においては、衝突解析結果から最大衝突荷重発生時における、船首先端からの船体の変形量より設定して衝突荷重を算定した。衝突解析においては、衝突荷重が安全側の評価となるように、FRP製船舶のFRPの材料特性について、各文献から安全側に設定して衝突荷重を算定した。

以上より、本資料における算定条件及び解析条件により衝突荷重を算定する場合においては、総トン数2トン船舶及び総トン数19トン船舶ともに衝突解析による衝突荷重が最大となるため、安全側の評価となることを確認した。

表3-1 総トン数2トン船舶における衝突荷重の整理結果

算定方法	FEMA(2012) ^{*1} 船首衝突	豊田ほか(2022) 衝突実験	衝突解析 ^{*1} 船首衝突
衝突荷重 【kN】	198	201 ^{*2}	260 ^{*3}

表3-2 総トン数19トン船舶における衝突荷重の整理結果

算定方法	FEMA(2012) ^{*1} 船首衝突	豊田ほか(2022) 衝突実験	衝突解析 ^{*1} 船首衝突
衝突荷重 【kN】	1,815 ^{*4}	—	3,078 ^{*5}

注記*1: 「FEMA(2012)」及び「衝突解析」による衝突荷重については、本資料における条件下において算定した結果を示す

*2: 「豊田ほか(2022)」による衝突実験結果を引用

*3: 「添付資料3 島根原子力発電所におけるFRP船舶に係る衝突解析条件の妥当性」の当社衝突解析による算定結果を引用

*4: 「添付資料4 FEMA(2012)によるFRP製船舶の衝突荷重」の算定結果を引用(付加質量係数c=1)

*5: 「4.5.6 漂流物による衝突荷重の算定」の算定結果を引用

F R P 製船舶における衝突荷重の算定に関する先行サイトとの比較

島根原子力発電所 2 号機（以下「島根 2 号機」という。）における，津波防護施設に考慮する F R P 製船舶（以下「船舶」という。）の衝突荷重の設定方法に関して，先行サイト（東北電力（株）女川原子力発電所 2 号機（以下「女川 2 号機」という。））の設定方法と比較し，島根 2 号機との相違（新規性）について整理した。

漂流物衝突荷重は，漂流物の初期配置により適用できる算定方法が異なる。女川 2 号機及び島根 2 号機ともに，船舶の衝突荷重の算定に当たり，初期配置が対象となる施設に対して遠方（500m 以遠）となる前面海域では「道路橋示方書（2002）」により算定し，一方船舶の初期配置が対象となる施設に対して近傍（500m 未満）となる直近海域では「F E M A（2012）」及び衝突解析により算定しており，同様の評価を行っている。女川 2 号機と島根 2 号機の直近海域における衝突荷重の設定方法の比較結果について表 1 に示す。

表 1 女川 2 号機と島根 2 号機における衝突荷重の設定方法の比較

		女川 2 号機*	島根 2 号機	新規性
総トン数(質量)		総トン数 5 トン(質量: 15 t)	総トン数 19 トン(質量: 57 t)	—
船体構造		14 トン船舶を基に 5 トン船舶を推定して設定	対象船舶の詳細調査及び実測結果を基に設定	○ (新規性②)
FEMA (2012)	衝突形態	船首方向	船首方向	—
	軸剛性の設定	構造物の衝撃挙動と設計法((社)土木学会, 1994)を基に, 物性等の不確かさ及びバラつきを考慮して設定	構造物の衝撃挙動と設計法((社)土木学会, 1994)を基に, 一律に設定	—
	位置付け	主とした算定方法として採用	参考として算定	—
衝突 解析	衝突形態	船首, 船尾, 真横, 斜め船首, 斜め船尾方向	船首, 船尾, 真横, 斜め船首, 斜め船尾方向	—
	材料特性	弾性材料	完全弾塑性材料	○ (新規性①)
	位置付け	衝突形態の影響確認のため	主とした算定方法として採用	○ (新規性①)

注記*：女川原子力発電所 2 号機の情報に係る記載内容については，審査資料等をもとに独自に解釈したものである。

島根 2 号機においては，女川 2 号機の審査以降における新たな文献や詳細な船舶調査に基づき，表 1 に示す新規性とその内容を以下に整理した。また，島根 2 号機及び女川 2 号機における F R P 製船舶における衝突荷重の算定フローを図 1 に示す。

新規性①：新たな文献内容の反映

最新の文献の「豊田ほか（2022）」*では，F R P 製船舶の実機において衝突実験が初めて実施され，衝突実験における衝突現象に対して，衝突解析による再現性があることが確認された。そこで，島根 2 号機における衝突解析手法により算定した衝突荷重と衝突実験結果を比較し，衝突解析による衝突荷重が安全側の評価となることを確認したことから，島根 2 号機では主とした算定方法として採用した。

なお、同文献ではFRP製船舶のFRP材料に対する材料試験が実施されており、FRPを完全弾塑性材料として設定されていることを踏まえ、島根2号機も同様に完全弾塑性材料として設定した。

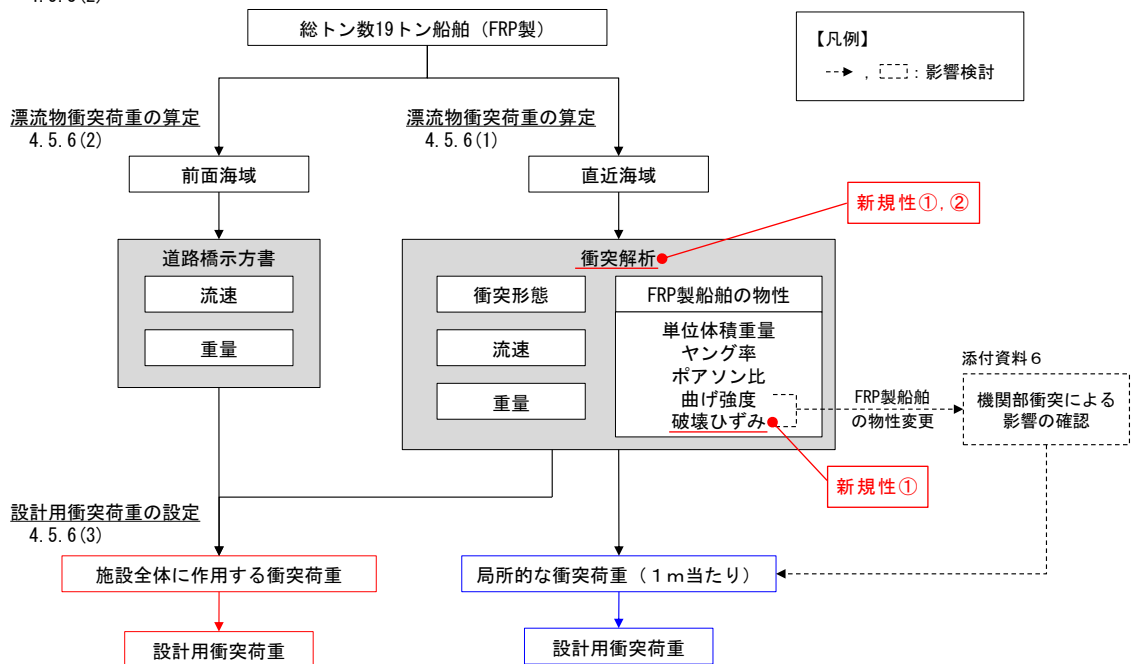
新規性②：対象船舶に対する詳細調査結果の反映

島根2号機では、対象漂流物の総トン数19トン船舶に対し、詳細調査及び3次元測定を実施して、船首方向の軸剛性の設定及び3次元FEMモデルに反映した。

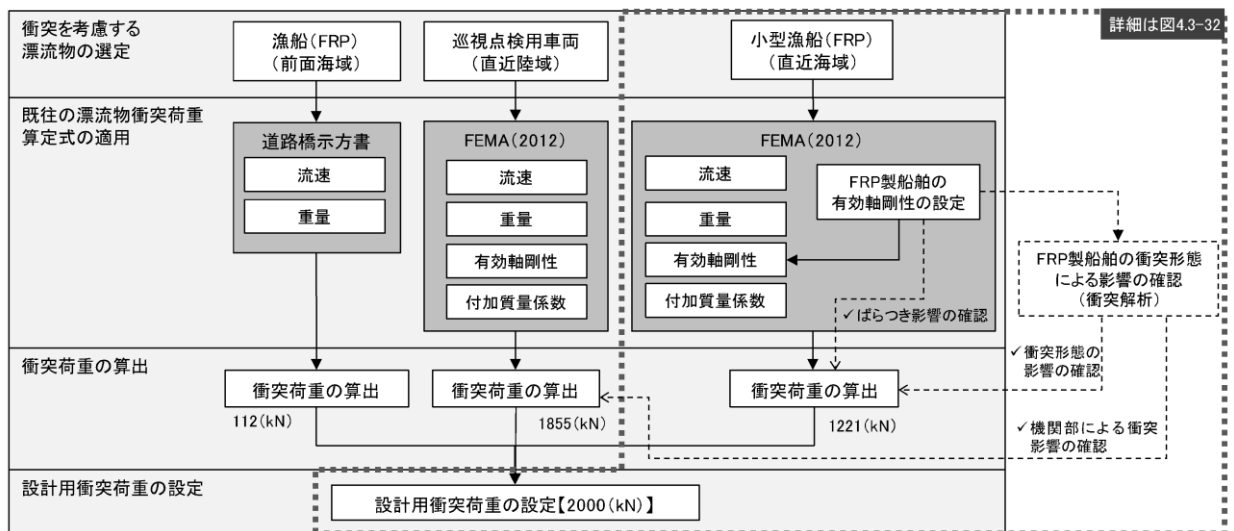
注記*：豊田真・南波宏介・甲斐田秀樹・栗山透 FRP船舶の衝突解析手法に関する研究，土木学会論文集A1（構造・地震工学），Vol.78, No.2, 301-315, 2022.

島根2号機

衝突を考慮する漂流物の選定
4.5.3(2)



女川2号機*



注記*：女川原子力発電所2号機の情報に係る記載内容については審査資料を引用

図1 FRP製船舶における衝突荷重の算定フロー