

補足説明

島根原子力発電所第2号機
工事計画認可申請（補正）に係る論点整理について
[建物・構築物関係]

2022年9月

中国電力株式会社

目 次

NS2-補-023-09 「建物・構築物の地震応答解析における入力地震動の評価について」

(通し頁)

1. 概要	6
2. 入力地震動の評価方針	7
2.1 評価手法の選定	9
2.2 地盤モデル及び地盤物性値の設定	10
3. 評価手法及び地盤の物性値	15
3.1 評価手法	15
3.2 地盤の物性値	21
4. 入力地震動に関する検討	25
4.1 表層地盤の物性値に関する検討	25
4.2 一次元波動論による入力地震動評価の保守性に関する検討	37
4.3 D級岩盤の非線形性による影響に関する検討	50
4.4 2次元FEMのメッシュ分割高さに関する検討	58
4.5 観測記録を用いたシミュレーション解析による入力地震動評価に関する検証	86
4.6 隣接構造物及び地盤改良による影響に関する検討	91
5. まとめ	97
6. 参考文献	97

NS2-補-018-02 「津波への配慮に関する説明書に係る補足説明資料」

(通し頁)

4.5 漂流物による衝突荷重の設定	122
4.5.1 衝突荷重を考慮する施設・設備の選定	124
4.5.2 津波に関するサイト特性	130
4.5.3 衝突荷重として考慮する漂流物の選定	143
4.5.4 浮遊状態の漂流物による衝突荷重の算定方法	150
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	157
4.5.6 漂流物による衝突荷重の算定	159
添付資料2 津波防護施設に考慮する漂流物の選定	235
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	243

添付資料 4	F E M A (2012) による F R P 製船舶の衝突荷重	276
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	295
添付資料 6	F R P 製船舶の機関部における衝突影響の確認	299
添付資料 7	F R P 製船舶の衝突解析に関する新規制基準審査実績との比較	337
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	349
添付資料 9	漂流物衝突荷重の載荷方法	363
添付資料 10	剛壁配置による衝突荷重への影響確認	369
添付資料 11	衝突荷重の非対称性に関する確認	373

NS2-補-023-01 「地盤の支持性能について」

(通し頁)

3.3	敷地の地下水位分布及び耐震評価における地下水位設定方針	379
3.3.1	敷地の地下水位分布	379
3.3.2	耐震評価における設計地下水位設定方針	384
参考資料 1	浸透流解析に用いた解析コード「Dtransu-3D・EL」の適用性について	437
参考資料 2-1	浸透流解析に用いる透水係数について	454
参考資料 2-2	浸透流解析に用いる有効間隙率について	482
参考資料 3	地下水位低下設備 (既設) について	485
参考資料 4	非定常解析の降雨に対する感度向上についての取り組み	490
参考資料 5	地下水位観測記録について	503
参考資料 6	予測解析における降雨条件について	507
参考資料 7	地下水位低下設備 (新設) について	510
参考資料 8-1	1 号機建物・構築物の地下水位について	512
参考資料 8-2	土木構築物の設計地下水位の設定方法	513
参考資料 13	改良地盤における補足	516

建物・構築物の地震応答解析における入力地震動の
評価について

目次

1. 概要	1
2. 入力地震動の評価方針	2
2.1 評価手法の選定	4
2.2 地盤モデル及び地盤物性値の設定	5
3. 評価手法及び地盤の物性値	10
3.1 評価手法	10
3.2 地盤の物性値	16
4. 入力地震動に関する検討	20
4.1 表層地盤の物性値に関する検討	20
4.2 一次元波動論による入力地震動評価の保守性に関する検討	32
4.3 D級岩盤の非線形性による影響に関する検討	45
4.4 2次元FEMのメッシュ分割高さに関する検討	53
4.5 観測記録を用いたシミュレーション解析による入力地震動評価に関する検証	81
4.6 隣接構造物及び地盤改良による影響に関する検討	86
5. まとめ	92
6. 参考文献	92

別紙-1 表層地盤の等価物性値の設定について

別紙-2 側面地盤からの地震動の入力に対する影響について

添付資料-1 主要建物における一次元波動論及び2次元FEMによる入力地震動の比較

添付資料-2 既工認モデルと今回工認のモデルによる入力地震動の比較

添付資料-3 D級岩盤の速度層区分の設定について

参考資料-1 2次元FEM解析モデル側面の境界条件

1. 概要

島根原子力発電所の建設時の工事計画認可申請書（以下「既工認」という。）では、原子炉建物等の地震応答解析における入力地震動は一次元波動論、2次元FEM解析又は直接入力（以下「一次元波動論又は2次元FEM解析等」という。）により評価を実施している。

今回の工事計画認可申請（以下「今回工認」という。）では、既工認において採用実績のある一次元波動論又は2次元FEM解析等を採用しており、解放基盤表面で定義される基準地震動 S_s 及び弾性設計用地震動 S_d を基に、対象建物・構築物の地盤条件を適切に考慮したうえで、一次元波動論又は2次元FEM解析等により、地震応答解析モデルの入力位置で評価した入力地震動を設定する。

本資料は、解析モデルに建設時以降の敷地内の追加地質調査結果の反映等を行っていることも踏まえて、今回工認で評価を行う建物・構築物について、入力地震動の評価方針、解析モデルの設定方法及びその妥当性を示すものである。

また、本資料は、以下の添付書類の補足説明をするもので、使用する計算機プログラムについても以下の資料に準ずる。

- ・ VI-2-2-2 「原子炉建物の地震応答計算書」
- ・ VI-2-2-5 「制御室建物の地震応答計算書」
- ・ VI-2-2-7 「タービン建物の地震応答計算書」
- ・ VI-2-2-9 「廃棄物処理建物の地震応答計算書」
- ・ VI-2-2-11 「緊急時対策所の地震応答計算書」
- ・ VI-2-2-13 「排気筒の地震応答計算書」
- ・ VI-2-2-16 「ガスタービン発電機建物の地震応答計算書」
- ・ VI-2-11-2-1-1 「1号機原子炉建物の耐震性についての計算書」
- ・ VI-2-11-2-1-2 「1号機タービン建物の耐震性についての計算書」
- ・ VI-2-11-2-1-3 「1号機廃棄物処理建物の耐震性についての計算書」
- ・ VI-2-11-2-1-4 「サイトバンカ建物の耐震性についての計算書」
- ・ VI-2-11-2-1-5 「サイトバンカ建物（増築部）の耐震性についての計算書」
- ・ VI-2-11-2-2 「1号機排気筒の耐震性についての計算書」

2. 入力地震動の評価方針

入力地震動は、「2.1 評価手法の選定」にて、各建物・構築物の評価手法を選定し、「2.2 地盤モデル及び地盤物性値の設定」にて、設定した地盤モデルを用いた線形解析により評価する。

また、「3. 評価手法及び地盤の物性値」にて、今回工認で入力地震動評価に採用している評価手法及び地盤の物性値を既工認と比較して示す。

なお、「4. 入力地震動に関する検討」にて、入力地震動に影響を及ぼす可能性のある各種検討及び今回工認に用いる原子炉建物の地盤モデルの妥当性確認を実施する。

入力地震動の評価及び妥当性・保守性の確認に関する検討フローを図2-1に示す。

<p>一般的な入力地震動評価のステップ</p>	<p>サイートの地形、地質及び建物の埋込み深さ等に応じて、評価手法をJ E A G 4 6 0 1 1-1987に基づき選定する。</p>
<p>(1) 評価手法の選定</p>	<p>耐震クラス、埋込み状況、周辺地盤への設置状況の確認 [2.1]</p> <p>建物・構築物ごとに評価手法を選定 [2.1]</p>
<p>(2) 地盤モデル及び地盤物性値の設定</p>	<p>地盤モデル及びひずみ依存特性を考慮した地盤物性値を設定する。</p>
<p>(3) 入力地震動の算定</p>	<p>線形解析、等価線形解析等により入力地震動を算定する。</p>

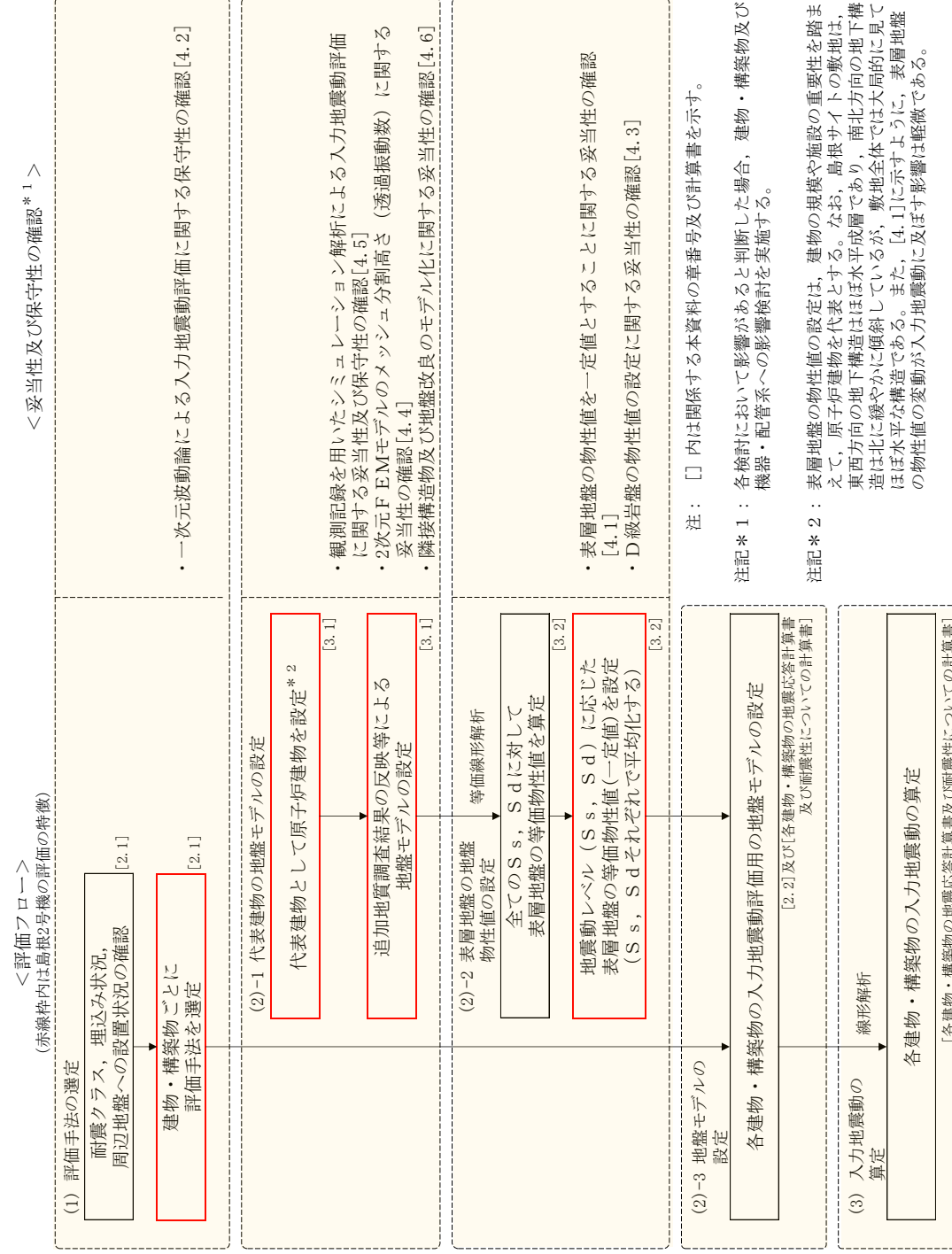


図 2-1 入力地震動の評価及び妥当性・保守性の確認に関する検討フロー

2.1 評価手法の選定

建物・構築物の入力地震動の評価手法は、耐震クラス、建物・構築物の埋込み状況及び周辺地盤への設置状況を踏まえて、以下のとおり使い分けを行う。なお、埋込み及び切欠きの影響については適切に評価する。

(1) 水平方向

「耐震Sクラス施設」の建物については、原子炉建物の既工認の考え方と同様に、速度層の傾斜及び建物周辺の地形等の影響を考慮するため、それらをより詳細にモデル化した「2次元FEM解析」を基本とする。

「耐震Sクラス施設以外」の建物については、タービン建物等の既工認の考え方と同様に、「一次元波動論」による評価を基本とする。

(2) 鉛直方向

入力地震動に対して建物直下地盤による影響が大きく、速度層の傾斜等の影響は小さいことから「一次元波動論」による評価を基本とする。(添付資料-1において、2次元FEM解析との比較により速度層の傾斜等の入力地震動への影響が小さいことを確認している。)

構内配置図を図2-2に、建物・構築物の入力地震動の評価手法の選定フローを図2-3に、建物・構築物の入力地震動の評価手法の一覧を表2-1に示す。

2.2 地盤モデル及び地盤物性値の設定

(1) 地盤モデル

土木構造物を含めた入力地震動の評価手法の概念図を図2-4に示す。また、各建物・構築物の入力地震動評価用の地盤モデルは、「1. 概要」に示す各建物・構築物の地震応答計算書又は耐震性についての計算書に示す。

(2) 地盤物性値

地盤物性値設定の基本方針を以下に示す。表層地盤の等価物性値の詳細な設定方法については、「3.2 地盤の物性値」及び「別紙-1 表層地盤の等価物性値の設定について」に示す。

1) 表層地盤

表層地盤の物性値は、原子炉建物を対象に、既工認から追加地質調査結果の反映等を行った今回工認モデルを用いて、基準地震動 S_s 及び弾性設計用地震動 S_d の全波に対して等価線形解析を実施し、等価物性値を設定する。原子炉建物で算定した等価物性値を各建物・構築物に適用する。

2) 表層地盤を除く岩盤

表層地盤を除く岩盤の地盤物性値については、既工認で設定した値を用いる。

- : 耐震Sクラス施設 (埋込みあり)
- : 耐震Sクラス施設以外 (埋込みあり)
- : 耐震Sクラス施設以外
(高台に設置された埋込みを有しない建物)
- : 耐震Sクラス施設以外
(解放基盤相当の岩盤に設置された埋込みを有しない建物)

(注) 破線は波及的影響を及ぼすおそれのある建物・構築物を示す。

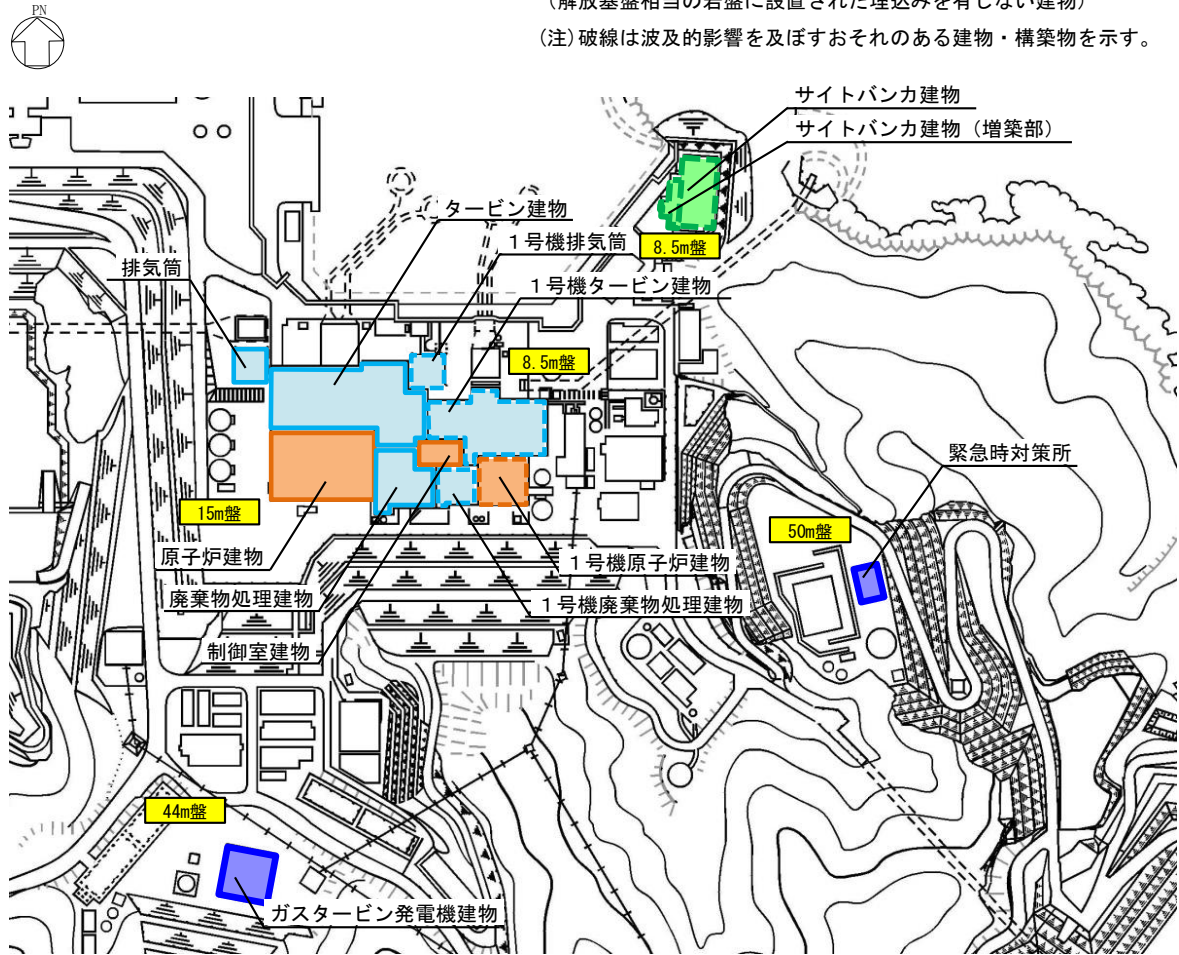


図 2-2 構内配置図

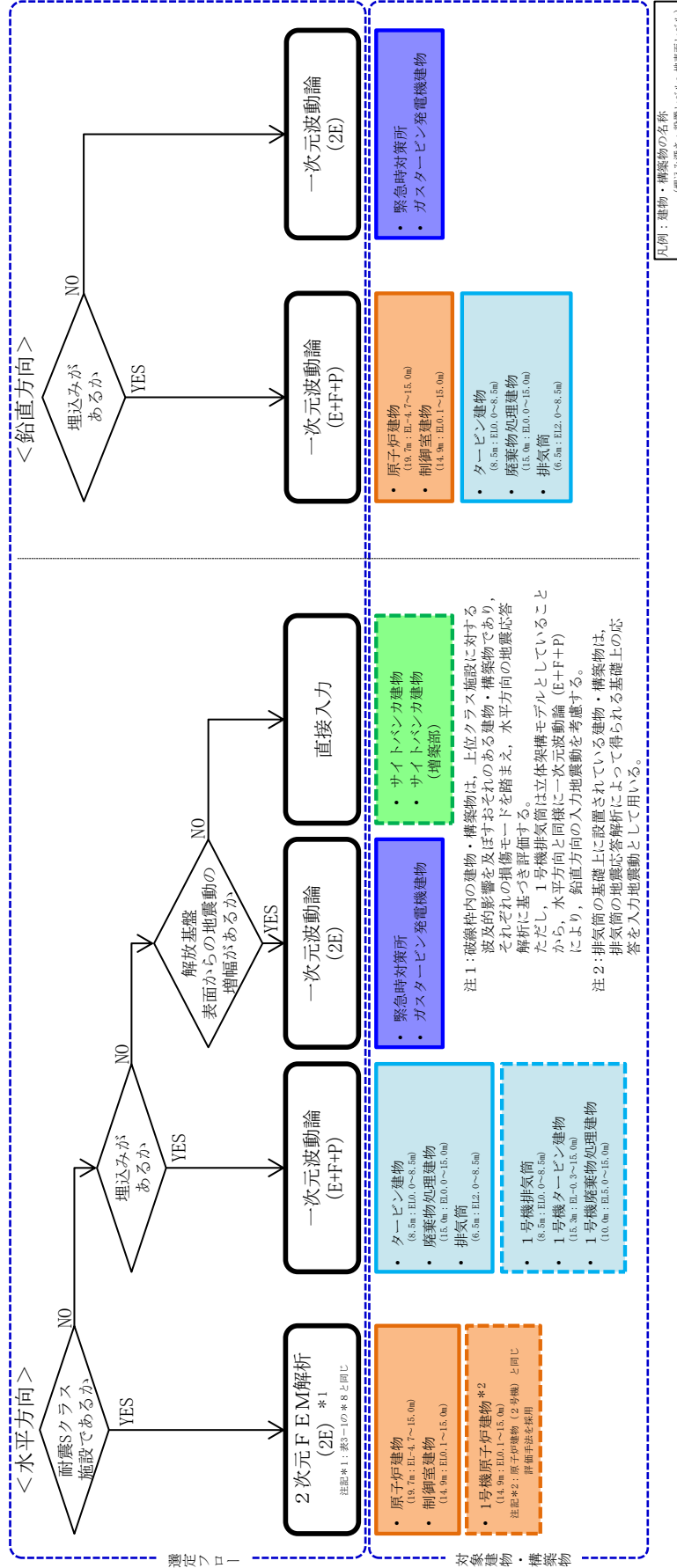


図 2-3 建物・構築物の入力地震動の評価手法の選定フロー

表 2-1-1 建物・構築物の入力地震動の評価手法の一覧

耐震クラス	建物・構築物の設置状況	建物・構築物	入力地震動の評価手法		選定理由等
			水平	鉛直	
S クラス施設	埋込みあり	<ul style="list-style-type: none"> 原子炉建物 制御室建物 1号機原子炉建物*1 	2次元FEM (2E)*2	一次元波動論 (E+F+P)	<p>【水平方向】</p> <ul style="list-style-type: none"> 原子炉建物 : 「Sクラス施設」として、既工認と同様に2次元FEMモデルを採用 制御室建物 : 「Sクラス施設」として、原子炉建物と同様に2次元FEMモデルを採用 1号機原子炉建物 : 原子炉建物であることを踏まえ、原子炉建物 (2号機) と同じ評価手法を採用 <p>【鉛直方向】</p> 建物の設置状況が「埋込みあり」のため、埋込みを考慮した一次元波動論 (E+F+P) を採用
			一次元波動論 (2E)	一次元波動論 (E+F+P)	<p>【水平方向】</p> <ul style="list-style-type: none"> タービン建物 : 「Sクラス施設以外」、埋込みを考慮した一次元波動論を採用 廃棄物処理建物 : 同上 排気筒 : 同上 1号機タービン建物 : 「Sクラス施設以外」として、タービン建物 (2号機) と同じ評価手法を採用 1号機廃棄物処理建物 : 「Sクラス施設以外」として、廃棄物処理建物 (2号機) と同じ評価手法を採用 1号機排気筒 : 「Sクラス施設以外」、埋込みを考慮した一次元波動論 (2号機) と同じ評価手法を採用 <p>【鉛直方向】</p> 建物の設置状況が「埋込みあり」のため、埋込みを考慮した一次元波動論 (E+F+P) を採用
S クラス施設以外	高台 EL4m盤 もしくは EL5m盤	<ul style="list-style-type: none"> 緊急時対策所 ガスタービン発電機建物 	一次元波動論 (2E)	一次元波動論 (2E)	<p>【水平、鉛直方向】</p> <ul style="list-style-type: none"> 緊急時対策所 : 「Sクラス施設以外」の建物で、「埋込みを有しない」、高台のEL50m盤に設置された「解放基礎表面からの地震動の増幅がある」建物であることから、一次元波動論 (2E) を採用 ガスタービン発電機建物 : 「Sクラス施設以外」の建物で、「埋込みを有しない」、高台のEL44m盤に設置された「解放基礎表面からの地震動の増幅がある」建物であることから、一次元波動論 (2E) を採用
			直接入力	—	<p>【水平方向】</p> <ul style="list-style-type: none"> サイトバンカ建物 : 「Sクラス施設以外」の建物で、「埋込みを有しない」、EL8.5m盤に設置された「解放基礎表面からの地震動の増幅がない」解放基礎相当 (Vs=1600m/s) の岩盤に支持された建物であることから、既工認と同様に直接入力を採用 サイトバンカ建物 (増築部) : 「Sクラス施設以外」の建物で、「埋込みを有しない」、EL8.5m盤に設置された「解放基礎表面からの地震動の増幅がない」解放基礎相当 (Vs=1600m/s) の岩盤に支持された建物であることから、サイトバンカ建物と同じ評価手法を採用
	埋込みなし	<ul style="list-style-type: none"> 排気筒モニタ室*1 燃料移送ポンプエリア (増築部)*1 	排気筒モニタ室 地震応答解析結果を用いる	—	<p>【水平方向】</p> <ul style="list-style-type: none"> 排気筒モニタ室 : 「排気筒の基礎上に配置」されているため、排気筒の地震応答解析によって得られる基礎上の応答を入力地震動として採用 燃料移送ポンプエリア : 同上

注記*1 : 上位クラス施設に対する波及的影響を及ぼすおそれのある建物・構築物については、それぞれの損傷モードを踏まえ、水平方向の地震応答解析に基づき評価する。

ただし、1号機排気筒は立体架構モデルとしており、水平方向と同様に一次元波動論 (E+F+P) により、鉛直方向の入力地震動を考慮する。

*2 : 2次元FEMモデルの切欠き地盤の表面応答による切欠き地盤を詳細にモデル化しているため、埋込みと切欠きの影響は入力地震動に考慮されている。

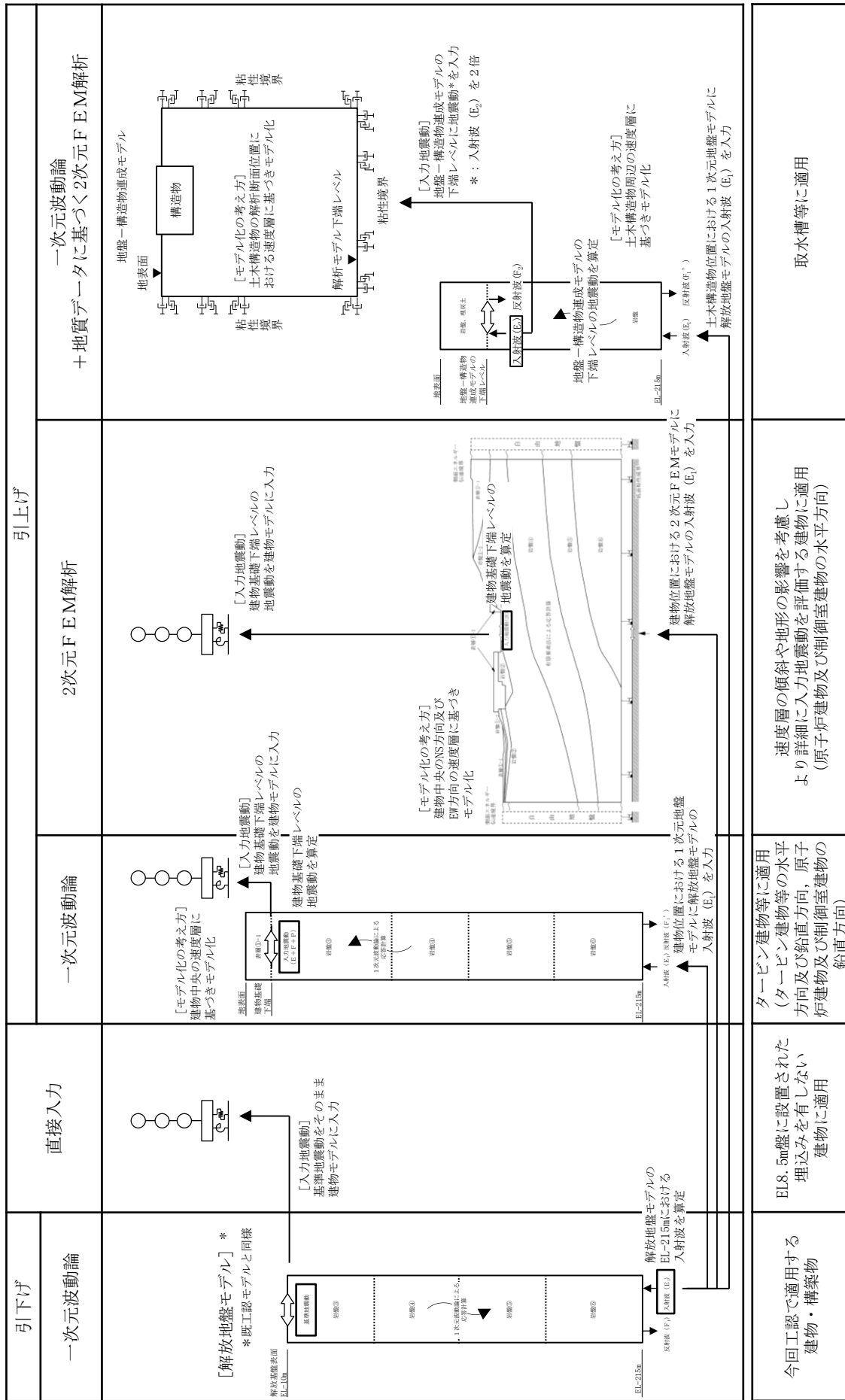


図 2-4 入力地震動の評価手法の概念図

3. 評価手法及び地盤の物性値

3.1 評価手法

建物・構築物及び土木構造物における、既工認と今回工認の入力地震動の評価手法の比較を表3-1及び表3-2に示す。

建物・構築物の入力地震動は建物基礎底面位置で評価する。なお、今回工認の建物・構築物の地震応答解析モデルは、既工認と同様に質点系モデルを採用する。

土木構造物の入力地震動は構造物の基礎底面又はFEMモデルの下端位置で評価する。なお、今回工認の取水槽及び屋外配管ダクト（タービン建物～排気筒）の地震応答解析モデルは、既工認から変更し、地盤-構造物連成系の2次元FEMモデルを採用する。

建物・構築物を代表して原子炉建物の既工認と今回工認の入力地震動の評価手法の比較を表3-3及び表3-4に示す。なお、原子炉建物については、既工認と同様に、側面地盤が埋戻土であることを踏まえ、地震応答解析モデルにおいて側面地盤ばねは考慮しないこととするが、入力地震動評価においては、建物の埋込みによる切欠き地盤の影響を考慮した評価を行っていることから、側面地盤からの地震動の入力に対する影響について検討し、その結果を「別紙-2 側面地盤からの地震動の入力に対する影響について」に示す。

入力地震動評価のための解析モデルについては、建設時以降の敷地内の追加地質調査結果の反映等により、最新のデータを基に、より詳細にモデル化したものである。

表層地盤の物性値については、建物の規模や施設の重要性を踏まえて、原子炉建物を代表として、等価物性値を設定する。原子炉建物で算定した等価物性値を各建物・構築物に適用する。なお、島根サイトの敷地は、東西方向の地下構造はほぼ水平成層であり、南北方向の地下構造は北に緩やかに傾斜しているが、敷地全体では大局的に見てほぼ水平な構造である。また、「4.1 表層地盤の物性値に関する検討」に示すように、表層地盤の物性値の変動が入力地震動に及ぼす影響は軽微である。以上のことから、表層地盤の物性値の設定において、原子炉建物を代表することは妥当であるといえる。

表 3-1 入力地震動の評価手法の比較 (建物・構築物)

建物・構築物		入力地震動の評価手法						建物・構築物の地震応答解析モデル			
		既工認		今回工認		変更理由		入力地震動出力位置	相互作用モデル		建物・構築物の設置レベル*5
		水平	鉛直	水平	鉛直	水平	鉛直		水平*4	鉛直	
S クラス 施設 の間接 支持 構造 物	原子炉 建物	(引下げ) 一次元波動論 (引上げ) 2次元 FEM 解析 2E*8	—	(引下げ) 一次元波動論 (引上げ) 2次元 FEM 解析 2E*8	(引下げ, 引上げ) 一次元波動論 E+F+P	—	—	EL -4.7m	地盤ばねモデル (SRモデル)	地盤ばねモデル (底面鉛直ばね モデル)	EL -4.7m
	制御室 建物	直接入力	—	(引下げ) 一次元波動論 (引上げ) 2次元 FEM 解析 2E*8	(引下げ, 引上げ) 一次元波動論 E+F+P	Sクラス施設を含 む建物・構築物で あるため、原子炉 建物の評価手法と 合わせる	—	EL 0.1m	地盤ばねモデル (SRモデル)	地盤ばねモデル (底面鉛直ばね モデル)	EL 0.1m
	タービン 建物	(引下げ, 引上げ) 一次元波動論 E+F	—	(引下げ, 引上げ) 一次元波動論 E+F+P	(引下げ, 引上げ) 一次元波動論 E+F+P	埋込みによる影響 を詳細に評価する ため、J E A G 4 6 0 1-1991 追補 版に基づき、切欠 き力を考慮する	—	EL 0.0m	地盤ばねモデル (SRモデル)	地盤ばねモデル (底面鉛直ばね モデル)	EL 0.0m
	廃棄物処理 建物	(引下げ, 引上げ) 一次元波動論 E+F	—	(引下げ, 引上げ) 一次元波動論 E+F+P	(引下げ, 引上げ) 一次元波動論 E+F+P	埋込みによる影響 を詳細に評価する ため、J E A G 4 6 0 1-1991 追補 版に基づき、切欠 き力を考慮する	—	EL 0.0m	ジョイント要素を用いた 3次元 FEMモデル		EL 0.0m
	排気筒	(引下げ, 引上げ) 一次元波動論*1 E+F+P	(引下げ, 引上げ) 一次元波動論*1 E+F+P	(引下げ, 引上げ) 一次元波動論 E+F+P	(引下げ, 引上げ) 一次元波動論 E+F+P	—	—	EL 2.0m	地盤ばねモデル (立体架構モデル)		EL 2.0m
重要 S A 施設	ガスタービン 発電機建物	—	—	(引下げ, 引上げ) 一次元波動論 2E*2	(引下げ, 引上げ) 一次元波動論 2E*2	—	—	EL 44.0m	地盤ばねモデル (SRモデル)	地盤ばねモデル (底面鉛直ばね モデル)	EL 44.0m
	緊急時 対策所	—	—	(引下げ, 引上げ) 一次元波動論 2E*3	(引下げ, 引上げ) 一次元波動論 2E*3	—	—	EL 48.25m	地盤ばねモデル (SRモデル)	地盤ばねモデル (底面鉛直ばね モデル)	EL 48.25m
波 及 的 影 響 を 及 ぼ す お そ れ の あ る 施 設	1号機 原子炉建物	直接入力	—	(引下げ) 一次元波動論 (引上げ) 2次元 FEM 解析 2E*8	—	2号機原子炉 建物の評価手法と 合わせる	—	EL 0.1m	ジョイント要素を 用いた 3次元 FEM モデル	—	EL 0.1m
	1号機 タービン建物	—	—	(引下げ, 引上げ) 一次元波動論 E+F+P	—	—	—	EL -0.3m	地盤ばねモデル (SRモデル)	—	EL -0.3m
	1号機 廃棄物 処理建物	—	—	(引下げ, 引上げ) 一次元波動論 E+F+P	—	—	—	EL 5.0m	地盤ばねモデル (SRモデル)	—	EL 5.0m
	1号機 排気筒	直接入力	—	(引下げ, 引上げ) 一次元波動論 E+F+P	(引下げ, 引上げ) 一次元波動論 E+F+P	2号機排気筒の 評価手法と 合わせる	—	EL 0.0m	地盤ばねモデル (立体架構モデル)		EL 0.0m
	サイトバンカ 建物	直接入力	—	直接入力*6	—	—	—	—	地盤ばねモデル (SRモデル)	—	EL 7.3m
	サイトバンカ 建物 (増築部)	—	—	直接入力*6	—	—	—	—	基礎固定モデル	—	EL 7.3m
	排気筒モニタ室	—	—	排気筒の基礎上 の地震応答解析 結果を用いる*7	—	—	—	—	基礎固定モデル	—	EL 8.8m (排気筒基礎上)
燃料移送 ポンプエリア 電巻防護 対策設備	—	—	排気筒の基礎上 の地震応答解析 結果を用いる*7	—	—	—	—	基礎固定モデル	—	EL 8.7m (排気筒基礎上)	

注記*1 : 排気筒の既工認は、改造工認(平成25年)を示す。

*2 : 高台のEL 44m 盤に設置された埋込みを有しない建物であることから、「2E」とする。

*3 : 高台のEL 50m 盤に設置された埋込みを有しない建物であることから、「2E」とする。

*4 : 水平方向の相互作用モデルにおいて、側面地盤ばねは考慮しない。

*5 : 代表的な設置レベルを示す。

*6 : EL 8.5m 盤に設置された埋込みを有しない建物であり、解放基盤相当(Vs=1600m/s)に支持されていることから、既工認(サイトバンカ建物(増築部))においてはサイトバンカ建物と同様に直接入力とする。

*7 : 排気筒の基礎上に設置されている建物・構築物であるため、排気筒の地震応答解析によって得られる基礎上の応答を入力地震動として用いる。

*8 : 2次元 FEMモデルの切欠き地盤の表面応答であるため「2E」と表記しているが、建物の埋込みによる切欠き地盤を詳細にモデル化しているため、埋込みと切欠きの影響は入力地震動に考慮されている。

注1 : 「E+F+P」は地盤の切欠き力の影響を考慮した建物基礎底面位置の地震動を表す。

注2 : 「2E」は地盤表面の地震動を表す。

表 3-2(1) 入力地震動の評価手法の比較 (土木構造物)

土木構造物		入力地震動の評価手法					土木構造物の地震応答解析モデル		
		既工認		今回工認		入力地震動出力位置*1	相互作用モデル		土木構造物の設置レベル*2
		水平	鉛直	水平	鉛直		水平	鉛直	
屋外重要土木構造物	取水槽	(引下げ, 引上げ) 一次元波動論 2E	—	(引下げ, 引上げ) 一次元波動論 2E	(引下げ, 引上げ) 一次元波動論 2E	EL -65.0m	地盤-構造物連成系の 2次元FEMモデル		EL -10.75m
	屋外配管ダクト (タービン建物 ~排気筒)	(引下げ, 引上げ) 一次元波動論 2E	—	(引下げ, 引上げ) 一次元波動論 2E	(引下げ, 引上げ) 一次元波動論 2E	EL -30.0m	地盤-構造物連成系の 2次元FEMモデル		EL 5.2m
	B-ディーゼル燃料貯蔵 タンク格納槽	—	—	(引下げ, 引上げ) 一次元波動論 2E	(引下げ, 引上げ) 一次元波動論 2E	EL -35.0m	地盤-構造物連成系の 2次元FEMモデル		EL 8.85m
	屋外配管ダクト (B-ディーゼル燃料 貯蔵タンク~原子炉建物)	—	—	(引下げ, 引上げ) 一次元波動論 2E	(引下げ, 引上げ) 一次元波動論 2E	EL -20.0m	地盤-構造物連成系の 2次元FEMモデル		EL 11.011m
	屋外配管ダクト (タービン建物~放水槽)	—	—	(引下げ, 引上げ) 一次元波動論 2E	(引下げ, 引上げ) 一次元波動論 2E	EL -30.0m	地盤-構造物連成系の 2次元FEMモデル		EL 1.6m
	取水管	—	—	(引下げ, 引上げ) 一次元波動論 2E	(引下げ, 引上げ) 一次元波動論 2E	EL -100.0m	地盤-構造物連成系の 2次元FEMモデル		EL -17.812m
	取水口	—	—	(引下げ, 引上げ) 一次元波動論 2E	(引下げ, 引上げ) 一次元波動論 2E	EL -100.0m	地盤-構造物連成系の 2次元FEMモデル		EL -22.0m
津波防護施設	防波壁 (多重鋼管杭式擁壁)	—	—	(引下げ, 引上げ) 一次元波動論 2E	(引下げ, 引上げ) 一次元波動論 2E	EL -50.0m	地盤-構造物連成系の 2次元FEMモデル		EL -19.1m
	防波壁 (逆T擁壁)	—	—	(引下げ, 引上げ) 一次元波動論 2E	(引下げ, 引上げ) 一次元波動論 2E	EL -50.0m	地盤-構造物連成系の 2次元FEMモデル		EL 8.0m
	防波壁 (波返重力擁壁)	—	—	(引下げ, 引上げ) 一次元波動論 2E	(引下げ, 引上げ) 一次元波動論 2E	EL -50.0m	地盤-構造物連成系の 2次元FEMモデル		EL -13.0m
	1号機取水槽流路縮小工 (北側壁含む)	—	—	(引下げ, 引上げ) 一次元波動論 2E	(引下げ, 引上げ) 一次元波動論 2E	EL -85.0m	地盤-構造物連成系の 2次元FEMモデル		EL -6.575m (北側壁:EL -8.2m)
	防波壁通路防波扉 (1号機北側)	—	—	(引下げ, 引上げ) 一次元波動論 2E	(引下げ, 引上げ) 一次元波動論 2E	EL -50.0m	地盤-構造物連成系の 2次元FEMモデル		EL -15.9m
	防波壁通路防波扉 (2号機北側)	—	—	(引下げ, 引上げ) 一次元波動論 2E	(引下げ, 引上げ) 一次元波動論 2E	EL -50.0m	地盤-構造物連成系の 2次元FEMモデル		EL -12.4m
	防波壁通路防波扉 (荷揚場南)	—	—	(引下げ, 引上げ) 一次元波動論 2E	(引下げ, 引上げ) 一次元波動論 2E	EL -50.0m	地盤-構造物連成系の 2次元FEMモデル		EL -3.9m
	防波壁通路防波扉 (3号機東側)	—	—	(引下げ, 引上げ) 一次元波動論 2E	(引下げ, 引上げ) 一次元波動論 2E	EL -50.0m	地盤-構造物連成系の 2次元FEMモデル		EL 6.5m
重要SA施設	第1ベントフィルタ 格納槽	—	—	(引下げ, 引上げ) 一次元波動論 2E	(引下げ, 引上げ) 一次元波動論 2E	EL -35.0m	地盤-構造物連成系の 2次元FEMモデル		EL 1.7m
	低圧原子炉代替注水 ポンプ格納槽	—	—	(引下げ, 引上げ) 一次元波動論 2E	(引下げ, 引上げ) 一次元波動論 2E	EL -35.0m	地盤-構造物連成系の 2次元FEMモデル		EL -0.3m
	緊急時対策所用 燃料地下タンク	—	—	(引下げ, 引上げ) 一次元波動論 2E	(引下げ, 引上げ) 一次元波動論 2E	EL 35.0m	地盤-構造物連成系の 2次元FEMモデル		EL 46.8m
	ガスタービン発電機用 軽油タンク基礎	—	—	(引下げ, 引上げ) 一次元波動論 2E*3	(引下げ, 引上げ) 一次元波動論 2E*3	EL 45.8m	地盤ばねモデル (SRモデル)	地盤ばねモデル (底面鉛直ばね モデル)	EL 45.8m
	屋外配管ダクト (ガスタービン発電機用軽油 タンク~ガスタービン 発電機)	—	—	(引下げ, 引上げ) 一次元波動論 2E	(引下げ, 引上げ) 一次元波動論 2E	EL 40.0m	地盤-構造物連成系の 2次元FEMモデル		EL 45.7m

注記*1: 地震応答解析モデル (2次元FEMモデル又は地盤ばねモデル) のモデル下端位置を示す。

*2: 代表的な設置レベルを示す。

*3: 高台のEL 44m 盤に設置された埋込みを有しない土木構造物であることから、「2E」とする。

注: 「2E」は、地盤-構造物連成モデルに入力する、地盤の入射波の2倍の地震動を示す。

表 3-2(2) 入力地震動の評価手法の比較 (土木構造物)

土木構造物		入力地震動の評価手法					土木構造物の地震応答解析モデル		
		既工認		今回工認		入力地震動 出力位置*1	相互作用モデル		土木構造物の 設置レベル*2
		水平	鉛直	水平	鉛直		水平	鉛直	
波 及 的 影 響 を 及 ぼ す お そ れ の あ る 施 設	免震重要棟遮蔽壁	—	—	(引下げ, 引上げ) 一次元波動論 2E	(引下げ, 引上げ) 一次元波動論 2E	EL 30.0m	地盤-構造物連成系の 2次元FEMモデル		EL 43.85m (杭下端レベル)
	復水貯蔵タンク遮蔽壁	—	—	(引下げ, 引上げ) 一次元波動論 2E	(引下げ, 引上げ) 一次元波動論 2E	EL -100.0m	地盤-構造物連成系の 2次元FEMモデル		EL 15.3m
	取水槽循環水ポンプエリア 竜巻防護対策設備	—	—	取水槽の地震応答 解析結果を 用いる*3	取水槽の地震応答 解析結果を 用いる*3	—	—		EL 8.8m (取水槽上)
	取水槽海水ポンプエリア 竜巻防護対策設備	—	—	取水槽の地震応答 解析結果を 用いる*3	取水槽の地震応答 解析結果を 用いる*3	—	—		EL 8.8m (取水槽上)
	取水槽海水ポンプ エリア防水壁	—	—	取水槽の地震応答 解析結果を 用いる*3	取水槽の地震応答 解析結果を 用いる*3	—	—		EL 8.8m (取水槽上)
	1号機取水槽ビット部	—	—	(引下げ, 引上げ) 一次元波動論 2E	(引下げ, 引上げ) 一次元波動論 2E	EL -85.0m	地盤-構造物連成系の 2次元FEMモデル		EL 0.7m

注記*1 : 地震応答解析モデル (2次元FEMモデル又は地盤ばねモデル) のモデル下端位置を示す。

*2 : 代表的な設置レベルを示す。

*3 : 取水槽に設置される土木構造物であるため, 取水槽の地震応答解析による応答値を基に算定した静的震度を用いる。

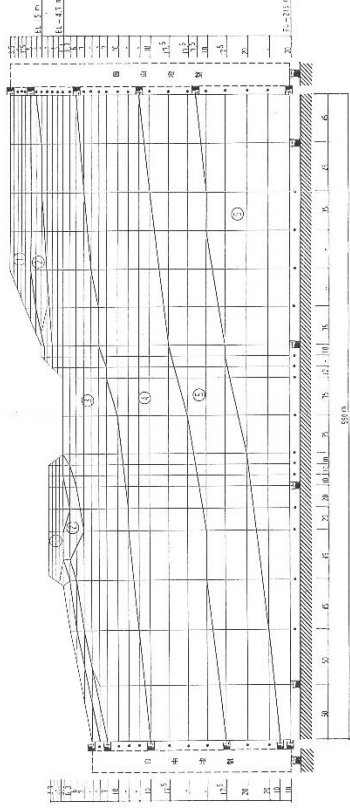
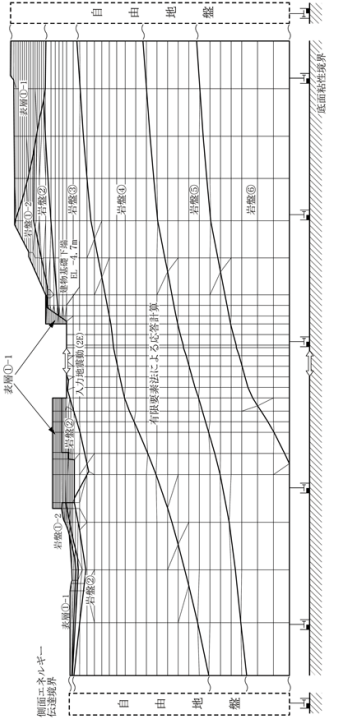
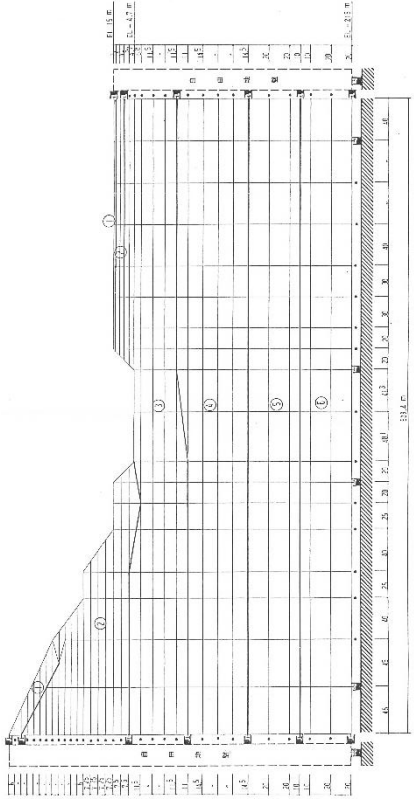
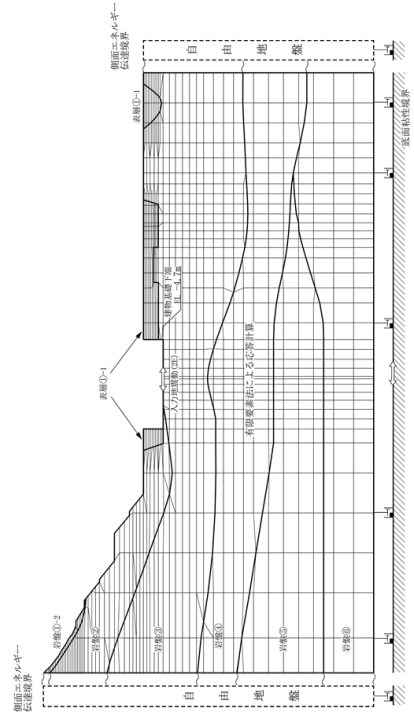
注 : 「2E」は, 地盤-構造物連成モデルに入力する, 地盤の入射波の2倍の地震動を示す。

表 3-3 原子炉建物の地震応答解析に用いる入力地震動の評価手法の比較（主な解析条件）

	既工認	今回工認
入力地震動の評価（概要）	<p>(N S方向)</p>	<p>(N S方向)</p> <p>※解放基盤表面から EL -215m までの 1次元モデルは既工認と同じ。</p>
評価手法		
解析方法	周波数応答解析	同左
入力地震動の算定方法 [計算機コード]	<ul style="list-style-type: none"> 引下げ：一次元波動論[SHAKE] 引上げ：2次元FEM解析 [VESL-DYN] 	<ul style="list-style-type: none"> 引下げ：一次元波動論[SHAKE] 引上げ：2次元FEM解析 [SuperFLUSH]
入力地震動の解析モデル		
モデル化範囲	<ul style="list-style-type: none"> 引下げ：解放基盤表面(EL -10m)から EL -215m までをモデル化 引上げ：幅は約 600m の範囲とし、高さは EL -215m 以浅をモデル化 	<ul style="list-style-type: none"> 引下げ：同左 引上げ：同左
速度層区分	建設時の地質調査結果に基づき設定	建設時の地質調査結果に加えて、建設時以降の敷地内の追加地質調査結果（ボーリング、PS検層）に基づき設定
地盤物性値* ¹	<ul style="list-style-type: none"> 岩盤については、建設時の地質調査結果に基づき設定 表層地盤については、文献⁽¹⁾に基づく標準的な砂質土のひずみ依存性を考慮した等価物性値を設定 	<ul style="list-style-type: none"> 同左 表層地盤については、地震動レベル及び試験結果に基づく埋戻土のひずみ依存性を考慮した等価物性値を設定
境界条件* ² (2次元FEM)	<ul style="list-style-type: none"> 底面：粘性境界 側面：粘性境界 	<ul style="list-style-type: none"> 底面：粘性境界 側面：エネルギー伝達境界※ <p>※側方地盤への波動の逸散をより詳細に評価する境界条件に変更</p>
入力地震動出力位置	EL -4.7m	同左
備考	建設工認 第1回 添付書類IV-2-4-1 「原子炉建物の地震応答計算書」による	今回工認 添付書類VI-2-2-2 「原子炉建物の地震応答計算書」による
地震応答解析モデル		
相互作用モデル	水平：地盤ばねモデル (SR モデル) 鉛直：—	水平：地盤ばねモデル (SR モデル) 鉛直：地盤ばねモデル (底面鉛直ばねモデル)
建物設置レベル	EL -4.7m	同左

注記* 1：今回工認の入力地震動評価で用いる地盤物性値を表 3-5 に示す。
 * 2：2次元FEM解析モデル側面の境界条件を参考資料-1 に示す。

表 3-4 原子炉建物の地震応答解析に用いる入力地震動の解析モデルの比較 (2次元 FEM 解析モデル)

	既工認	今回工認
NS		
EW		

注1：今回工認モデルでは建物基礎底面レベルの振動を同一とするため、建物基礎底面レベルの平面を保持する拘束条件を設けている。
また、建物床レベルの水平変位を同一とするため、切欠き地盤側面には水平変位を保持する拘束条件を設けている。

注2：既工認モデルと今回工認モデルによる入力地震動の比較を添付資料-2に示す。

3.2 地盤の物性値

今回工認の入力地震動評価で用いる地盤物性値を表 3-5 に、地盤物性の不確かさを考慮した解析用地盤物性値を表 3-6 に、表層地盤 (①-1 : 埋戻土) のせん断剛性及び減衰定数のひずみ依存性と等価物性値の設定の考え方を、既工認と比較して表 3-7 に示す。

埋戻土の剛性と減衰のひずみ依存性は、既工認では文献⁽¹⁾に基づく標準的な砂質土のひずみ依存性としていたが、今回工認では試験結果に基づくひずみ依存性に変更する。表層地盤を除く岩盤 (①-2~⑥) の地盤物性値は、既工認で設定した値を用いる。

なお、島根原子力発電所の建物・構築物の支持地盤は硬質岩盤であるため、既工認において、表層地盤のみ地震動レベルに応じた非線形性を考慮することとし、表層地盤の物性値の変動による入力地震動に対する影響は小さいと判断していたことを踏まえ、剛性及び減衰定数はそれぞれの地震動レベル (S s, S d) に対してモデルの要素の大きさを考慮した等価物性値 (一定値) を設定する。

また、地震応答解析においては、表 3-5 に示す物性値を基本ケースとし、地盤物性の不確かさを考慮する。地盤物性の不確かさ (岩盤) については、「NS2-補-023-01 地盤の支持性能について」に示すとおり、地盤調査結果の平均値を基に設定した基本ケースの S 波速度及び P 波速度に対して標準偏差に相当するばらつき ($\pm\sigma$) を考慮して設定する。なお、表層地盤①-1 の地盤物性値の不確かさについては、P S 検層の結果により設定した岩盤①-2~⑥の変動係数 (岩盤①-2~② : $\pm 20\%$, 岩盤③~⑥ : $\pm 10\%$) に基づき、 $\pm 20\%$ を変動係数として設定する。

表 3-5 今回工認の入力地震動評価で用いる地盤物性値

層番号*1		S波速度 V _s (m/s)	P波速度 V _p (m/s)	単位体積 重量*2 γ (kN/m ³)	ポアソン比 ν	せん断 弾性係数*2 G (×10 ⁵ kN/m ²)	減衰定数 h (%)
表層①-1	S s	127*3	422*3	20.7	0.45	0.341*3	8*3
	S d	156*3	516*3	20.7	0.45	0.512*3	7*3
岩盤①-2		250	800	20.6	0.446	1.31	3*4
岩盤②		900	2100	23.0	0.388	19.0	3*4
岩盤③		1600	3600	24.5	0.377	64.0	3
岩盤④		1950	4000	24.5	0.344	95.1	3
岩盤⑤		2000	4050	26.0	0.339	105.9	3
岩盤⑥		2350	4950	27.9	0.355	157.9	3

注記*1：層番号は解析モデル図(表3-4)を参照

*2：単位体積重量及びせん断弾性係数については、今回工認では既工認の値（MKS単位系）を単位換算（SI単位系）した値を示す。

*3：地震動レベル及び試験結果に基づく埋戻土のひずみ依存性を考慮した等価物性値

*4：既工認では、慣用値として5%としていたが、今回工認では他の岩盤（③～⑥）と同様に3%とする。

表 3-6 地盤物性の不確かさを考慮した解析用地盤物性値

(a) S波速度

層番号		地盤のS波速度 V_s (m/s)		
		基本ケース	+ σ 相当	- σ 相当
表層①-1	S s	127	153	102
	S d	156	187	125
岩盤①-2		250	300	200
岩盤②		900	1080	720
岩盤③		1600	1760	1440
岩盤④		1950	2145	1755
岩盤⑤		2000	2200	1800
岩盤⑥		2350	2585	2115

(b) P波速度

層番号		地盤のP波速度 V_p (m/s)		
		基本ケース	+ σ 相当	- σ 相当
表層①-1	S s	422	506	338
	S d	516	620	413
岩盤①-2		800	960	640
岩盤②		2100	2520	1680
岩盤③		3600	3960	3240
岩盤④		4000	4400	3600
岩盤⑤		4050	4455	3645
岩盤⑥		4950	5445	4455

表 3-7 表層地盤のせん断剛性及び減衰定数のひずみ依存性と等価物性値の設定の考え方

	既工認	今回工認		
埋戻土のせん断剛性及び減衰定数のひずみ依存性				
設定根拠	文献 ⁽¹⁾ に基づく標準的な砂質土のひずみ依存性	埋戻土における動的変形試験結果により設定したひずみ依存性		
評価フロー	<p>2号機原子炉建物の一次元モデルに基づき設定</p> <p>表層地盤の初期せん断弾性係数(G_0), ひずみ依存性($G/G_0-\gamma, h-\gamma$)を設定</p> <p>等価線形解析による収束計算 ← 基準地震動 S1, S2</p> <p>等価線形解析の概念図</p> <p>表層地盤の有効ひずみ, 剛性及び減衰</p> <p>G(平均)$=\Sigma H_i G_i / \Sigma H_i$ 剛性低下率$=G$(平均)$/G_0$ ※剛性低下率は S1, S2 共通とし、表層地盤の3層の平均値に基づき設定</p>	<p>2号機原子炉建物の NS 方向及び EW 方向の 2 次元 FEM モデルに基づき設定</p> <p>表層地盤の拘束圧依存性を考慮した初期せん断弾性係数(G_0), ひずみ依存性($G/G_0-\gamma, h-\gamma$)を設定</p> <p>等価線形解析の概念図</p> <p>等価線形解析による収束計算 ← 基準地震動 S s, 弾性設計用地震動 S d</p> <p>各要素の収束値を要素面積の重み付け平均することにより地震動ごとの剛性低下率及び減衰定数を算定し、S s 及び S d それぞれで平均化することにより、地震動レベルに応じた等価物性値を設定</p> <p>2号機原子炉建物の 2 次元 FEM で算定した等価物性値を各建物の表層地盤の物性値にも設定</p>		
等価物性値	基準地震動 S 1, S 2		基準地震動 S s, 弾性設計用地震動 S d	
	せん断剛性 (G)	減衰定数 (h)	せん断剛性 (G)	減衰定数 (h)
	0.65 (t/cm ²) (剛性低下率 G/G_0 0.485)	5% (慣用値)	表 3-5 参照 (等価物性値の設定方法については、別紙-1 参照)	

4. 入力地震動に関する検討

4.1 表層地盤の物性値に関する検討

(1) 検討概要

入力地震動を算定する際の表層地盤①-1の物性値については、既工認において表層地盤の物性値の変動による入力地震動に対する影響は小さいと判断していたことを踏まえ、基準地震動 S_s 及び弾性設計用地震動 S_d それぞれの地震動レベルに応じた一定値を設定することとしている。

本検討では、建物の規模や施設の重要性を踏まえて原子炉建物を代表として、表層地盤①-1のひずみ依存特性を考慮した等価線形解析（以下「等価線形解析ケース」という。）より得られた水平方向の入力地震動と表層地盤①-1を等価物性値とした線形解析（以下「今回工認ケース」という。）より得られた水平方向の入力地震動を比較し、今回工認ケースにおける表層地盤の物性値に関する設定方法の妥当性を確認する。

今回工認ケースと等価線形解析ケースの入力地震動を比較し、地震動レベルに応じた一定値を設定することによる入力地震動評価への影響があると判断された場合は、等価線形解析ケースによる入力地震動を用いた地震応答解析により、建物・構築物及び機器・配管系への影響検討を実施する。

なお、本検討は、地震動により収束物性値が異なることから、基準地震動 S_s 及び弾性設計用地震動 S_d の全波に対して影響を確認することとする。

(2) 検討条件

a. 表層地盤①-1の物性値の設定

(a) 今回工認ケース

今回工認ケースに用いる等価物性値を以下に示す。等価物性値の設定については、「別紙-1 表層地盤の等価物性値の設定について」に示す。

イ. 初期せん断弾性係数 G_0

初期せん断弾性係数は、拘束圧依存性を考慮した各要素の初期せん断弾性係数を要素面積に応じて重み付け平均した値とする。

$$G_0 = 1.707 \times 10^2 \text{ (N/mm}^2\text{)}$$

ロ. 剛性低下率 G/G_0

今回工認ケースで設定している剛性低下率 G/G_0 を表4-1に示す。

表4-1 剛性低下率 G/G_0

基準地震動 S_s	弾性設計用地震動 S_d
0.2	0.3

ハ. 減衰定数 h

今回工認ケースで設定している減衰定数 h を表4-2に示す。

表4-2 減衰定数 h

基準地震動 S_s	弾性設計用地震動 S_d
0.08	0.07

(b) 等価線形解析ケース

等価線形解析ケースに用いる物性値を以下に示す。物性値については、VI-2-1-3「地盤の支持性能に係る基本方針」に記載の解析用物性値の算定式を用いることとする。

イ. 初期せん断弾性係数 G_0

初期せん断弾性係数は、拘束圧依存性を考慮して、以下の式により要素ごとに算定する。

$$G_0 = 749 \times \sigma_m'{}^{0.66} \quad (\text{N/mm}^2)$$

ここで、

$$\sigma_m' = (1+2K) \cdot \sigma_v' / 3 : \text{平均拘束圧 (N/mm}^2)$$

$$\sigma_v' = \gamma \cdot H / 10^6 : \text{上載荷重 (N/mm}^2)$$

K : 静止土圧係数 (=0.5 : 慣用値)

γ : 単位体積重量 (=20.7×10³N/m³)

H : 各要素の中心深さ (m)

ν : 動ポアソン比 (=0.45)

ロ. 剛性低下率 G/G_0

剛性低下率 G/G_0 のひずみ依存特性は、以下の式により算定する。

$$\frac{G}{G_0} = \frac{1}{1 + \gamma / 0.00027}$$

ここで、 γ : せん断ひずみ

ハ. 減衰定数 h

減衰定数 h のひずみ依存特性は、以下の式により算定する。

$$h = \frac{0.0958 \gamma}{\gamma + 0.00020}$$

ここで、 γ : せん断ひずみ

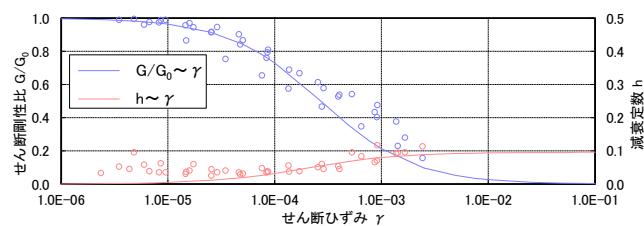


図 4-1 $G/G_0 - \gamma$ 関係及び $h - \gamma$ 関係

b. 解析モデル

本検討に用いる2次元FEMモデルを図4-2に、地盤物性値を表4-3に示す。

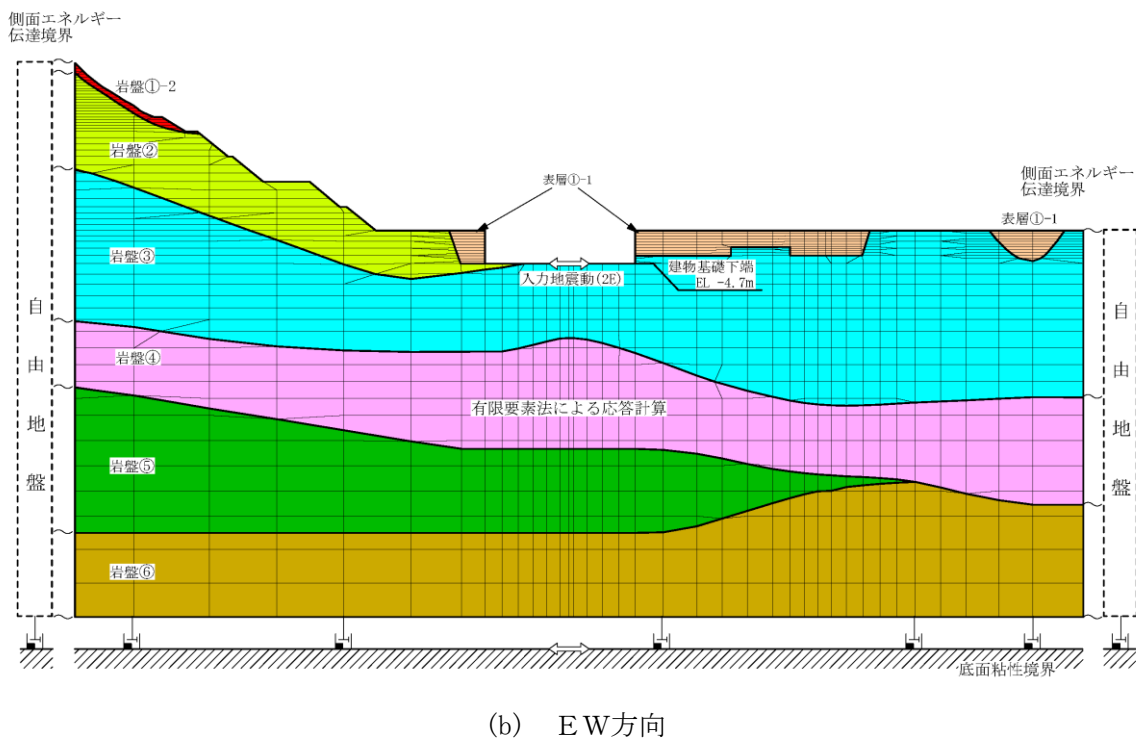
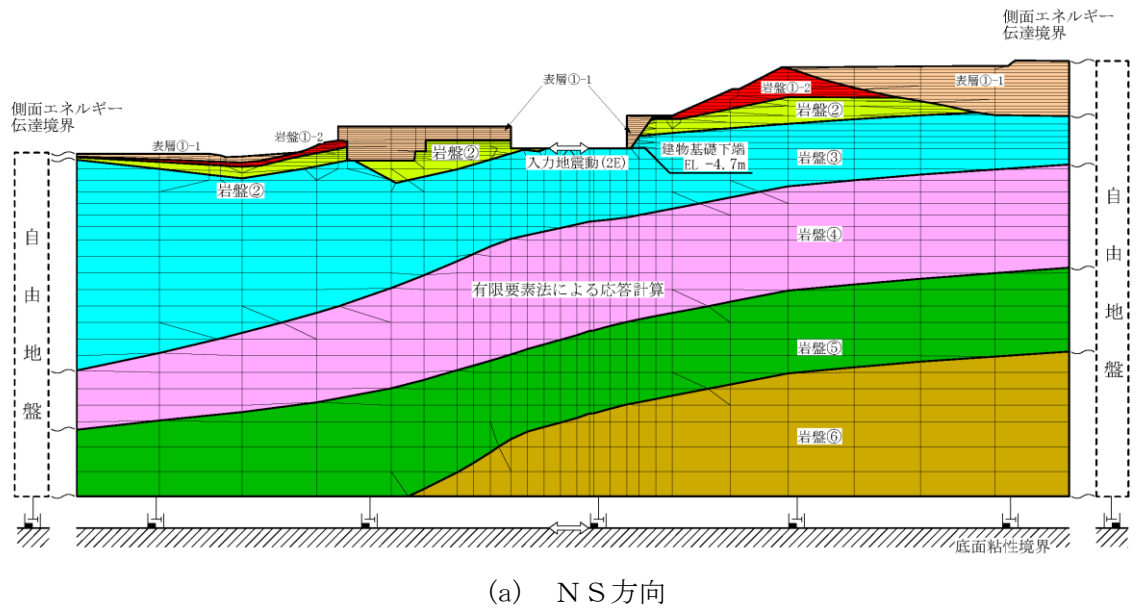


図4-2 2次元FEMモデル(原子炉建物)

表 4-3 地盤物性値

(a) 今回工認ケース

層番号		S波速度 V _s (m/s)	P波速度 V _p (m/s)	単位体積重量 γ (kN/m ³)	ポアソン比 ν	せん断弾性係数 G (×10 ⁵ kN/m ²)	減衰定数 h (%)
表層 ①-1	S s	127*	422*	20.7	0.45	0.341*	8*
	S d	156*	516*	20.7	0.45	0.512*	7*
岩盤①-2		250	800	20.6	0.446	1.31	3
岩盤②		900	2100	23.0	0.388	19.0	3
岩盤③		1600	3600	24.5	0.377	64.0	3
岩盤④		1950	4000	24.5	0.344	95.1	3
岩盤⑤		2000	4050	26.0	0.339	105.9	3
岩盤⑥		2350	4950	27.9	0.355	157.9	3

注記*：地震動レベル及び試験結果に基づく埋戻土のひずみ依存性を考慮した等価物性値
(4.1(2)a. (a)参照)

(b) 等価線形解析ケース

層番号		S波速度 V _s (m/s)	P波速度 V _p (m/s)	単位体積重量 γ (kN/m ³)	ポアソン比 ν	せん断弾性係数 G (×10 ⁵ kN/m ²)	減衰定数 h (%)
表層 ①-1	S s	*	*	20.7	0.45	*	*
	S d	*	*	20.7	0.45	*	*
岩盤①-2		250	800	20.6	0.446	1.31	3
岩盤②		900	2100	23.0	0.388	19.0	3
岩盤③		1600	3600	24.5	0.377	64.0	3
岩盤④		1950	4000	24.5	0.344	95.1	3
岩盤⑤		2000	4050	26.0	0.339	105.9	3
岩盤⑥		2350	4950	27.9	0.355	157.9	3

注記*：ひずみ依存性を要素ごとに考慮した物性値 (4.1(2)a. (b)参照)

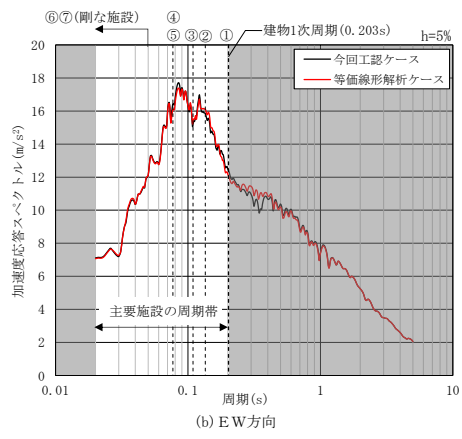
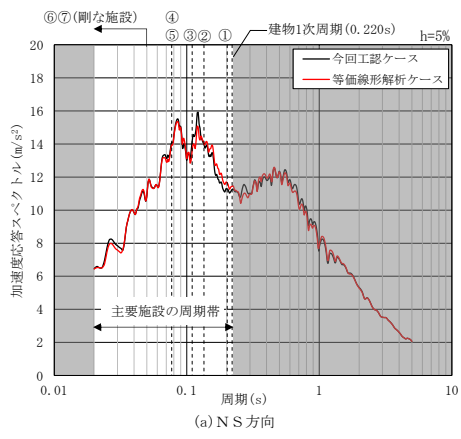
(3) 検討結果

図 4-3 及び図 4-4 に入力地震動の加速度応答スペクトルの比較及び主要施設の固有周期を示す。今回工認ケースの入力地震動は等価線形解析による入力地震動の加速度応答スペクトルと比較すると、主要施設の周期帯（図中のグレーハッチング以外の部分）で概ね一致しており、有意な差がないことから、表層地盤①-1 の地盤物性値の変動が入力地震動に及ぼす影響は小さいと判断できるため、今回工認ケースにおいて、表層地盤①-1 の物性値を一定値とする設定方法は妥当である。

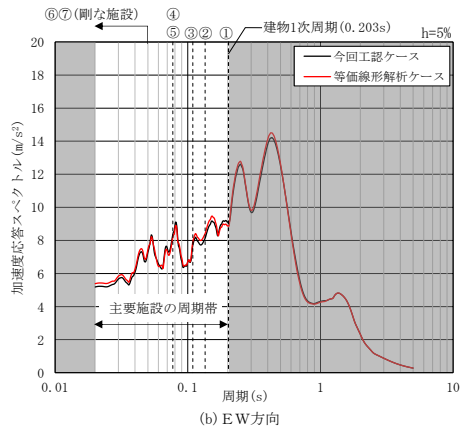
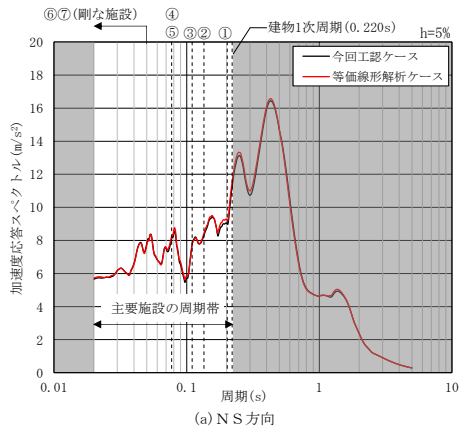
表層地盤①-1 の地盤物性値の変動が入力地震動に及ぼす影響が小さい要因として、島根原子力発電所の建物・構築物が硬質岩盤に支持されており、表層地盤①-1 の分布する領域が地盤全体に対して限定的であること及び建物直下地盤である岩盤③と比較して、表層地盤①-1 の地盤剛性は 10^{-2} 倍程度と小さいことから、表層地盤①-1 の剛性の変動が地盤全体の剛性に寄与する割合は小さく、建物直下地盤に与える影響が軽微であると考えられる。

- 主要施設の名称
- ① 制御棒の挿入性 (燃料集合体)
 - ② 炉心支持構造物 (炉心シュラウド)
 - ③ 原子炉圧力容器
 - ④ 残留熱除去系配管*
 - ⑤ 主蒸気系配管*
 - ⑥ 残留熱除去ポンプ
 - ⑦ 原子炉格納容器

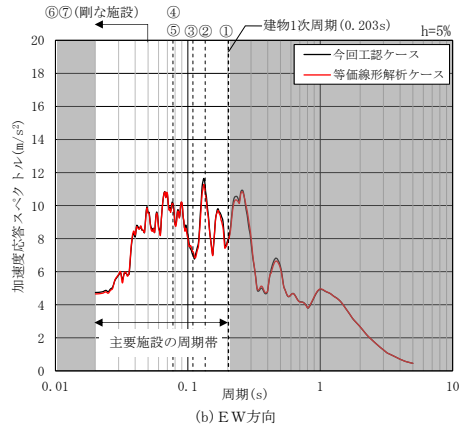
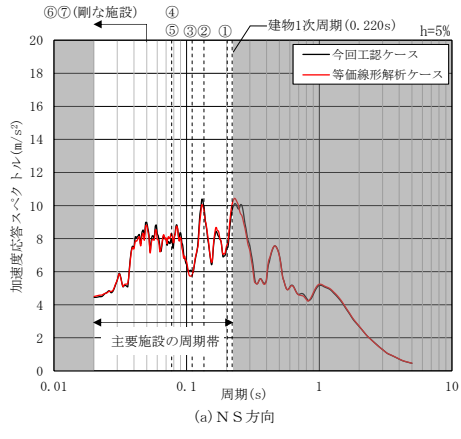
注記*: 配管は設計進捗により固有周期が変更となる可能性があるが、着目する周期帯に変更はない。



(1) S s - D



(2) S s - N 1

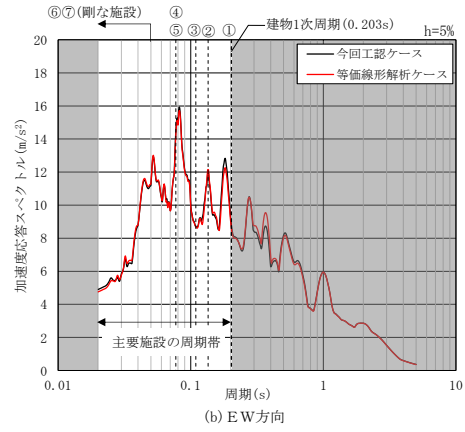
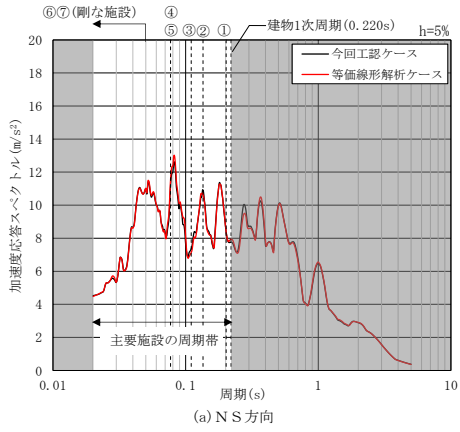


(3) S s - N 2 N S

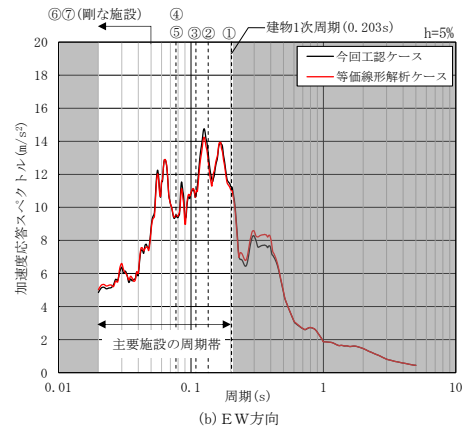
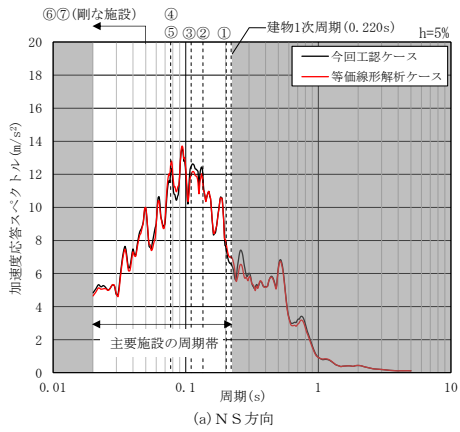
図 4-3(1) 入力地震動の加速度応答スペクトルの比較 (原子炉建物, 基準地震動 S s)

- 主要施設の名称
- ① 制御棒の挿入性 (燃料集合体)
 - ② 炉心支持構造物 (炉心シュラウド)
 - ③ 原子炉圧力容器
 - ④ 残留熱除去系配管*
 - ⑤ 主蒸気系配管*
 - ⑥ 残留熱除去ポンプ
 - ⑦ 原子炉格納容器

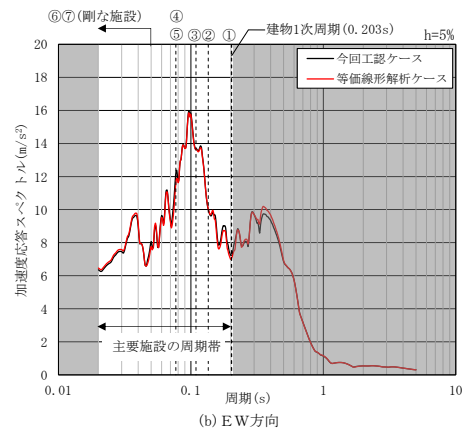
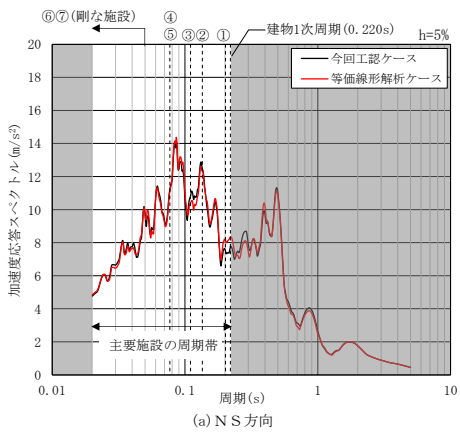
注記*：配管は設計進捗により固有周期が変更となる可能性があるが、着目する周期帯に変更はない。



(4) S s - N 2 EW



(5) S s - F 1

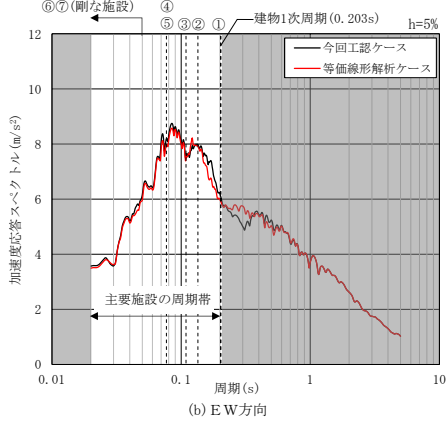
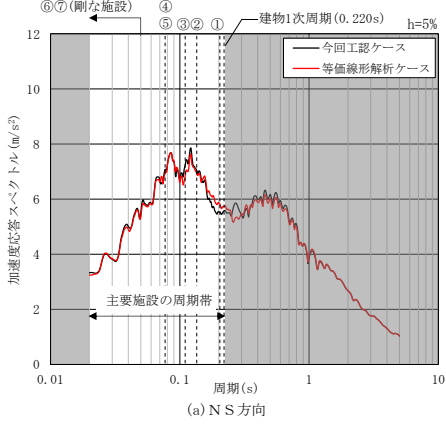


(6) S s - F 2

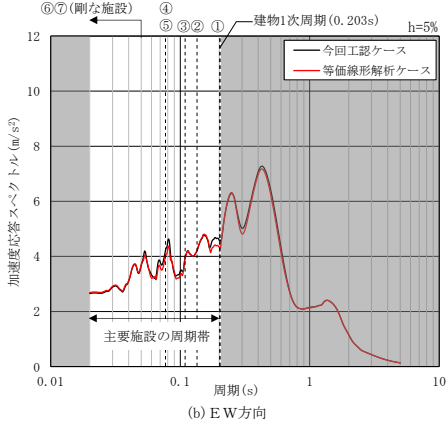
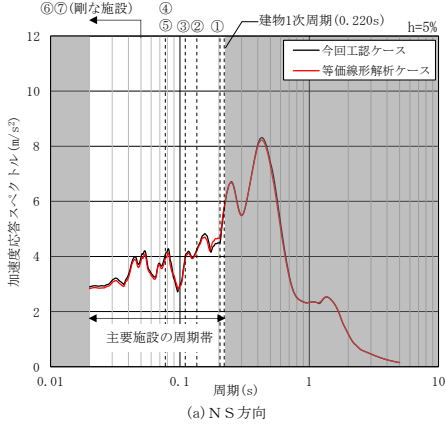
図 4-3(2) 入力地震動の加速度応答スペクトルの比較
(原子炉建物, 基準地震動 S s)

- 主要施設の名称
- ① 制御棒の挿入性 (燃料集合体)
 - ② 炉心支持構造物 (炉心シュラウド)
 - ③ 原子炉圧力容器
 - ④ 残留熱除去系配管*
 - ⑤ 主蒸気系配管*
 - ⑥ 残留熱除去ポンプ
 - ⑦ 原子炉格納容器

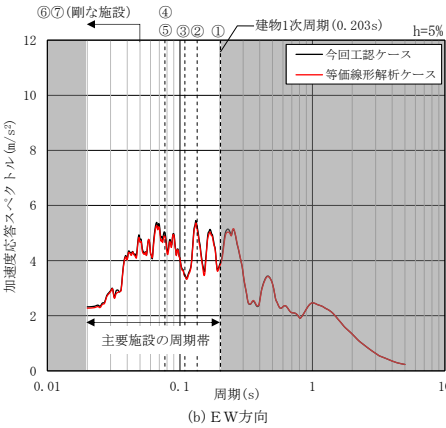
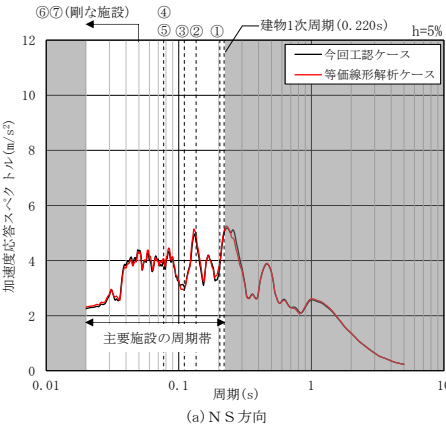
注記*: 配管は設計進捗により固有周期が変更となる可能性があるが、着目する周期帯に変更はない。



(1) S d - D



(2) S d - N 1

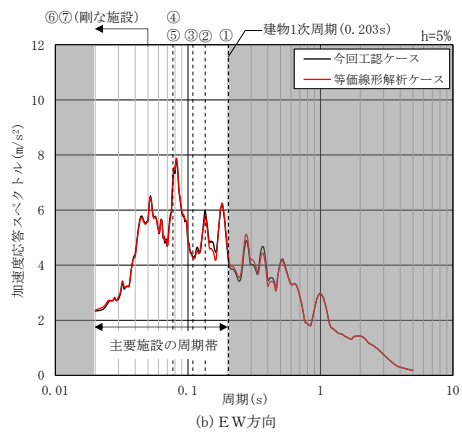
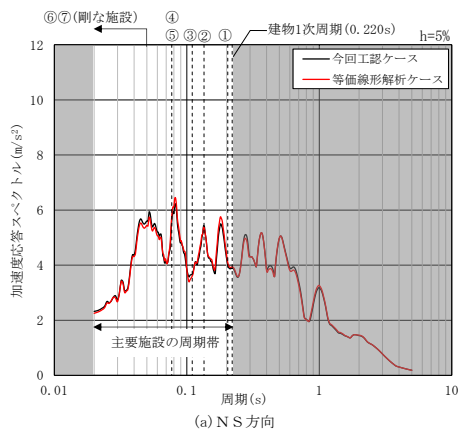


(3) S d - N 2 N S

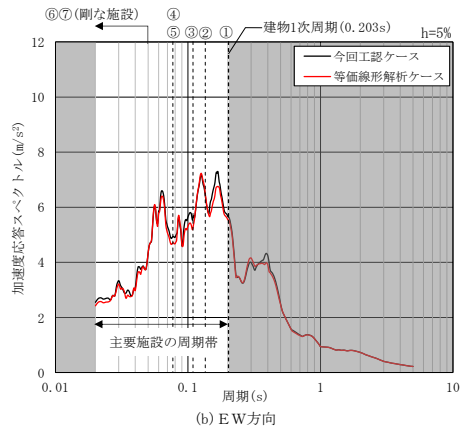
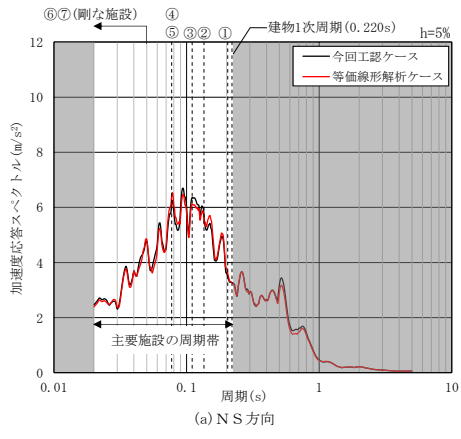
図 4-4(1) 入力地震動の加速度応答スペクトルの比較
(原子炉建物, 弾性設計用地震動 S d)

- 主要施設の名称
- ① 制御棒の挿入性 (燃料集合体)
 - ② 炉心支持構造物 (炉心シュラウド)
 - ③ 原子炉圧力容器
 - ④ 残留熱除去系配管*
 - ⑤ 主蒸気系配管*
 - ⑥ 残留熱除去ポンプ
 - ⑦ 原子炉格納容器

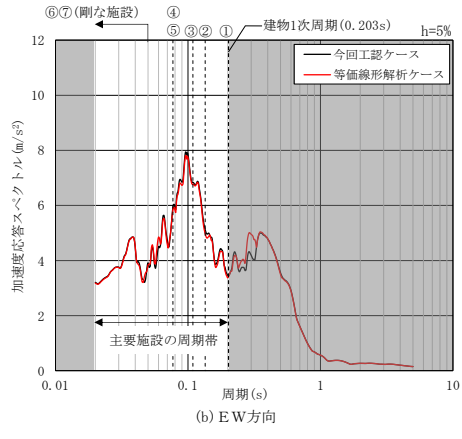
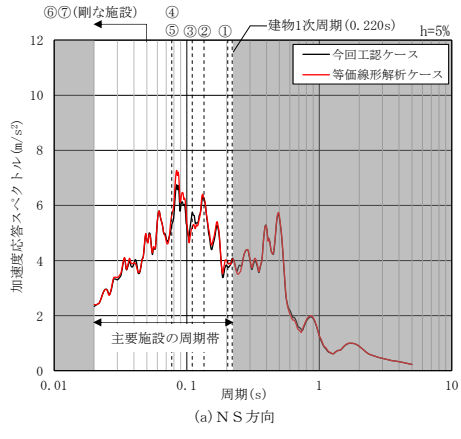
注記*: 配管は設計進捗により固有周期が変更となる可能性があるが、着目する周期帯に変更はない。



(4) S d - N 2 E W



(5) S d - F 1

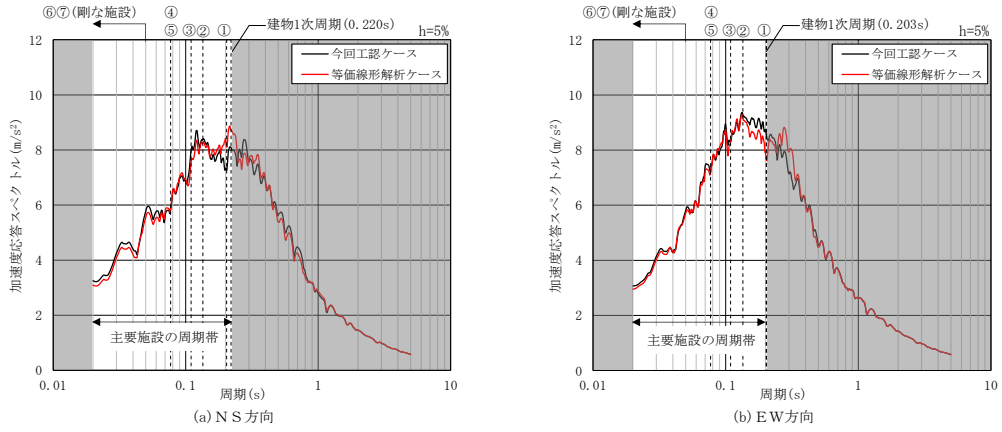


(6) S d - F 2

図 4-4(2) 入力地震動の加速度応答スペクトルの比較
(原子炉建物, 弾性設計用地震動 S d)

- 主要施設の名称
- ①制御棒の挿入性 (燃料集合体)
 - ②炉心支持構造物 (炉心シュラウド)
 - ③原子炉圧力容器
 - ④残留熱除去系配管*
 - ⑤主蒸気系配管*
 - ⑥残留熱除去ポンプ
 - ⑦原子炉格納容器

注記*: 配管は設計進捗により固有周期が変更となる可能性があるが、着目する周期帯に変更はない。



(7) S d - 1

図 4-4 (3) 入力地震動の加速度応答スペクトルの比較
(原子炉建物, 弾性設計用地震動 S d)

(4) 保守性に関する詳細検討

本検討において、表層地盤①-1の地盤物性値の変動が入力地震動に及ぼす影響は小さいことを示したが、一部のケースにおいて、今回工認ケースよりも等価線形解析ケースの応答が大きくなる周期帯があることを確認した。

ここでは、主要施設の周期帯において、今回工認ケースに対する等価線形解析ケースの応答比率が最も大きくなったケース（弾性設計用地震動Sd-1, NS方向）に対して、後述する「4.5 観測記録を用いたシミュレーション解析による入力地震動評価に関する検証」にて示す入力地震動評価用の地盤モデルが有する保守性の観点から、表層地盤①-1の地盤物性値の変動が入力地震動評価に及ぼす影響について、設計上の配慮の必要性を検討する。

表4-4に、弾性設計用地震動Sd-1（NS方向）における本検討（今回工認ケース及び等価線形解析ケース）及びシミュレーション解析（観測記録及びシミュレーション解析結果）における応答比率の比較を示す。

表4-4に示すように、等価線形解析ケースが今回工認ケースの応答を上回る周期において、本検討において確認した影響（応答比率②/①=1.15）は、シミュレーション解析により確認した保守性（応答比率④/③=1.35）より小さいことから、今回工認の入力地震動評価に用いている地盤モデルが有する保守性に対して表層地盤①-1の地盤物性値の変動が入力地震動評価に及ぼす影響は軽微であり、設計上の配慮は必要ないと判断できる。

表4-4 本検討及びシミュレーション解析における応答比率の比較

周期*1 (s)	本検討 (弾性設計用地震動Sd-1, NS方向) (図4-4(3))			シミュレーション解析*2 (2000年鳥取県西部地震, NS方向) (図4-29(a))		
	① 今回工認 ケース (m/s ²)	② 等価線形解析 ケース (m/s ²)	応答比率 (②/①)	③ 観測記録 (m/s ²)	④ 解析結果 (m/s ²)	応答比率 (④/③)
0.198	7.26	8.32	1.15	0.63	0.85	1.35

注記*1：応答比率（②/①）が最大となるときの周期

*2：「4.5 観測記録を用いたシミュレーション解析による入力地震動評価に関する検証」の「(3) 検討結果」参照

4.2 一次元波動論による入力地震動評価の保守性に関する検討

(1) 検討概要

一次元波動論により水平方向の入力地震動を算定している建物・構築物について、2次元FEM解析による入力地震動を算定し、一次元波動論による入力地震動の加速度応答スペクトルと比較することで、一次元波動論による入力地震動評価の保守性を確認する。

対象とする建物・構築物は、一次元波動論により入力地震動を算定している建物・構築物のうち、Sクラスの間接支持構造物であるタービン建物及び廃棄物処理建物を代表とする。

タービン建物及び廃棄物処理建物の入力地震動を算定するための2次元FEMモデルは、表3-4に示す今回工認の原子炉建物の2次元FEMモデルを基に、各建物位置での表層の掘削形状及び速度層境界レベルを反映することにより作成する。

今回工認では、対象建物・構築物に隣接する建物・構築物等地下部分は、埋戻土でモデル化することを基本としているが、本検討においては、対象建物・構築物の基礎底面が隣接する建物・構築物等の基礎底面よりも浅い位置にある場合、隣接する建物・構築物等の剛性をより詳細にモデル化するために、隣接する建物・構築物等を等価な物性値としてモデル化する。

一次元波動論と2次元FEM解析による入力地震動の加速度応答スペクトルを比較し、影響があると判断された場合は、2次元FEM解析による入力地震動を用いた地震応答解析により、建物・構築物及び機器・配管系への影響検討を実施する。

なお、本検討は、評価手法の違いによる入力地震動への影響について検討することから、位相特性の偏りがなく、全周期帯において安定した応答を生じさせる基準地震動S_s-Dに対して実施することとする。

(2) 検討条件

a. 隣接する建物・構築物等のモデル化

タービン建物のNS方向及び廃棄物処理建物のEW方向は、表4-5、図4-5及び図4-6に示すように、基礎底面が隣接する建物・構築物等の基礎底面よりも浅い位置にあることから、隣接する建物・構築物等の剛性をより詳細にモデル化するために、タービン建物のNS方向については南側に隣接する原子炉建物及び北側に隣接する取水槽の地下部分を、廃棄物処理建物のEW方向については東側に隣接する1号機廃棄物処理建物及び西側に隣接する原子炉建物の地下部分を等価な物性値としてモデル化する。

表4-5 隣接する建物・構築物等の基礎底面位置

(a) タービン建物

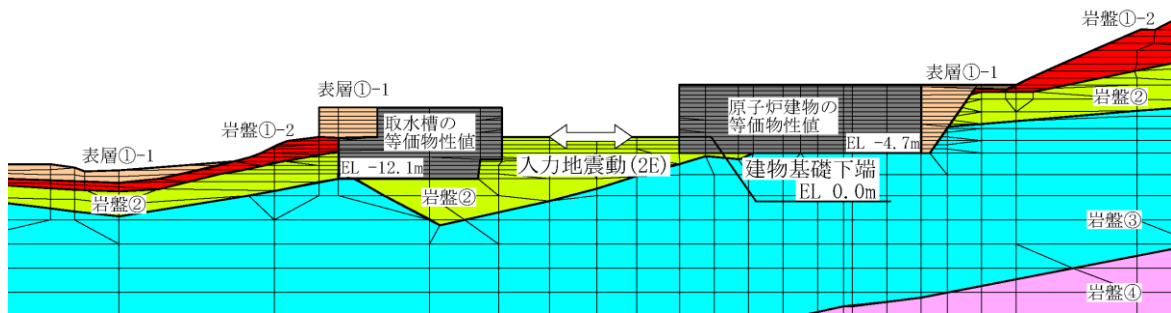
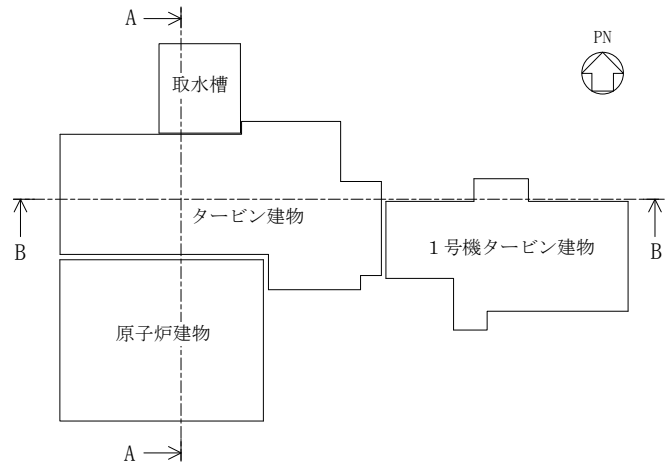
タービン 建物	隣接する建物・構築物等			
	東側 1号機タービン 建物*	西側 なし（埋戻土）	南側 原子炉建物	北側 取水槽
EL 0.0m	EL -0.3m	—	EL -4.7m	EL -12.1m

注記*：タービン建物の基礎底面より僅かに深い位置にあるが、概ね同じ高さにあることから、1号機タービン建物の地下部分は埋戻土でモデル化する。

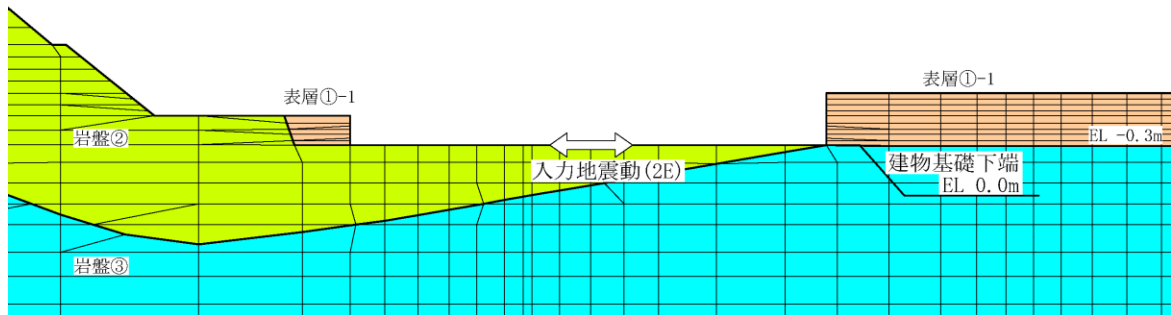
(b) 廃棄物処理建物

廃棄物 処理建物	隣接する建物・構築物等			
	東側 1号機廃棄物 処理建物*	西側 原子炉建物	南側 なし（埋戻土）	北側 タービン建物
EL 0.0m	EL 5.0m	EL -4.7m	—	EL 0.0m

注記*：廃棄物処理建物の基礎底面より浅い位置にあるが、西側にある原子炉建物の地下部分を等価な物性値でモデル化するため、東側についても西側に合わせて等価な物性値でモデル化する。

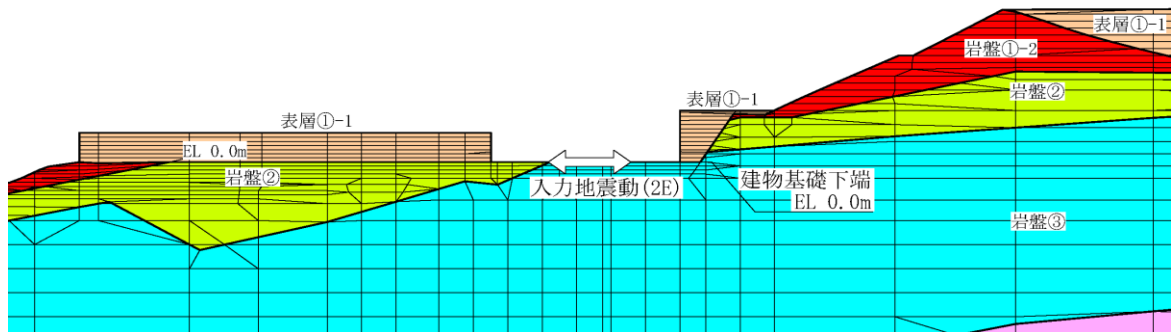
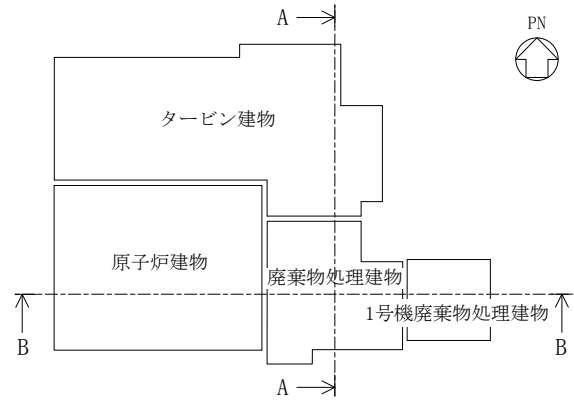


(a) NS方向 (A-A断面)

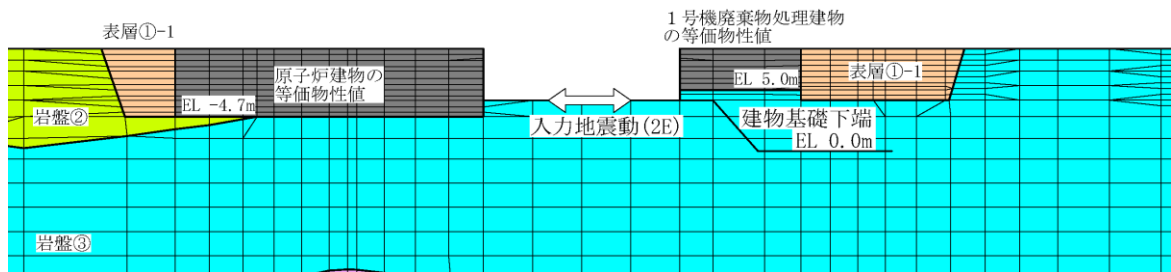


(b) EW方向 (B-B断面)

図 4-5 2次元FEMモデル詳細図 (タービン建物)



(a) NS方向 (A-A断面)



(b) EW方向 (B-B断面)

図 4-6 2次元FEMモデル詳細図 (廃棄物処理建物)

b. 隣接する建物・構築物等の等価剛性及び等価単位体積重量の算定

隣接する建物・構築物等の等価剛性及び等価単位体積重量の算定方法を以下に示す。

(a) 建物（原子炉建物及び1号機廃棄物処理建物）

隣接する建物の等価物性値は各建物の質点系地震応答解析モデル（以下「SRモデル」という。）に基づき設定する。

イ. 等価せん断弾性係数

隣接する建物モデルの等価せん断剛性は、SRモデルのせん断剛性に基づき設定する。i層の等価せん断弾性係数 G_i' は以下の式により算出する。

$$G_i' = \frac{A_{S_i}}{A} \times G$$

ここで、

G : 建物のせん断弾性係数

A_{S_i} : i層のせん断断面積(SRモデルのi層のせん断断面積の和)

A : 建物面積

i層の等価せん断弾性係数 G_i' を高さ方向に重み付け平均することにより、等価せん断弾性係数 ${}_{eq}G$ を以下の式により設定する。

$${}_{eq}G = \frac{\sum (h_i \times G_i')}{\sum h_i}$$

ここで、 h_i : i層支配高さ

ロ. 等価単位体積重量

隣接する建物モデルの等価単位体積重量は、SRモデルの質点重量に基づき設定する。i層の単位体積重量 γ_i は以下の式により算出する。

$$\gamma_i = \frac{w_i}{A \times H_i}$$

ここで、

w_i : i層の質点重量(SRモデルのi層の質点重量の和)

A : 建物面積

H_i : i層の支配高さ

i 層の単位体積重量を高さ方向に重み付け平均することにより, 等価単位体積重量 ${}_{eq}\gamma$ を以下の式により設定する。

$${}_{eq}\gamma = \frac{\sum(\gamma_i \times H_i)}{\sum H_i}$$

(b) 取水槽

取水槽の等価物性値は取水槽の 2 次元 FEM モデル (以下「取水槽 FEM モデル」という。) に基づき設定する。取水槽の構造モデルを図 4-7 に, 物性値を表 4-6 に示す。

イ. 等価せん断弾性係数

取水槽の等価せん断剛性は, 取水槽 FEM モデルのヤング係数及びポアソン比に基づき設定する。等価せん断弾性係数 ${}_{eq}G$ は以下の式により算出する。

$${}_{eq}G = \frac{\sum(A_i \times G_i)}{\sum A_i}$$

$$G_i = \frac{E_i}{2(1 + \nu)}$$

ここで,

- G_i : 区分 i のせん断弾性係数
- A_i : 区分 i の面積
- E_i : 区分 i のヤング係数
- ν : ポアソン比

ロ. 等価単位体積重量

取水槽の等価単位体積重量は, 取水槽 FEM モデルの単位体積重量に基づき設定する。等価単位体積重量 ${}_{eq}\gamma$ は以下の式により算出する。

$${}_{eq}\gamma = \frac{\sum(A_i \times \gamma_i)}{\sum A_i}$$

ここで,

- γ_i : 区分 i の単位体積重量
- A_i : 区分 i の面積

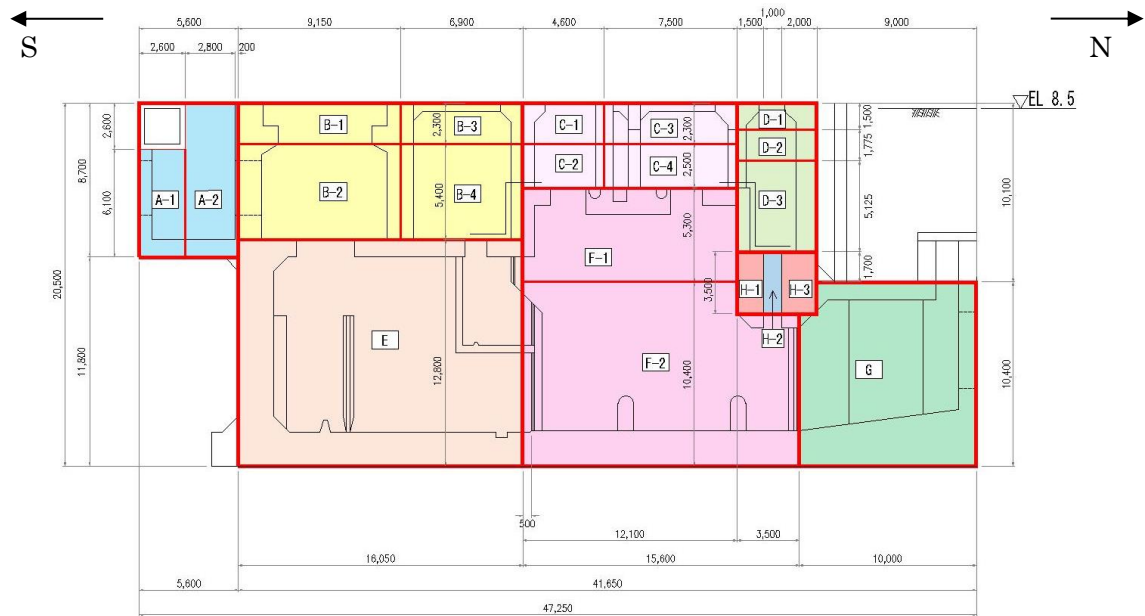


図 4-7 取水槽の構造モデル

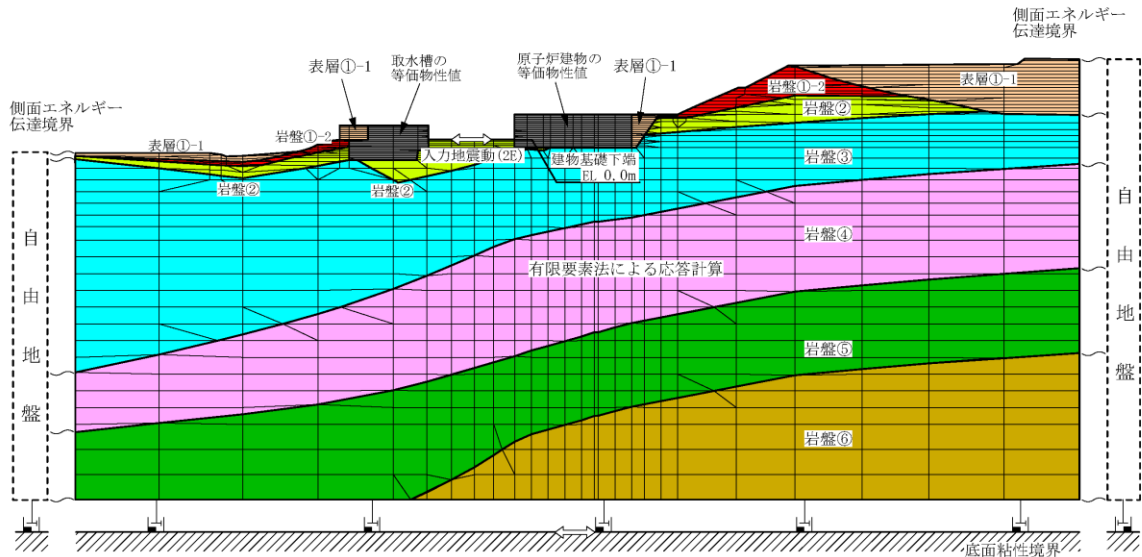
表 4-6 取水槽の物性値*

区分		ヤング係数 E (N/m ²)	せん断弾性係数 G (N/m ²)	ポアソン比 ν	単位体積重量 γ (N/m ³)	面積 A (m ²)
A	A-1	1.983E+09	8.263E+08	0.200	1.194E+03	41.96
	A-2	9.914E+08	4.131E+08	0.200		
B	B-1	1.204E+09	5.017E+08	0.200	1.213E+03	123.59
	B-2	1.416E+09	5.900E+08	0.200		
	B-3	1.204E+09	5.017E+08	0.200		
	B-4	1.416E+09	5.900E+08	0.200		
C	C-1	4.780E+09	1.992E+09	0.200	3.993E+03	22.08
	C-2	4.868E+09	2.028E+09	0.200		
	C-3	1.204E+09	5.017E+08	0.200	1.959E+03	36.00
	C-4	1.416E+09	5.900E+08	0.200		
D	D-1	1.204E+09	5.017E+08	0.200	1.565E+03	37.80
	D-2	1.416E+09	5.900E+08	0.200		
	D-3	2.124E+09	8.850E+08	0.200		
E	E	4.874E+09	2.031E+09	0.200	4.054E+03	205.44
F	F-1	7.615E+09	3.173E+09	0.200	5.991E+03	220.07
	F-2	6.836E+09	2.848E+09	0.200		
G	G	5.232E+09	2.180E+09	0.200	3.606E+03	102.20
H	H-1	2.475E+10	1.031E+10	0.200	2.788E+04	12.25
	H-3					
	H-2	4.874E+09	2.031E+09	0.200	5.806E+03	3.50

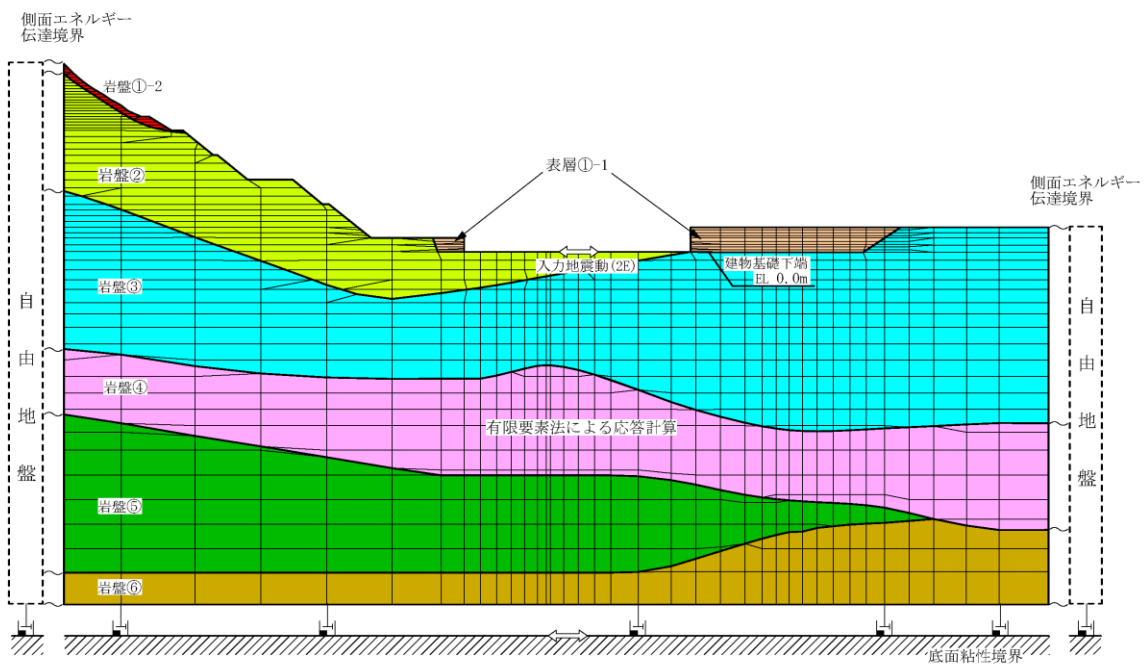
注記* : NS2-補-026-02「取水槽の耐震安全性評価」参照

c. 解析モデル

本検討に用いる解析モデルを図 4-8 及び図 4-9 に、解析モデルの地盤物性値を表 4-7 に、隣接する建物・構築物等の物性値を表 4-8 に示す。

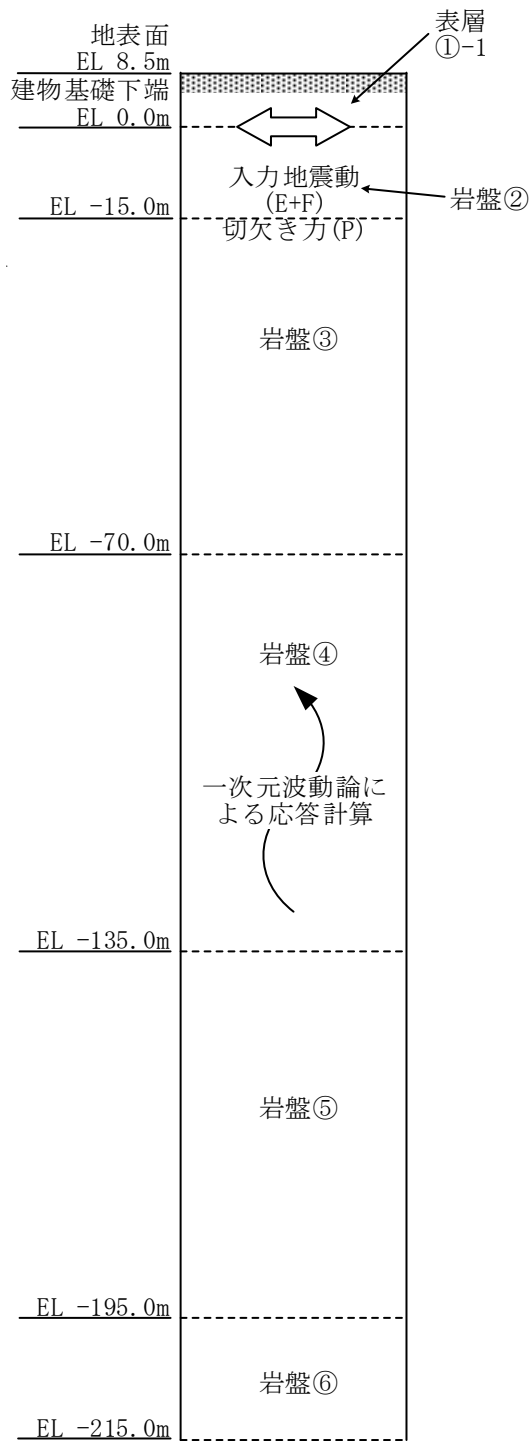


(a) 2次元FEM (NS方向)



(b) 2次元FEM (EW方向)

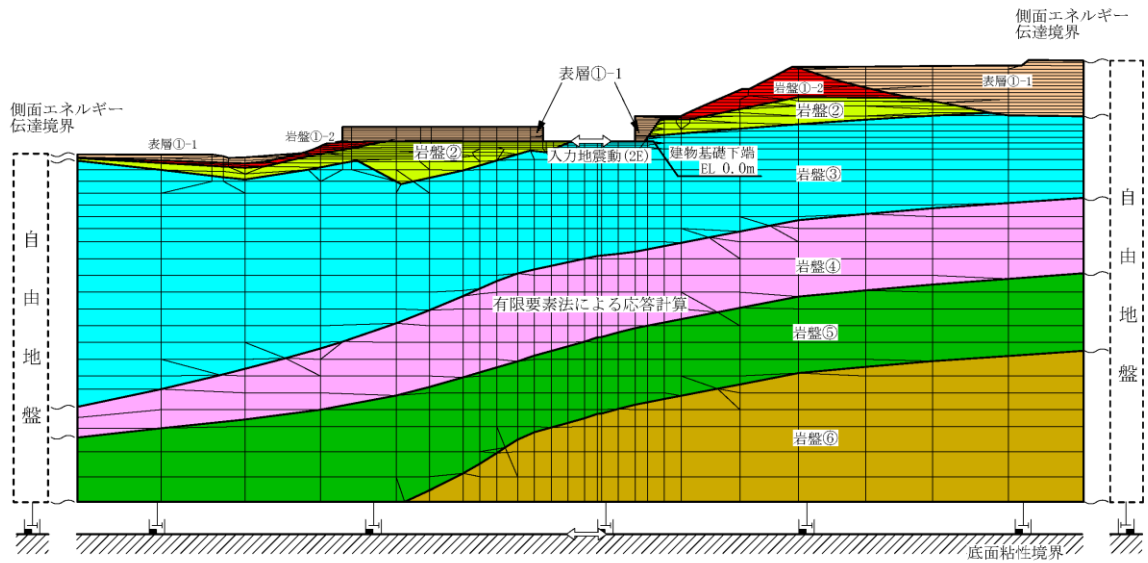
図 4-8(1) 解析モデル (タービン建物)



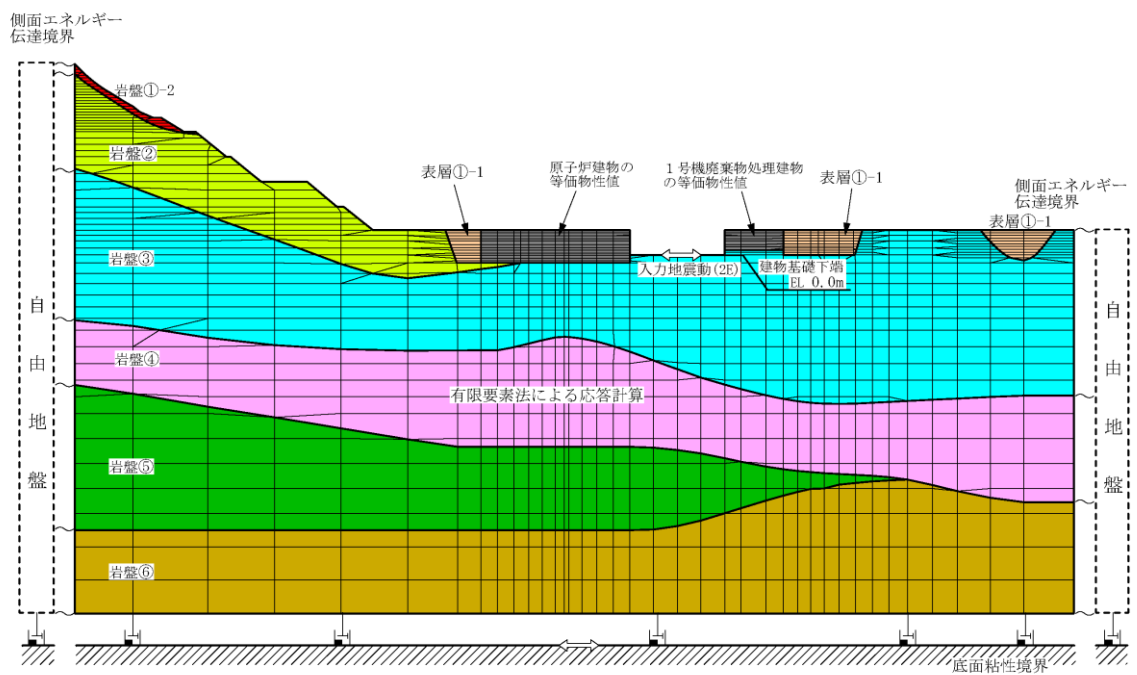
注記：建物中央の速度層に基づきモデル化

(c) 一次元波動論

図 4-8(2) 解析モデル (タービン建物)

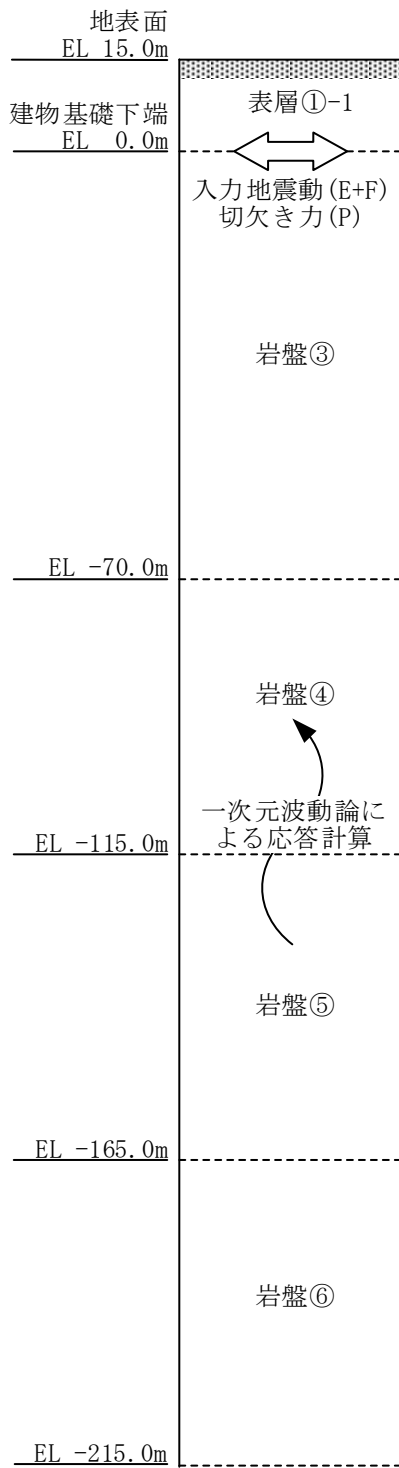


(a) 2次元FEM (NS方向)



(b) 2次元FEM (EW方向)

図4-9(1) 解析モデル (廃棄物処理建物)



注記：建物中央の速度層に基づきモデル化

(c) 一次元波動論

図 4-9(2) 解析モデル (廃棄物処理建物)

表 4-7 解析モデルの地盤物性値（タービン建物及び廃棄物処理建物）

層番号	S波速度 V _s (m/s)	P波速度 V _p (m/s)	単位体積重量 γ (kN/m ³)	ポアソン比 ν	せん断弾性係数 G (×10 ⁵ kN/m ²)	減衰定数 h (%)
表層①-1	127*	422*	20.7	0.45	0.341*	8*
岩盤①-2	250	800	20.6	0.446	1.31	3
岩盤②	900	2100	23.0	0.388	19.0	3
岩盤③	1600	3600	24.5	0.377	64.0	3
岩盤④	1950	4000	24.5	0.344	95.1	3
岩盤⑤	2000	4050	26.0	0.339	105.9	3
岩盤⑥	2350	4950	27.9	0.355	157.9	3

注記*：地震動レベル（S_s）及び試験結果に基づく埋戻土のひずみ依存性を考慮した等価物性値

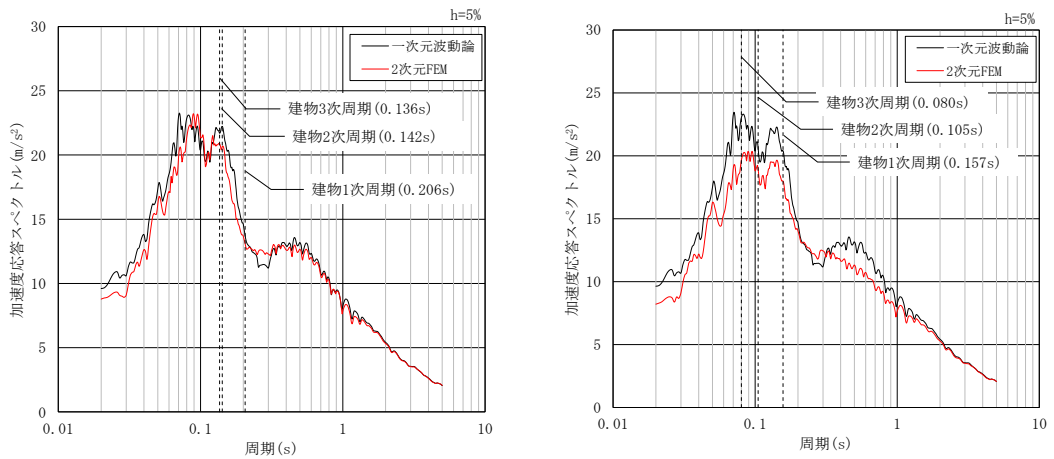
表 4-8 隣接する建物・構築物等の等価物性値

建物・構築物等	方向	単位体積重量 eq γ (kN/m ³)	ポアソン比 ν	せん断弾性係数 eq G (×10 ⁵ kN/m ²)	減衰定数 h (%)
取水槽	N S	4.10	0.2	20.0	5
原子炉建物	N S	14.4	0.2	35.8	5
	E W	14.4	0.2	37.3	5
1号機廃棄物処理建物	E W	12.0	0.2	21.4	5

(3) 検討結果

図 4-10 及び図 4-11 に入力地震動の加速度応答スペクトルの比較及び各建物の主要な固有周期*を示す。一次元波動論による入力地震動と 2 次元 FEM 解析による入力地震動の加速度応答スペクトルは全周期帯にわたって概ね同等若しくは一次元波動論による入力地震動の方が保守的である。また、建物の主要な固有周期に対して、一次元波動論による入力地震動は 2 次元 FEM 解析による入力地震動を上回っている、若しくは、概ね同等の応答を示していることから、機器・配管系への影響の観点を含めて、入力地震動の算定に一次元波動論を採用することの保守性を確認することができた。

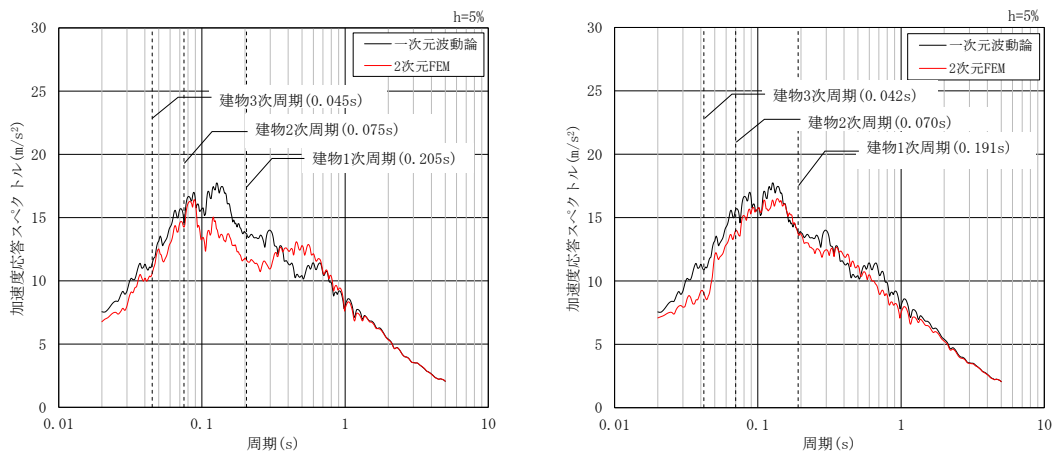
注記*：建物-地盤連成の固有周期のうち、刺激係数が概ね 1.0 を超えるものとして、1 次～3 次固有周期を示す。



(a) NS 方向

(b) EW 方向

図 4-10 入力地震動の加速度応答スペクトルの比較
(タービン建物, 基準地震動 S s - D)



(a) NS 方向

(b) EW 方向

図 4-11 入力地震動の加速度応答スペクトルの比較
(廃棄物処理建物, 基準地震動 S s - D)

4.3 D級岩盤の非線形性による影響に関する検討

(1) 検討概要

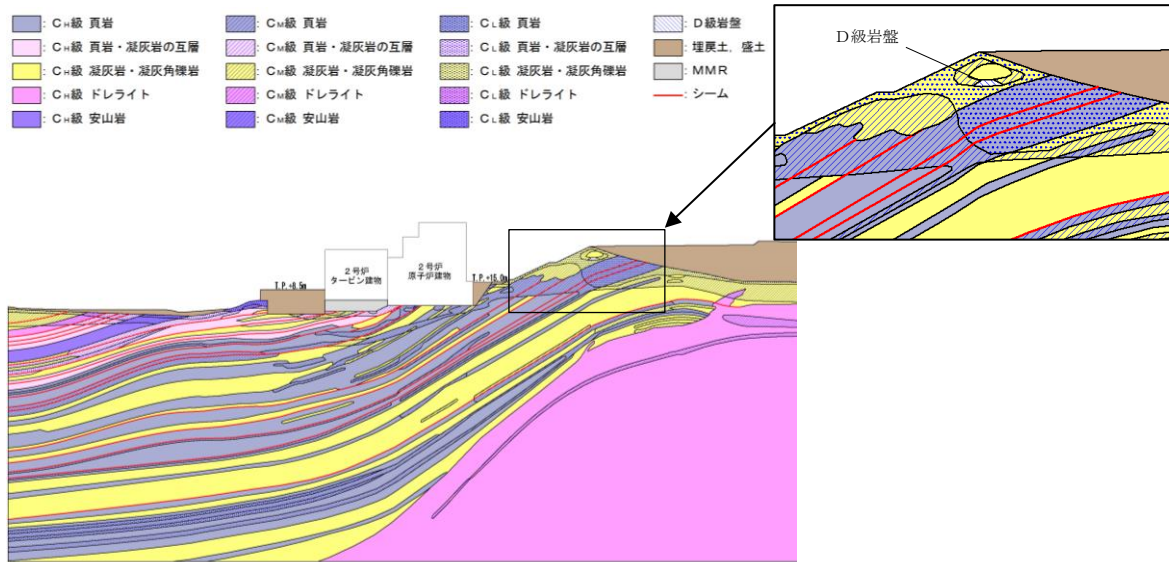
建物・構築物の入力地震動評価において、表層地盤①-1 については、地震動レベルに応じて定めた等価物性値を設定することで地盤のひずみ依存特性を考慮しているが、D級岩盤を含む岩盤①-2 については、S波速度は小さいものの、検討建物から離れたわずかな領域に分布しており、大部分がC_L級以上の岩盤で構成されていることから、地震時の非線形性が建物の入力に与える影響は小さいと判断し、地質調査結果に基づく地盤物性値を用い、線形として扱っている。なお、地質調査結果に基づくD級岩盤の速度層区分の設定については、添付資料-3 に示す。

一方で、原子炉建物の基礎地盤及び周辺斜面の安定性評価においては、図4-12 に示す岩盤①-2 のうちD級岩盤に対しては、地盤のひずみ依存特性を考慮して、地震応答解析を実施している。

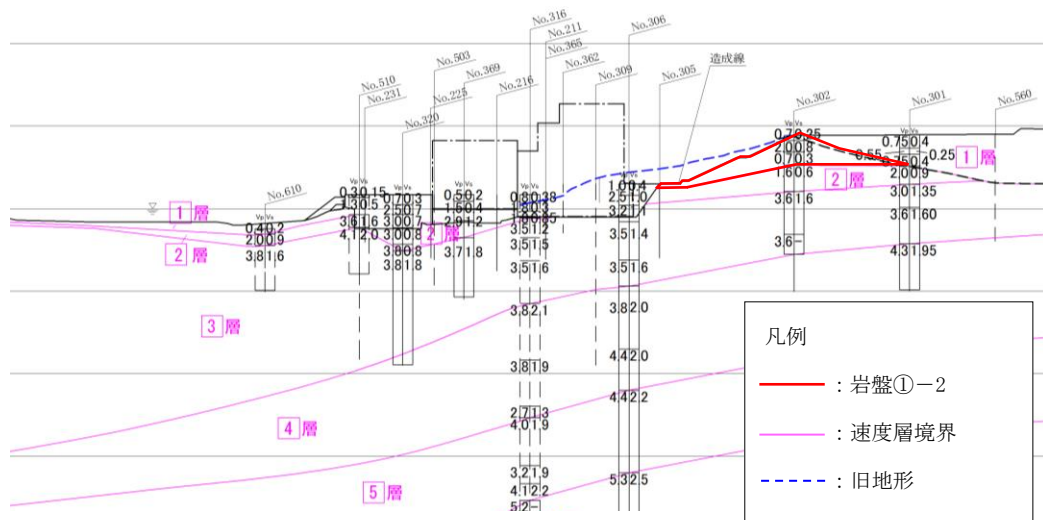
本検討では、原子炉建物を代表として、表4-9 に示すモデルにより算定した入力地震動の比較を行うことで、D級岩盤のひずみ依存特性の影響を確認する。

D級岩盤のひずみ依存特性の影響があると判断された場合は、D級岩盤のひずみ依存特性を考慮した2次元FEM解析による入力地震動を用いた地震応答解析により、建物・構築物及び機器・配管系への影響検討を実施する。

なお、D級岩盤はNS方向モデルのみに含まれるため、本資料ではNS方向を対象として検討を行う。また、本検討は、モデル化の違いによる入力地震動への影響について検討することから、位相特性の偏りがなく、全周期帯において安定した応答を生じさせる基準地震動S_{s-D}に対して検討を行う。



(a) 基礎地盤及び周辺斜面の安定性評価に用いた岩盤分類図



(b) 速度層区分図

図 4-12 岩盤分類図及び速度層区分図

表 4-9 比較検討ケース

検討ケース	物性値の設定		備考
	表層地盤①-1 (埋戻土)	岩盤①-2のうち D級岩盤	
ケース 1 (今回工認モデル)	線形 (等価物性値)	線形	
ケース 2 (等価線形モデル)	等価線形 (ひずみ依存特性考慮)	線形	表層地盤①-1 を等価線形としたケース
ケース 3 (等価線形モデル)	等価線形 (ひずみ依存特性考慮)	等価線形 (ひずみ依存特性考慮)	表層地盤①-1 及び岩盤①-2 のD級岩盤を等価線形としたケース

(2) 検討条件

a. 地盤物性値の設定

ケース 2 及びケース 3 に用いる物性値を以下に示す。物性値については、VI-2-1-3「地盤の支持性能に係る基本方針」に記載の解析用物性値を用いることとする。

(a) 表層地盤①-1 (4.1(2) a. (b)に記載の物性値の設定方法と同じ)

イ. 初期せん断弾性係数 G_0

初期せん断弾性係数は、拘束圧依存性を考慮して、以下の式により算定する。

$$G_0 = 749 \times \sigma_m'{}^{0.66} \quad (\text{N/mm}^2)$$

ここで、

$$\sigma_m' = (1+2K) \cdot \sigma_v' / 3 : \text{平均拘束圧 (N/mm}^2)$$

$$\sigma_v' = \gamma \cdot H / 10^6 : \text{上載荷重 (N/mm}^2)$$

K : 静止土圧係数 (=0.5 : 慣用値)

γ : 単位体積重量 (=20.7×10³N/m³)

H : 各要素の中心深さ (m)

ν : 動ポアソン比 (=0.45)

ロ. 剛性低下率 G/G_0

剛性低下率 G/G_0 のひずみ依存特性は、以下の式により算定する。

$$\frac{G}{G_0} = \frac{1}{1 + \gamma / 0.00027}$$

ここで、 γ : せん断ひずみ

ハ. 減衰定数 h

減衰定数 h のひずみ依存特性は、以下の式により算定する。

$$h = \frac{0.0958 \gamma}{\gamma + 0.00020}$$

ここで、 γ : せん断ひずみ

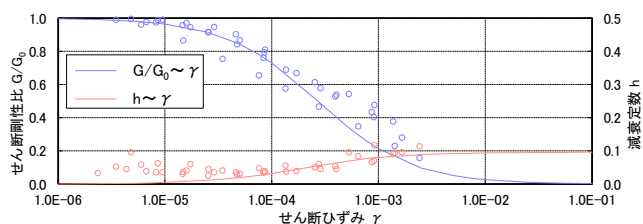


図 4-13 $G/G_0 - \gamma$ 関係及び $h - \gamma$ 関係 (表層地盤①-1)

(b) D級岩盤

イ. 初期せん断弾性係数 G_0

初期せん断弾性係数は、拘束圧依存性を考慮して、以下の式により算定する。

$$G_0 = 148 \times \sigma_m'{}^{0.49} \quad (\text{N/mm}^2)$$

ここで、

$$\sigma_m' = (1+2K) \cdot \sigma_v' / 3 : \text{平均拘束圧 (N/mm}^2)$$

$$\sigma_v' = \gamma \cdot H / 10^6 : \text{上載荷重 (N/mm}^2)$$

K : 静止土圧係数 (=0.5 : 慣用値)

$$\gamma : \text{単位体積重量 (=} 22.4 \times 10^3 \text{N/m}^3)$$

H : 各要素の中心深さ (m)

$$\nu : \text{動ポアソン比 (=0.45)}$$

ロ. 剛性低下率 G/G_0

剛性低下率 G/G_0 のひずみ依存特性は、以下の式により算定する。

$$\frac{G}{G_0} = \frac{1}{1 + \gamma / 0.00062}$$

ここで、 γ : せん断ひずみ

ハ. 減衰定数 h

減衰定数 h のひずみ依存特性は、以下の式により算定する。

$$h = 0.023 \quad (\gamma \leq 1 \times 10^{-4})$$

$$h = 0.023 + 0.071 \times \log(\gamma / 0.0001) \quad (\gamma > 1 \times 10^{-4})$$

ここで、 γ : せん断ひずみ

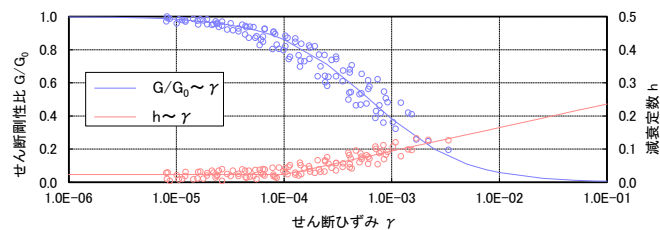
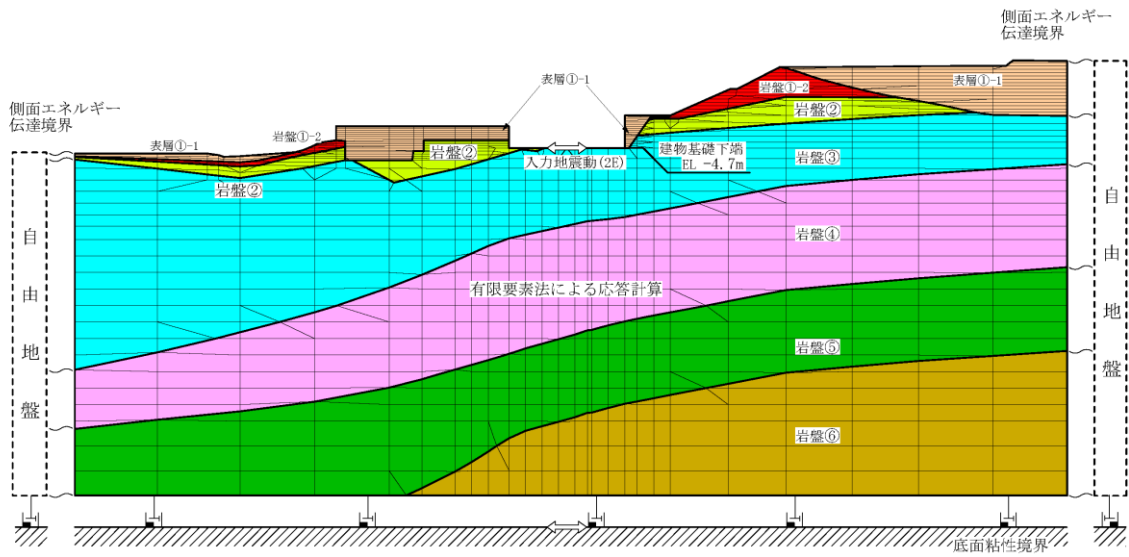


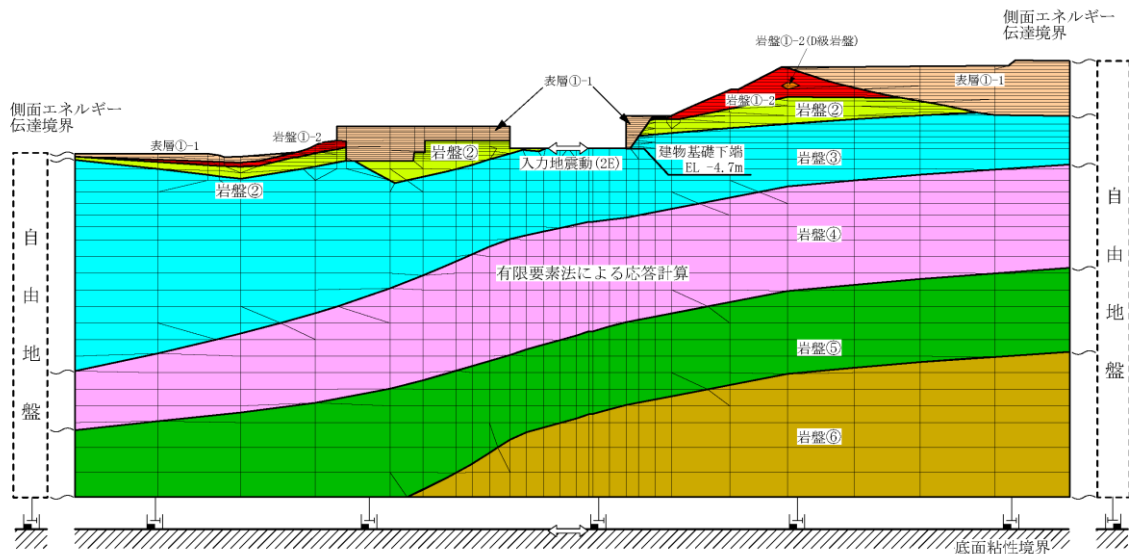
図 4-14 $G/G_0 - \gamma$ 関係及び $h - \gamma$ 関係 (D級岩盤)

b. 解析モデル

本検討に用いる 2 次元 F E M モデルを図 4-15 に、地盤物性値を表 4-10 に示す。



(a) ケース 1 及びケース 2



(b) ケース 3

図 4-15 2 次元 F E M モデル (原子炉建物)

表 4-10(1) 地盤物性値

(a) ケース 1

層番号	S波速度 V _s (m/s)	P波速度 V _p (m/s)	単位体積重量 γ (kN/m ³)	ポアソン比 ν	せん断弾性係数 G (×10 ⁵ kN/m ²)	減衰定数 h (%)
表層①-1	127*	422*	20.7	0.45	0.341*	8*
岩盤①-2	250	800	20.6	0.446	1.31	3
岩盤②	900	2100	23.0	0.388	19.0	3
岩盤③	1600	3600	24.5	0.377	64.0	3
岩盤④	1950	4000	24.5	0.344	95.1	3
岩盤⑤	2000	4050	26.0	0.339	105.9	3
岩盤⑥	2350	4950	27.9	0.355	157.9	3

注記*：地震動レベル（S_s）及び試験結果に基づく埋戻土のひずみ依存性を考慮した等価物性値

(b) ケース 2

層番号	S波速度 V _s (m/s)	P波速度 V _p (m/s)	単位体積重量 γ (kN/m ³)	ポアソン比 ν	せん断弾性係数 G (×10 ⁵ kN/m ²)	減衰定数 h (%)
表層①-1	*	*	20.7	0.45	*	*
岩盤①-2	250	800	20.6	0.446	1.31	3
岩盤②	900	2100	23.0	0.388	19.0	3
岩盤③	1600	3600	24.5	0.377	64.0	3
岩盤④	1950	4000	24.5	0.344	95.1	3
岩盤⑤	2000	4050	26.0	0.339	105.9	3
岩盤⑥	2350	4950	27.9	0.355	157.9	3

注記*：ひずみ依存性を考慮した物性値

表 4-10(2) 地盤物性値

(c) ケース 3

層番号	S波速度 V _s (m/s)	P波速度 V _p (m/s)	単位体積重量 γ (kN/m ³)	ポアソン比 ν	せん断弾性係数 G ($\times 10^5$ kN/m ²)	減衰定数 h (%)
表層①-1	*	*	20.7	0.45	*	*
岩盤①-2 (D級岩盤)	*	*	22.4	0.45	*	*
岩盤①-2	250	800	20.6	0.446	1.31	3
岩盤②	900	2100	23.0	0.388	19.0	3
岩盤③	1600	3600	24.5	0.377	64.0	3
岩盤④	1950	4000	24.5	0.344	95.1	3
岩盤⑤	2000	4050	26.0	0.339	105.9	3
岩盤⑥	2350	4950	27.9	0.355	157.9	3

注記* : ひずみ依存性を考慮した物性値

(3) 検討結果

図 4-16 に入力地震動の加速度応答スペクトルの比較及び主要施設の固有周期を示す。

ケース 2 とケース 3 を比較すると、全周期帯において、加速度応答スペクトルに大きな差がないことから、D級岩盤のひずみ依存特性の考慮が入力地震動評価に及ぼす影響は小さいことが確認できた。また、ケース 1 とケース 3 を比較すると、主要な施設の周期帯において、大きな差がないことから、今回工認の入力地震動の評価において、D級岩盤のひずみ依存特性を考慮しないことの妥当性を確認した。

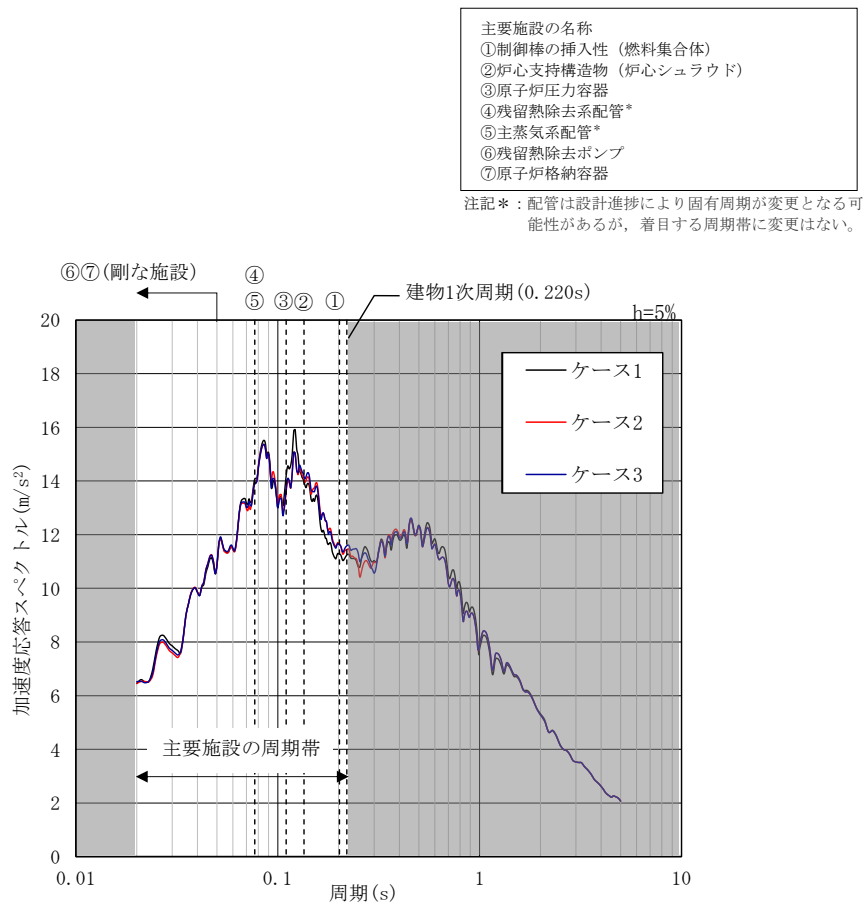


図 4-16 入力地震動の加速度応答スペクトルの比較
(原子炉建物, 基準地震動 S s - D)

4.4 2次元FEMのメッシュ分割高さに関する検討

(1) 検討概要

2次元FEMモデルのメッシュ分割高さは、設備の耐震設計で考慮する振動数を踏まえて設定することとし、今回工認は既工認と同様に最高透過振動数（20Hz）に対して設定している。

メッシュ分割高さHは、「原子力発電所耐震設計技術指針 J E A G 4 6 0 1 -1991 追補版（社）日本電気協会」に示された以下の基準を満足するように設定している。

$$H \leq \frac{1}{5} \frac{V_s}{f_{max}}$$

ここで、

V_s : S波速度 (m/s)

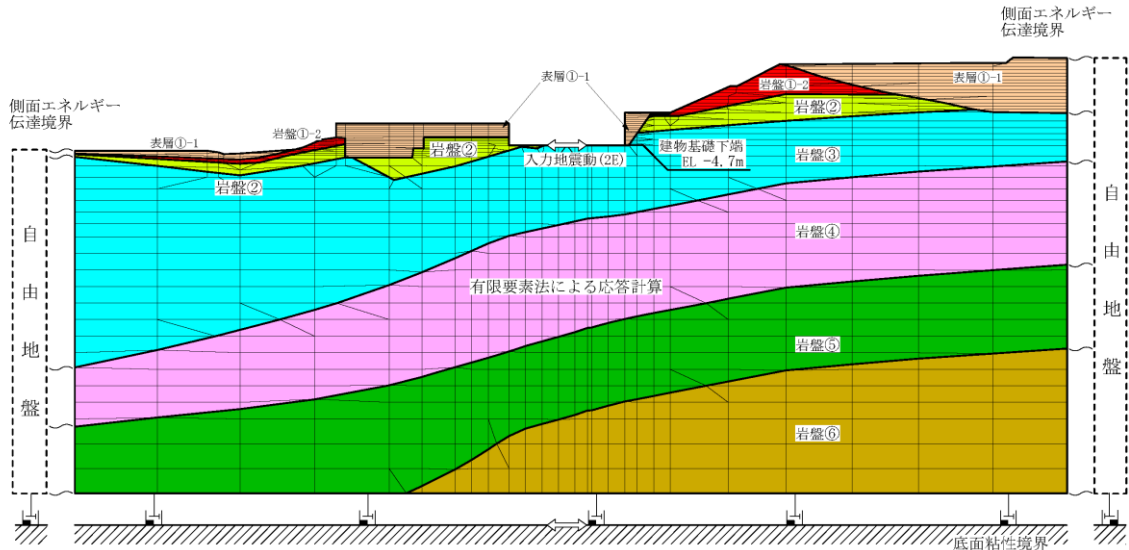
f_{max} : 最高透過振動数 (Hz)

本検討では、メッシュ分割高さの妥当性を確認するため、建物の規模や施設の重要性を踏まえて原子炉建物を代表として、最高透過振動数（50Hz）に対して設定した比較用のモデル（以下「50Hz 透過モデル」という。）による解析を実施し、入力地震動への影響を評価する。影響があると判断された場合には、高振動数領域の応答による影響が考えられる機器・配管系に対して、影響検討を実施する。

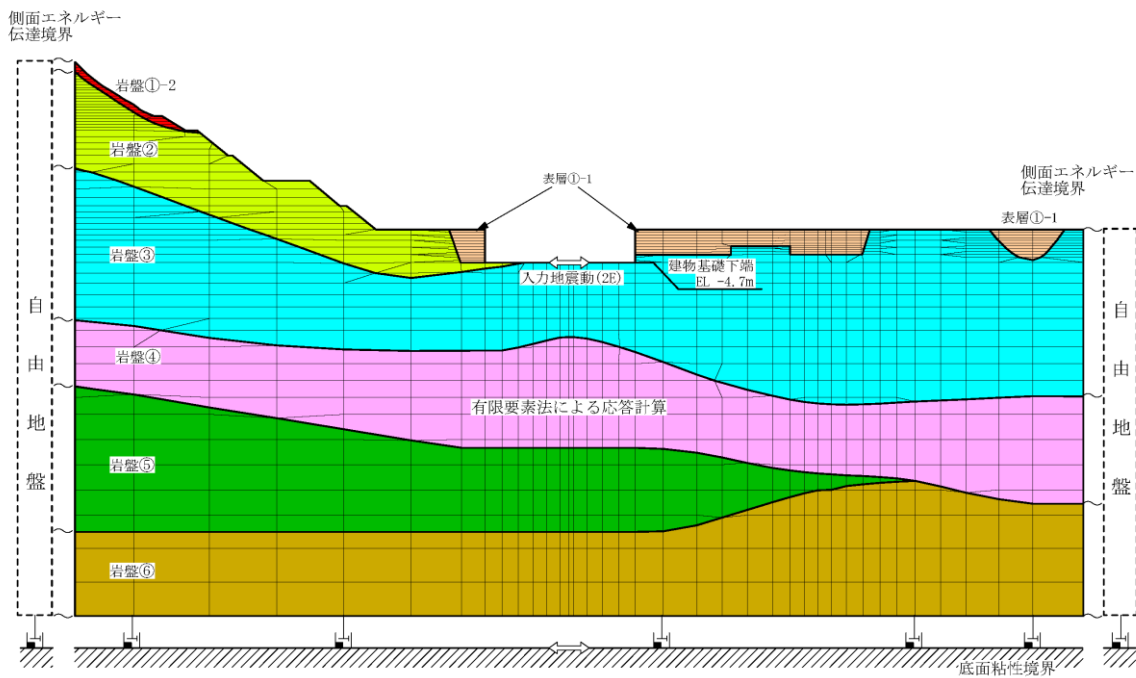
なお、本検討は、モデル化の違いによる入力地震動への影響について検討することから、位相特性の偏りがなく、全周期帯において安定した応答を生じさせる基準地震動 $S - D$ に対して実施することとする。

(2) 検討条件

本検討に用いる2次元FEMモデルを図4-17及び図4-18に、地盤物性値を表4-11に示す。

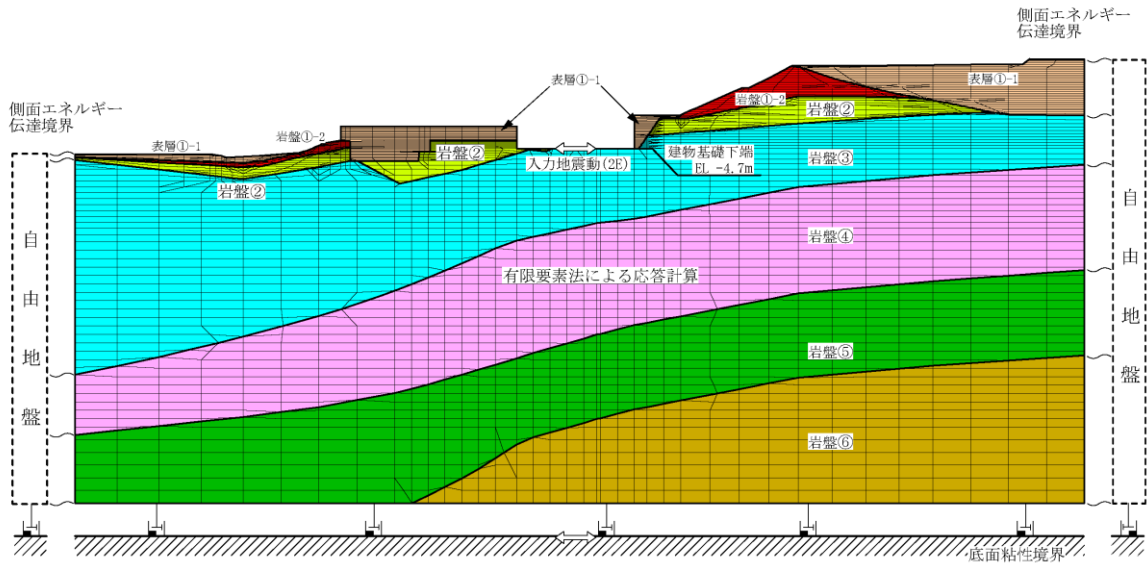


(a) NS方向

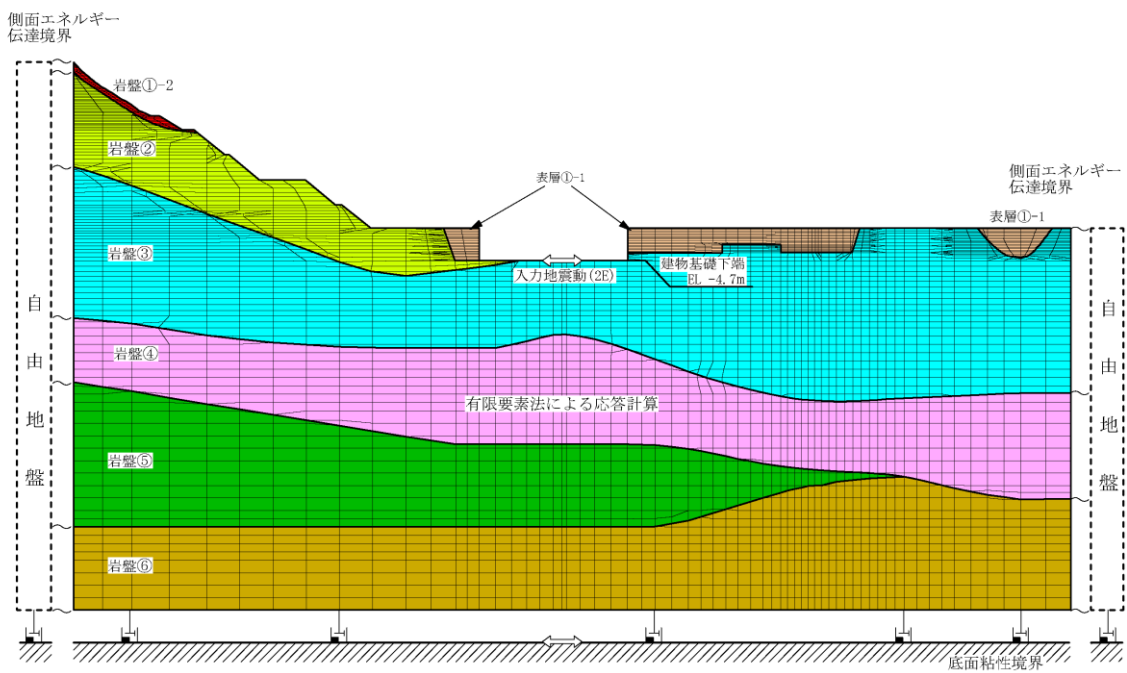


(b) EW方向

図4-17 2次元FEMモデル(今回工認モデル)



(a) NS方向



(b) EW方向

図 4-18 2次元FEMモデル (50Hz 透過モデル)

表 4-11 地盤物性値

層番号	S波速度 V _s (m/s)	P波速度 V _p (m/s)	単位体積重量 γ (kN/m ³)	ポアソン比 ν	せん断弾性係数 G (×10 ⁵ kN/m ²)	減衰定数 h (%)
表層①-1	127*	422*	20.7	0.45	0.341*	8*
岩盤①-2	250	800	20.6	0.446	1.31	3
岩盤②	900	2100	23.0	0.388	19.0	3
岩盤③	1600	3600	24.5	0.377	64.0	3
岩盤④	1950	4000	24.5	0.344	95.1	3
岩盤⑤	2000	4050	26.0	0.339	105.9	3
岩盤⑥	2350	4950	27.9	0.355	157.9	3

注記*：地震動レベル（S_s）及び試験結果に基づく埋戻土のひずみ依存性を考慮した等価物性値

注：今回工認モデルと 50Hz 透過モデルで地盤物性値は共通

(3) 検討結果

図 4-19 に入力地震動の加速度応答スペクトルの比較及び主要施設の固有周期を示す。

今回工認モデル及び 50Hz 透過モデルを比較すると、主要施設の周期帯において、両モデルの加速度応答スペクトルは概ね一致していることから、今回工認においても既工認と同様に最高透過振動数が 20Hz となるようにメッシュ分割高さを設定する。なお、先行サイトの審査実績においても、建物・構築物の入力地震動の算定に用いる 2 次元 FEM モデルにおけるメッシュ分割高さは 20Hz を考慮して作成されている。

ただし、E-W 方向については、両モデルの加速度応答スペクトルは概ね一致しているが、25Hz～30Hz より高振動数領域で 50Hz 透過モデルを用いた入力地震動の方が今回工認モデルを用いた入力地震動よりも大きいため、機器・配管系への影響検討を実施する。

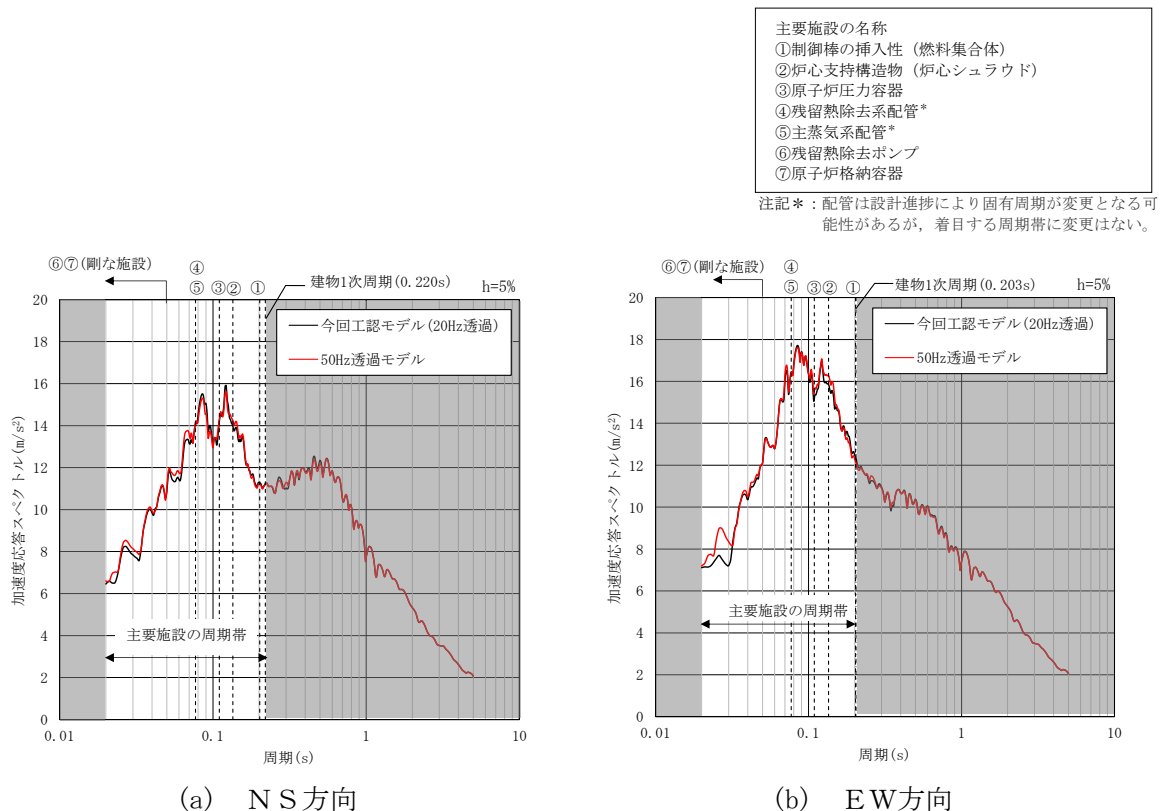


図 4-19 入力地震動の加速度応答スペクトルの比較 (原子炉建物, 基準地震動 S s - D)

(4) 機器・配管系への影響評価

機器・配管系の評価（後述する弁の動的機能維持評価を除く）においては、動的解析において加速度応答スペクトルを考慮する固有振動数の閾値を 20Hz として評価を実施しており、高振動数領域の応答が設備の構造健全性に与える影響は小さいことを確認している（NS2-補-027-01「設計用床応答スペクトルの作成方針に関する補足説明資料」参照）。

一方で、弁の動的機能維持評価においては、機能確認済加速度と応答加速度の比較により健全性を確認する加速度評価であり、弁を支持する配管系の 20Hz 以上の領域の振動モードの影響を無視できないことから、20Hz を超える振動数領域まで考慮した地震応答解析により、弁駆動部の応答加速度を算定している（NS2-補-027-05「弁の動的機能維持評価について」参照）。

(3)に示すとおり、今回工認モデル及び 50Hz 透過モデルの応答を比較すると、20Hz 以下の周期帯において、両モデルの加速度応答スペクトルは概ね一致している。そのため、弁の動的機能維持評価を除く機器・配管系の評価においては、50Hz 透過モデルの応答を考慮しても影響は小さいといえる。一方で、E W方向の 25Hz～30Hz より高振動数側の領域で 50Hz 透過モデルを用いた入力地震動の方が今回工認モデルを用いた入力地震動よりも大きいことから、高振動数領域の応答による影響が考えられる弁の動的機能維持評価に対し影響検討を実施する。

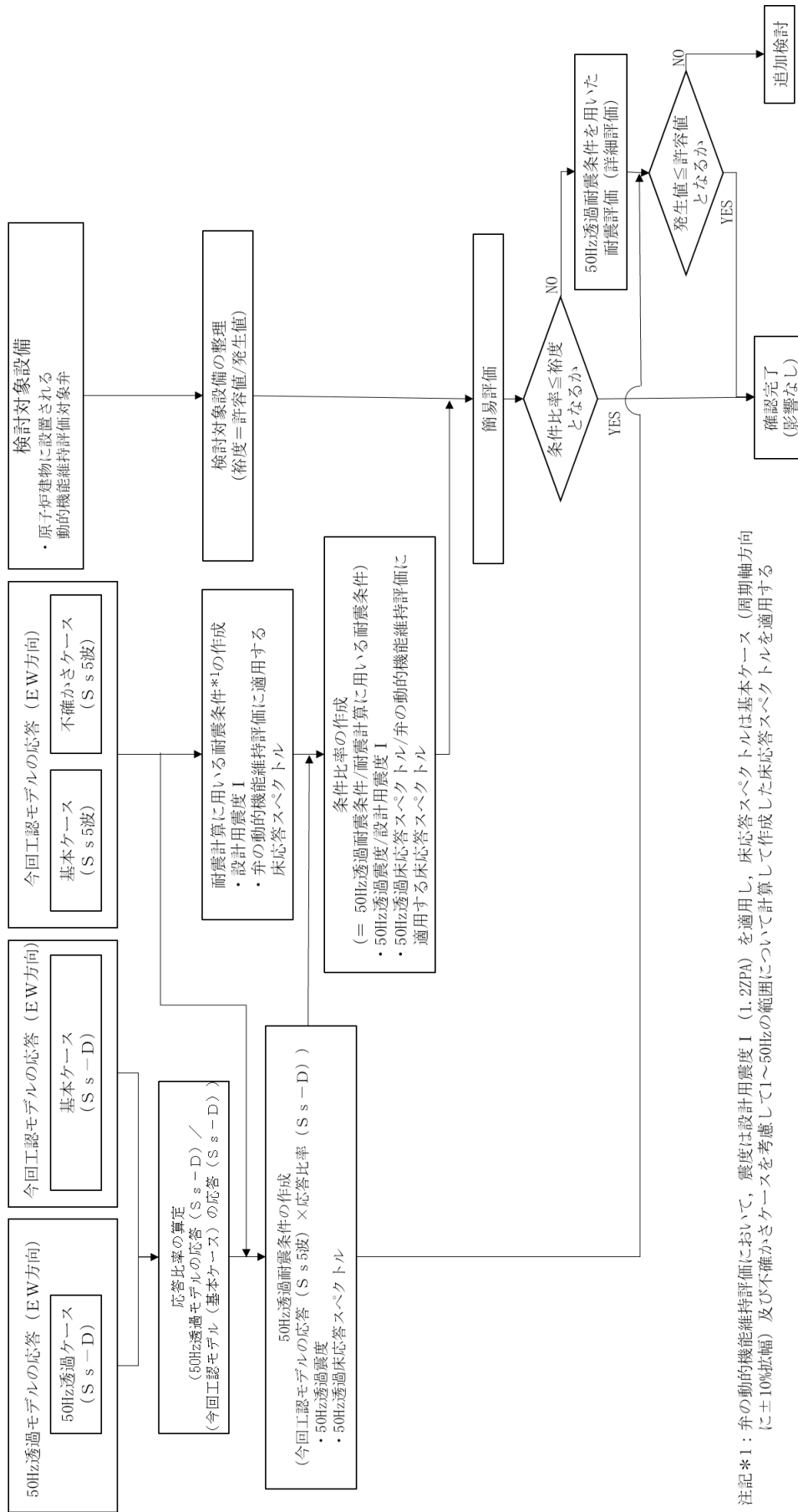
a. 検討方針

影響検討フローを図 4-20 に示し、以下のとおり、2次元 F E Mモデルのメッシュ分割高さによる影響検討を行う。

(a) 検討対象設備

原子炉建物に設置される以下の機器・配管系を影響検討の対象とする。

- ・原子炉建物に設置される動的機能維持評価対象弁
(NS2-補-027-05「弁の動的機能維持評価について」参照)



注記*1: 弁の動的機能維持評価において、震度は設計用震度 I (1.22PA) を適用し、床応答スペクトルは基本ケース (周期軸方向に±10%振幅) 及び不確かさケースを考慮して1~50Hzの範囲について計算して作成した床応答スペクトルを適用する

図 4-20 2次元FEMモデルのメッシュ分割高さによる影響検討フロー

(b) 検討に用いる耐震条件

今回工認モデル（基本ケース）の地震応答解析結果と 50Hz 透過モデルの地震応答解析結果から、応答比率を以下のように算出する。

$$\text{応答比率} = \frac{\text{50Hz 透過モデルの応答 (S s - D)}}{\text{今回工認モデル (基本ケース) の応答 (S s - D)}}$$

応答比率算出のための 50Hz 透過モデルを用いた地震応答解析は、原子炉建物における検討方針と同様に基準地震動 S s のうち位相特性の偏りがなく、全周期帯において安定した応答を生じさせ、機器・配管系の耐震性評価において支配的な基準地震動 S s - D を代表として用いる。

50Hz 透過モデルによる基準地震動 S s 5 波（以下「S s 5 波」という。）の震度（以下「50Hz 透過震度」という。）及び床応答スペクトル（以下「50Hz 透過床応答スペクトル」という。）（以下、50Hz 透過震度及び 50Hz 透過床応答スペクトルを総称して「50Hz 透過耐震条件」という。）は、今回工認モデル（基本ケース及び不確かさケース*）の S s 5 波を用いた地震応答解析結果と応答比率を用いてそれぞれ以下のとおり設定する。

注記*：「不確かさケース」は VI-2-2-2 「原子炉建物の地震応答計算書」に示すケース 2（地盤物性 + σ ）及びケース 3（地盤物性 - σ ）を示す。

イ. 50Hz 透過震度

各標高について、工認モデル（基本ケース）を用いた地震応答解析から得られる応答波の最大応答加速度に上記で算出した応答比率を乗じて作成したものと、工認モデル（不確かさケース）を用いた地震応答解析から得られる応答波の最大応答加速度に上記で算出した応答比率を乗じて作成したものを包絡させて作成する。50Hz 透過震度の作成フローを図 4-21 に示す。

ロ. 50Hz 透過床応答スペクトル

各標高・各減衰について、工認モデル（基本ケース）を用いた地震応答解析から得られる応答波を用いて作成した床応答スペクトルに上記で算出した周期ごとの応答比率を乗じ ±10% 拡幅したものと、工認モデル（不確かさケース）を用いた地震応答解析から得られる応答波を用いて作成した床応答スペクトルに上記で算出した周期ごとの応答比率を乗じたものを包絡させて作成する。50Hz 透過床応答スペクトルの作成フローを図 4-22 に示す。また、50Hz 透過床応答スペクトルの作成例を図 4-23 に示す。

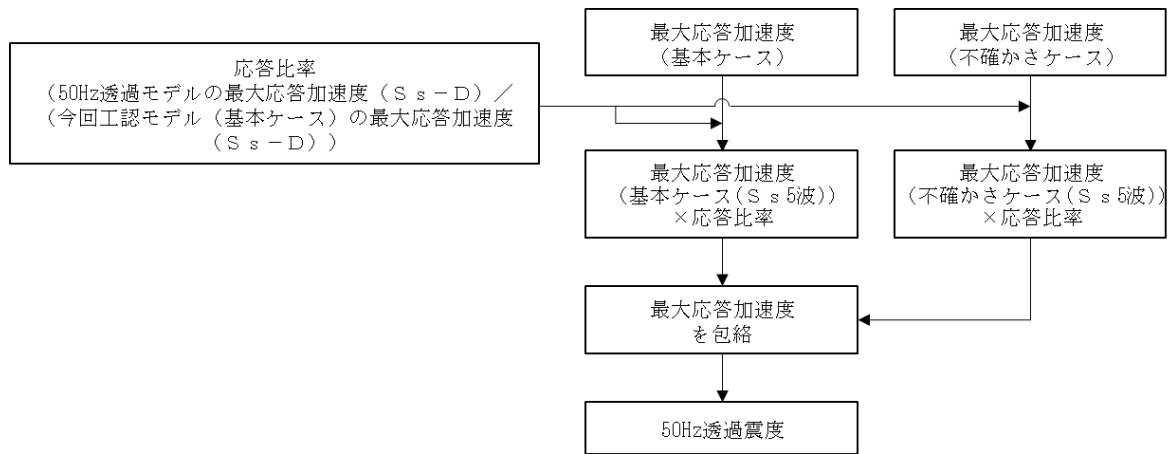


図 4-21 50Hz 透過震度の作成フロー

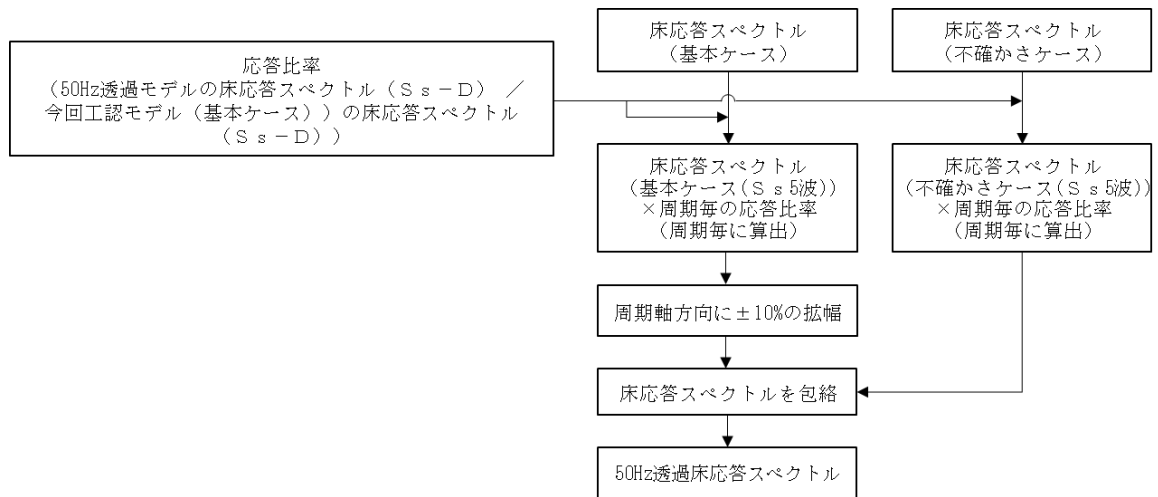
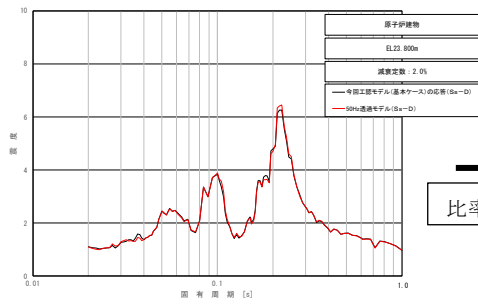
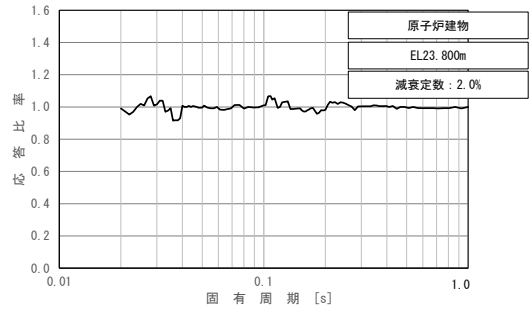


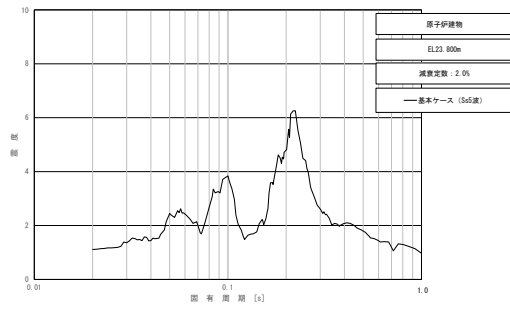
図 4-22 50Hz 透過床応答スペクトルの作成フロー



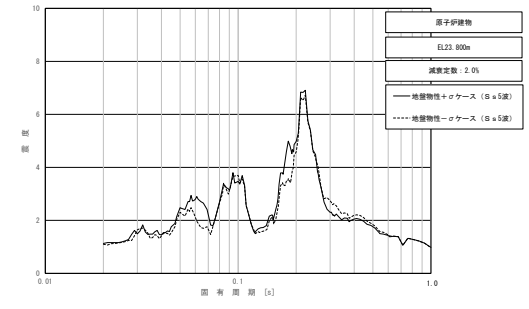
比率算定



応答比率 (50Hz 透過モデル (S s -D) /
今回工認モデル (基本ケース) (S s -D))

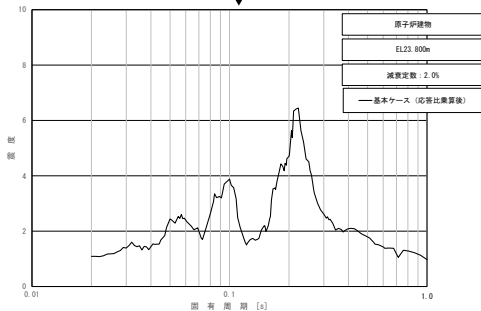


今回工認モデルの床応答スペクトル
((基本ケース) (S s 5 波))

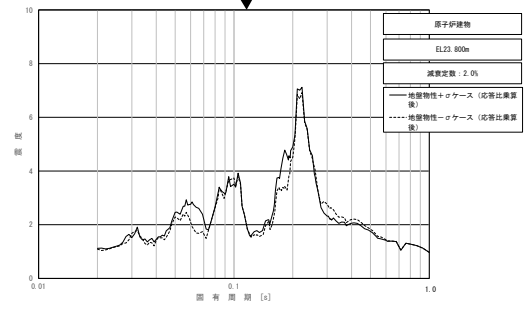


今回工認モデルの床応答スペクトル
((不確かさケース) (S s 5 波))

応答比率を乗じる



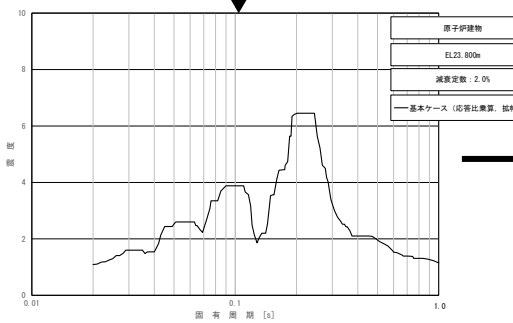
50Hz 透過床応答スペクトル (基本ケース,
拡幅前)



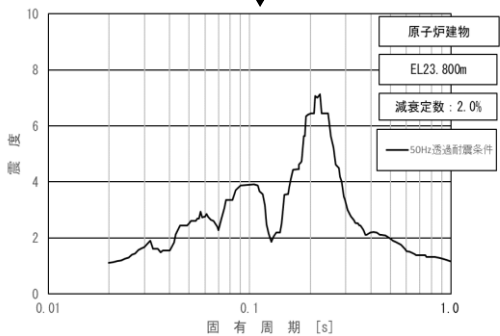
50Hz 透過床応答スペクトル (不確かさケース)

周期軸方向に±10%拡幅

包絡



50Hz 透過床応答スペクトル (基本ケース,
±10%拡幅後)



50Hz 透過床応答スペクトル

図 4-23 50Hz 透過床応答スペクトルの作成例
(水平方向 (EW), 原子炉建物 23.800m, 基準地震動 S s, 減衰 2.0%)

(c) 条件比率の作成

(b)で作成した 50Hz 透過耐震条件と耐震計算に用いる耐震条件との条件比率について、以下のように作成する。

イ. 震度

$$\text{条件比率} = \frac{50\text{Hz 透過震度}}{\text{設計用震度 I (弁の動的機能維持評価に適用する震度)}}$$

ロ. 床応答スペクトル

$$\text{条件比率} = \frac{50\text{Hz 透過床応答スペクトル}}{\text{弁の動的機能維持評価に適用する床応答スペクトル}}$$

(d) 簡易評価

(a)の検討対象設備に対する裕度（許容値/発生値）を整理の上、(c)で作成した条件比率と設備の裕度との比較（以下「簡易評価」という。）を行い、簡易評価により条件比率が設備の裕度を下回ることを確認する。

条件比率の適用方法を以下に示す。なお、条件比率の適用方法及び簡易評価方法を以下に示す。

イ. 震度

各対象弁を支持する配管系の評価用震度（1.2ZPA）における条件比率を簡易評価に適用する。

ロ. 床応答スペクトル

各対象弁を支持する配管系の評価用床応答スペクトルにおける 0.02～1.0s 間の条件比率の最大値を簡易評価に適用する。床応答スペクトルの条件比率の適用方法を図 4-24 に示す。

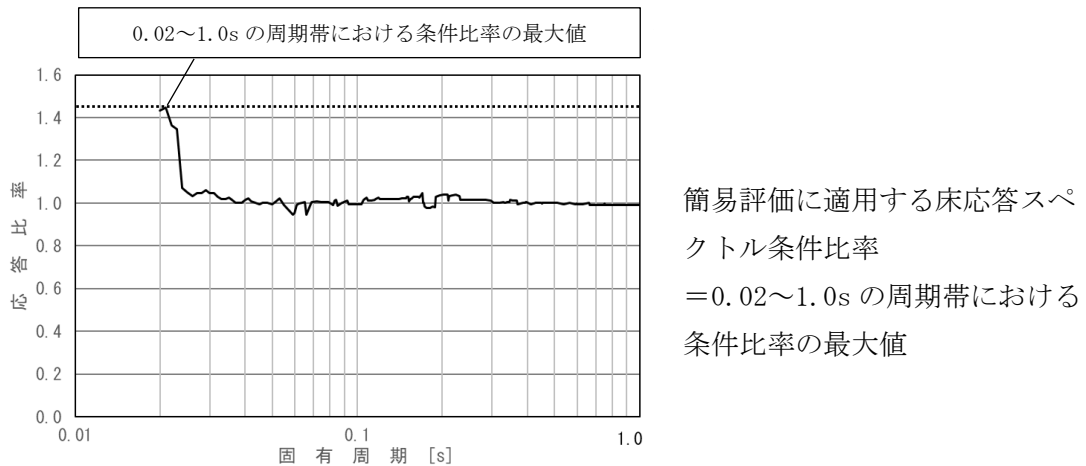


図 4-24 床応答スペクトルの条件比率の適用方法

b. 検討結果

(a) 50Hz 透過耐震条件（E W方向）の作成結果

弁の動的機能維持評価においては、震度（1.2ZPA）及び1～50Hzの周期範囲において計算して作成した床応答スペクトルを適用して評価する。原子炉建物に設置される動的機能維持評価対象弁の評価用の50Hz透過震度を表4-12及び表4-13に、50Hz透過床応答スペクトルを図4-25～図4-27に示す。また、同図にはNS2-補-027-05「弁の動的機能維持評価について」に示される弁の動的機能維持評価に適用する床応答スペクトルを併記して示す。

50Hz透過床応答スペクトルと弁の動的機能維持評価に適用する床応答スペクトルを比較し、各標高・各減衰について、50Hz透過床応答スペクトル／弁の動的機能維持評価に適用する床応答スペクトルにより周期ごとの条件比率を算定する。

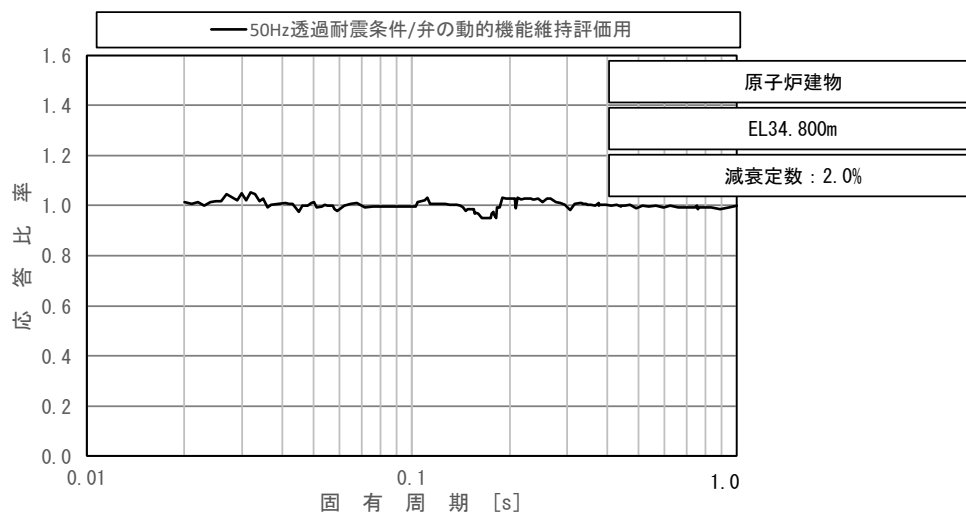
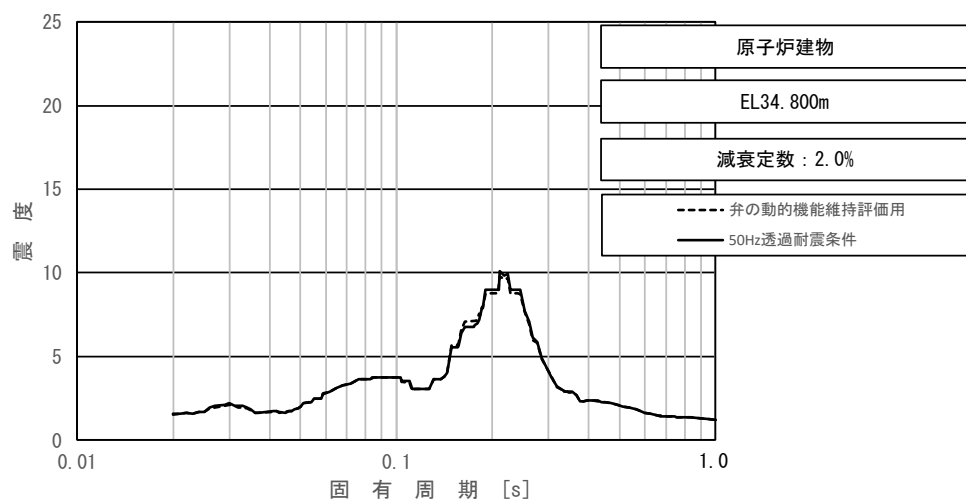
50Hz透過震度及び50Hz透過床応答スペクトルの条件比率の最大値は1.45であった。

表 4-12 震度 (原子炉建物)
 基準地震動 S_s , 1.2ZPA, 水平方向 (EW)

構造物名	質点番号	標高 EL(m)	震度 ($\times 9.80665\text{m/s}^2$) $\times 1.2$		条件比率
	EW 方向		① 設計用 I	② 50Hz 透過 耐震条件	②/①
原子炉 建物	6, 12, 20, 24, 29	34.800	1.41	1.41	1.00
	7, 13, 21, 25, 30	30.500	1.75	1.75	1.00
	8, 14, 26, 31	23.800	1.17	1.17	1.00
	1, 9, 15, 27, 32	15.300	1.04	1.05	1.01
	2, 10, 28, 33	8.800	1.06	1.07	1.01

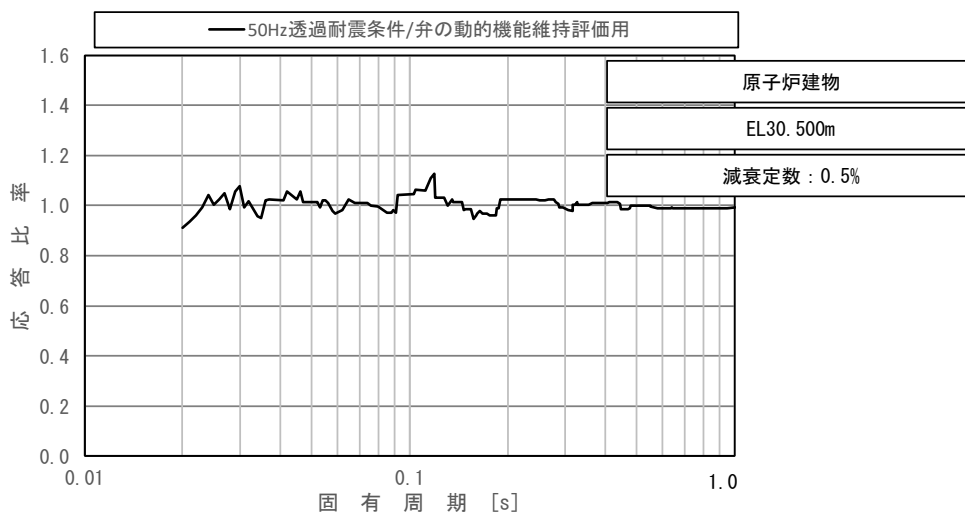
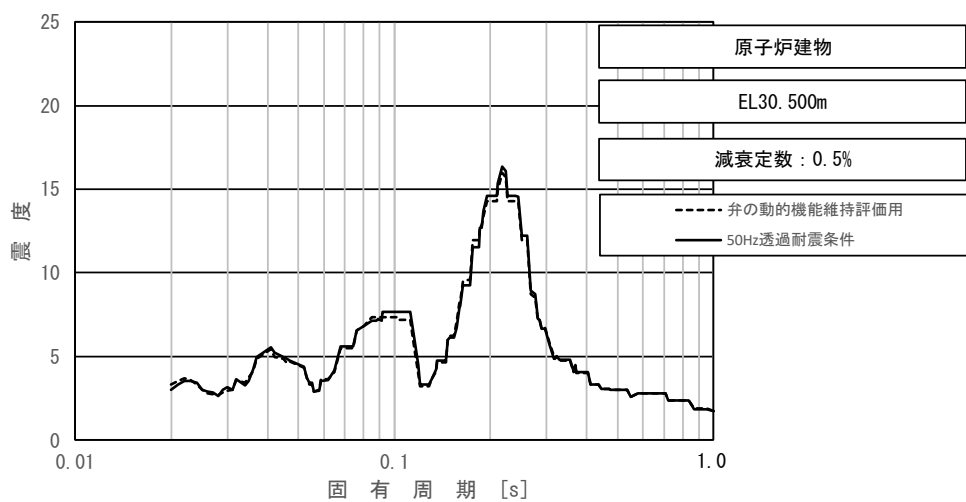
表 4-13 震度 (ガンマ線遮蔽壁及び原子炉压力容器ペDESTAL)
 基準地震動 S_s , 1.2ZPA, 水平方向 (EW)

構造物名	質点番号	標高 EL(m)	震度 ($\times 9.80665\text{m/s}^2$) $\times 1.2$		条件比率
	EW 方向		① 設計用 I	② 50Hz 透過 耐震条件	②/①
ガンマ線遮蔽壁	55	26.981	2.60	2.68	1.04
	56	24.000	2.33	2.40	1.04
	57	21.500	1.98	2.02	1.03
原子炉压力容器 ペDESTAL	59	15.944	1.37	1.39	1.02
	60	13.022	1.24	1.26	1.02



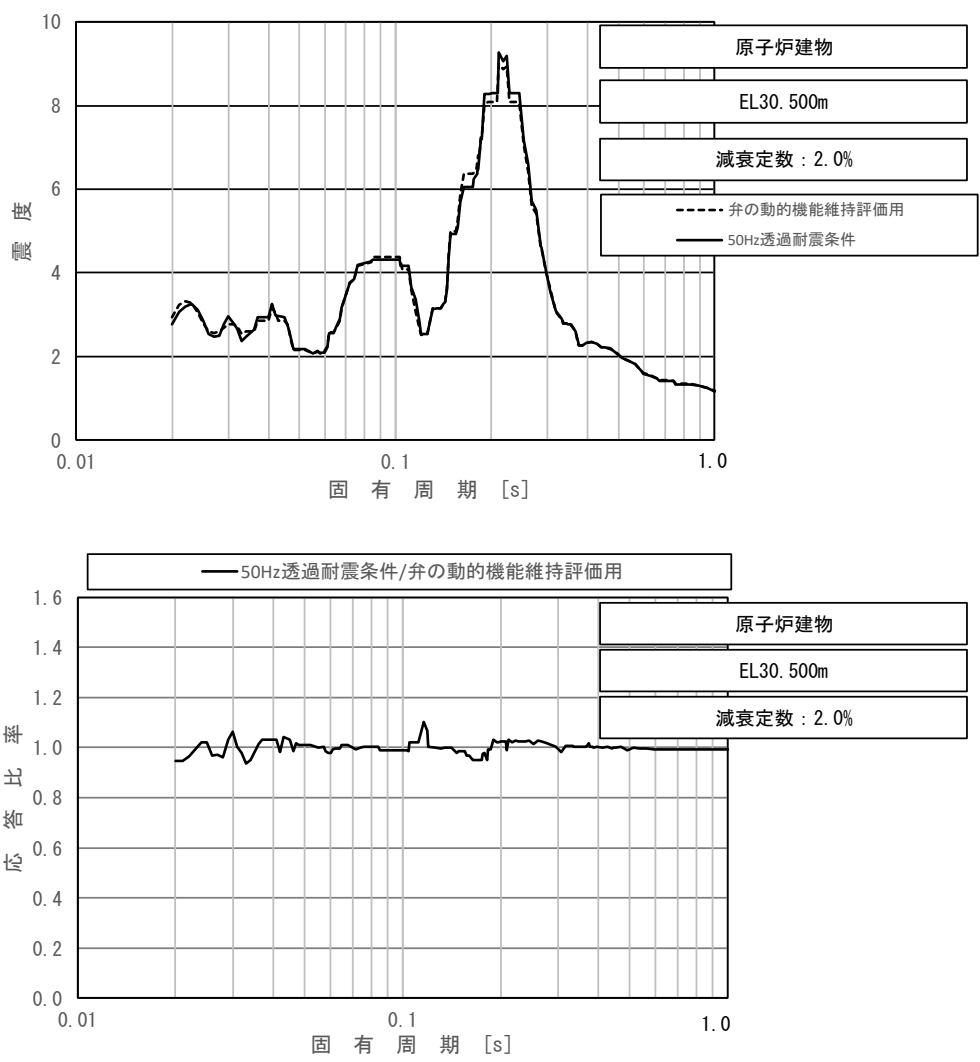
上段：床応答スペクトル
 下段：床応答スペクトル条件比率

図 4-25(1/8) 弁の動的機能維持評価適用条件と 50Hz 透過耐震条件の
 床応答スペクトル及び条件比率
 (基準地震動 S_s , 水平方向 (EW) : 原子炉建物 EL 34.800m)



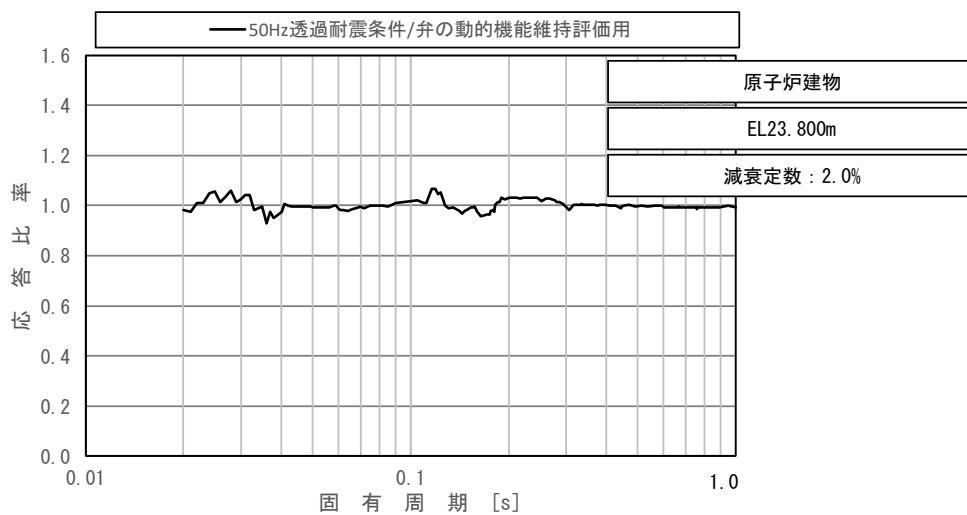
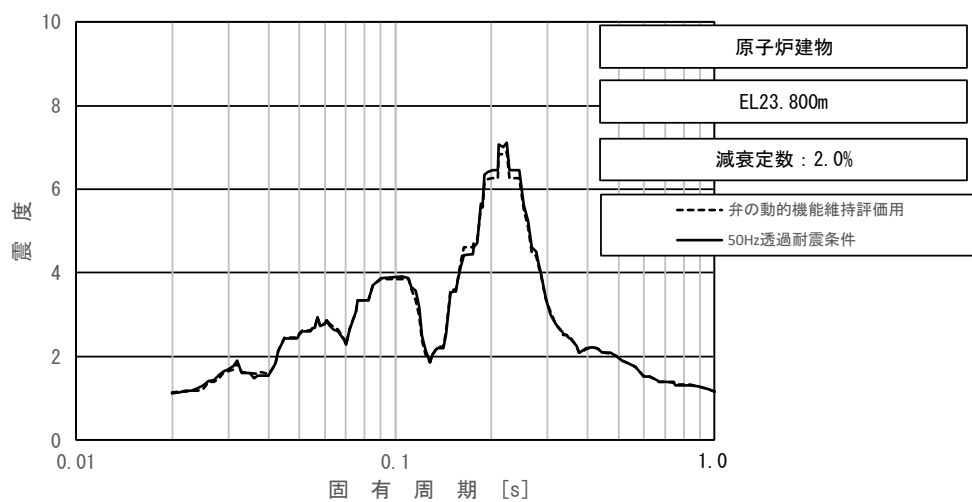
上段：床応答スペクトル
 下段：床応答スペクトル条件比率

図 4-25 (2/8) 弁の動的機能維持評価適用条件と 50Hz 透過耐震条件の
 床応答スペクトル及び条件比率
 (基準地震動 S_s , 水平方向 (EW) : 原子炉建物 EL 30.500m)



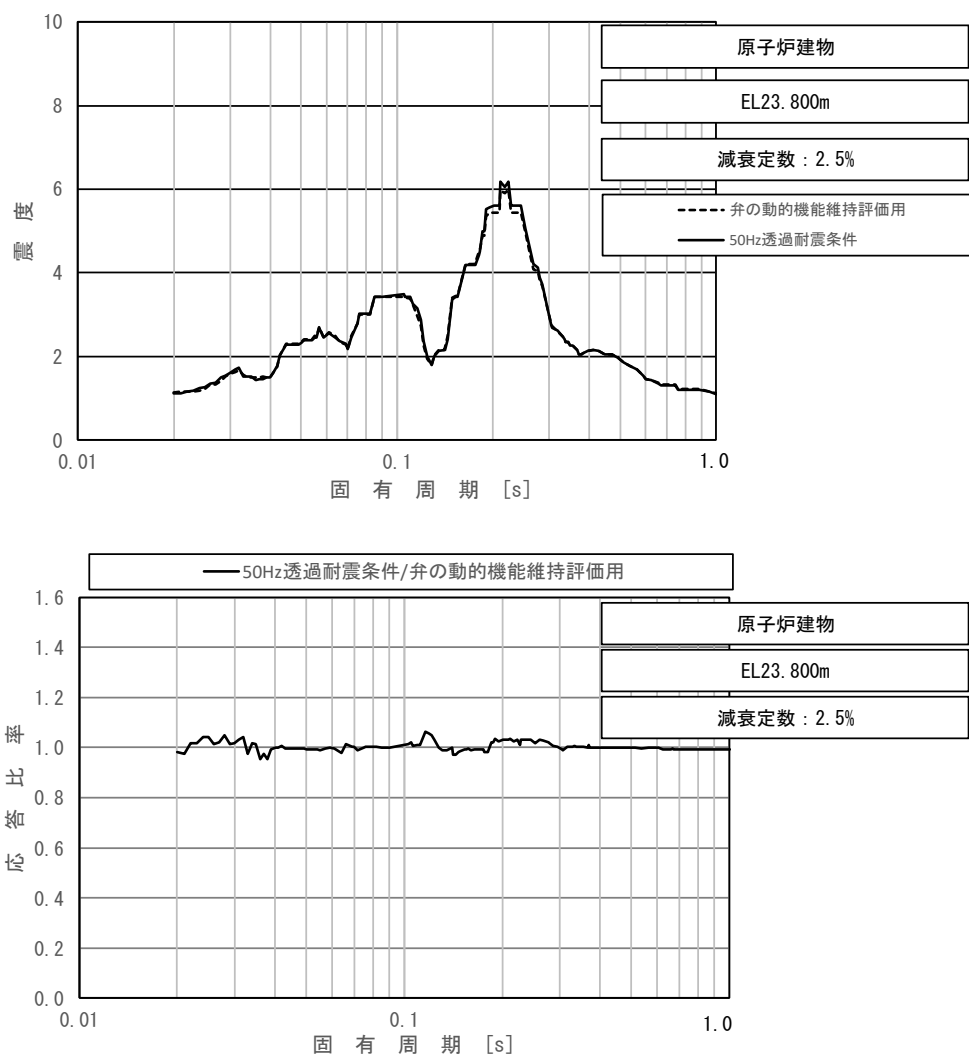
上段：床応答スペクトル
 下段：床応答スペクトル条件比率

図 4-25(3/8) 弁の動的機能維持評価適用条件と 50Hz 透過耐震条件の
 床応答スペクトル及び条件比率
 (基準地震動 S_s , 水平方向 (EW) : 原子炉建物 EL 30.500m)



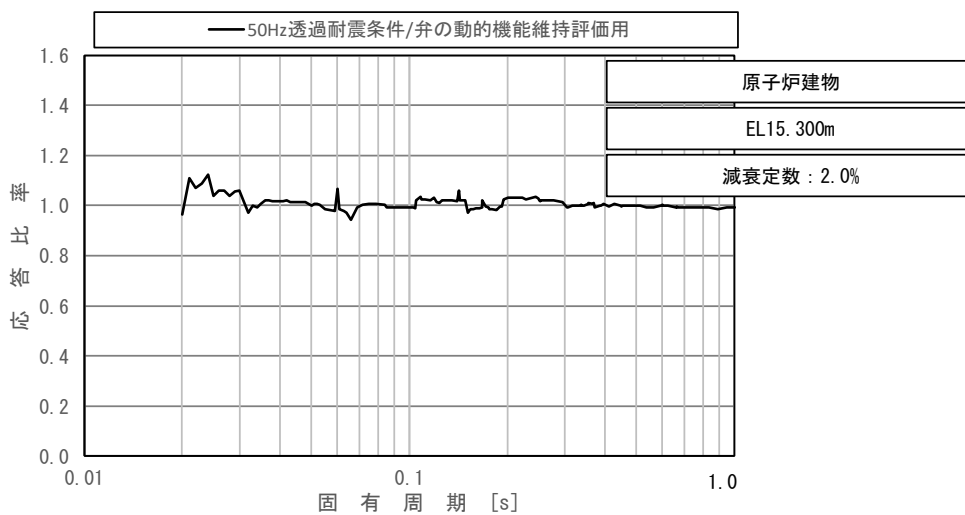
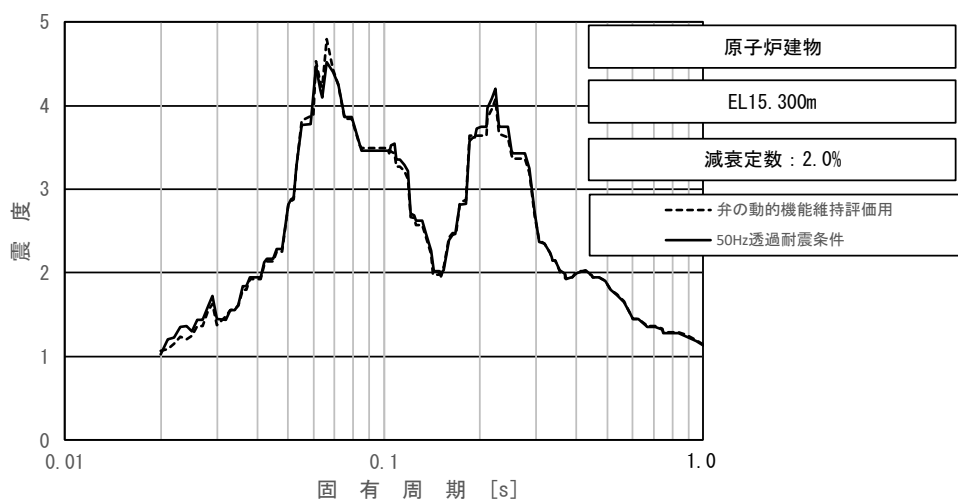
上段：床応答スペクトル
 下段：床応答スペクトル条件比率

図 4-25 (4/8) 弁の動的機能維持評価適用条件と 50Hz 透過耐震条件の
 床応答スペクトル及び条件比率
 (基準地震動 S_s, 水平方向 (EW) : 原子炉建物 EL 23.800m)



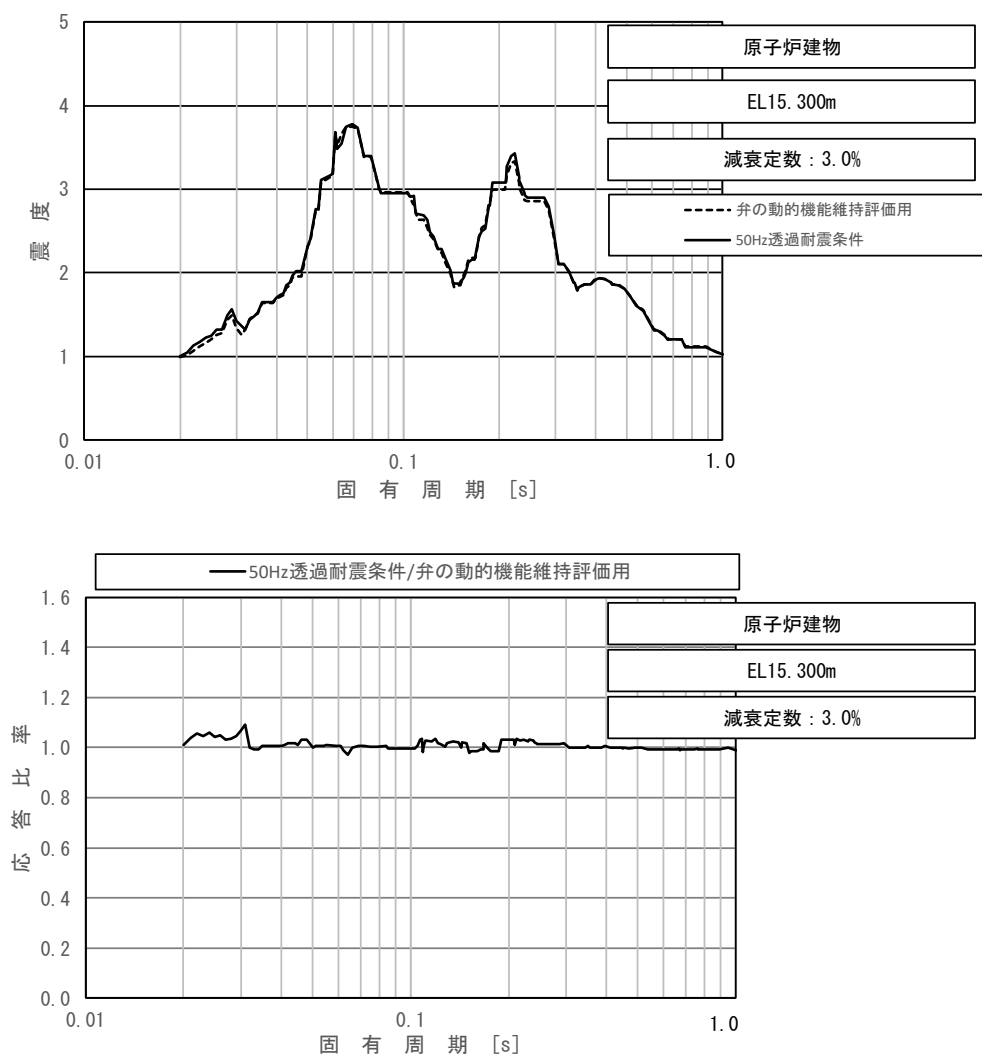
上段：床応答スペクトル
 下段：床応答スペクトル条件比率

図 4-25(5/8) 弁の動的機能維持評価適用条件と 50Hz 透過耐震条件の
 床応答スペクトル及び条件比率
 (基準地震動 S_s , 水平方向 (EW) : 原子炉建物 EL 23.800m)



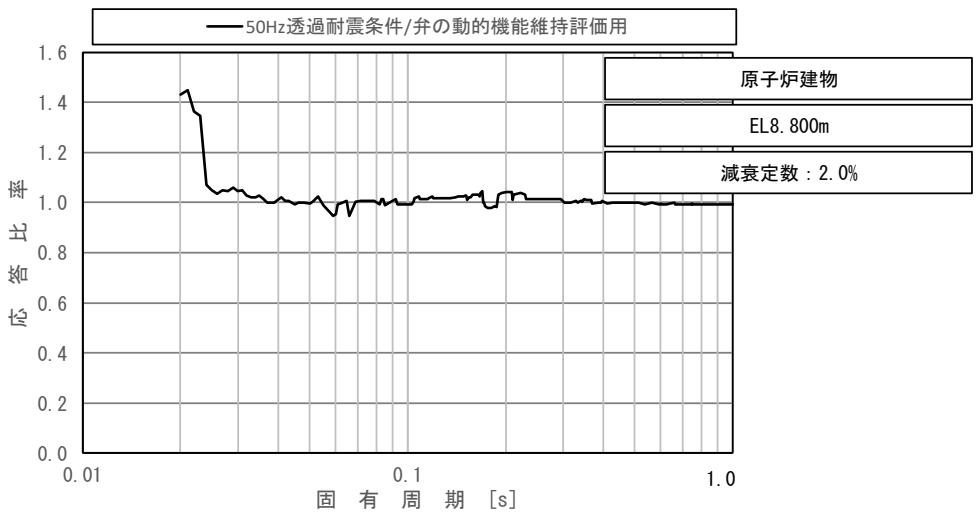
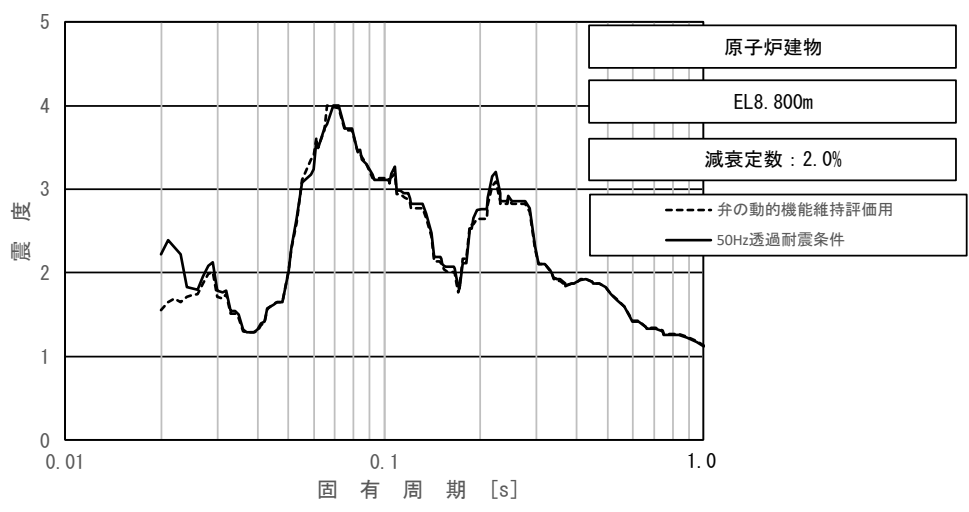
上段：床応答スペクトル
 下段：床応答スペクトル条件比率

図 4-25 (6/8) 弃の動的機能維持評価適用条件と 50Hz 透過耐震条件の
 床応答スペクトル及び条件比率
 (基準地震動 S s, 水平方向 (EW) : 原子炉建物 EL 15.300m)



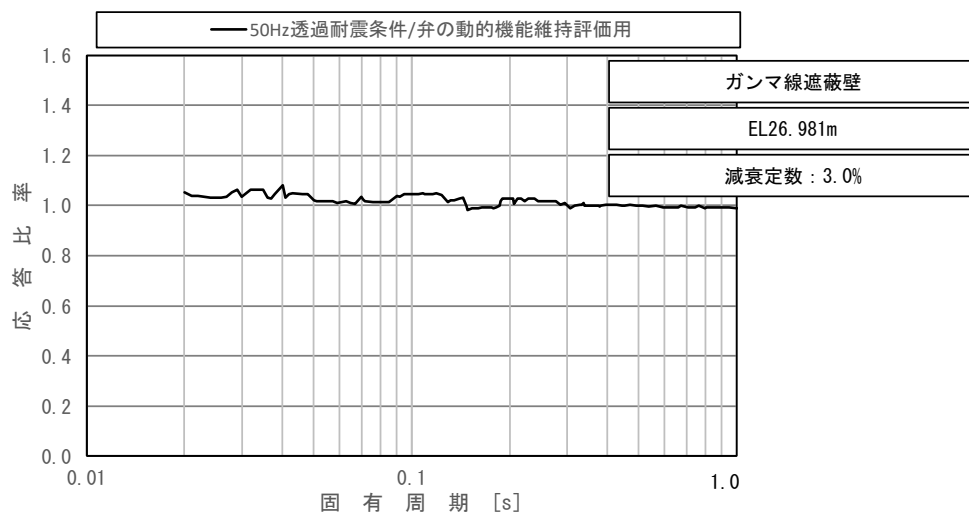
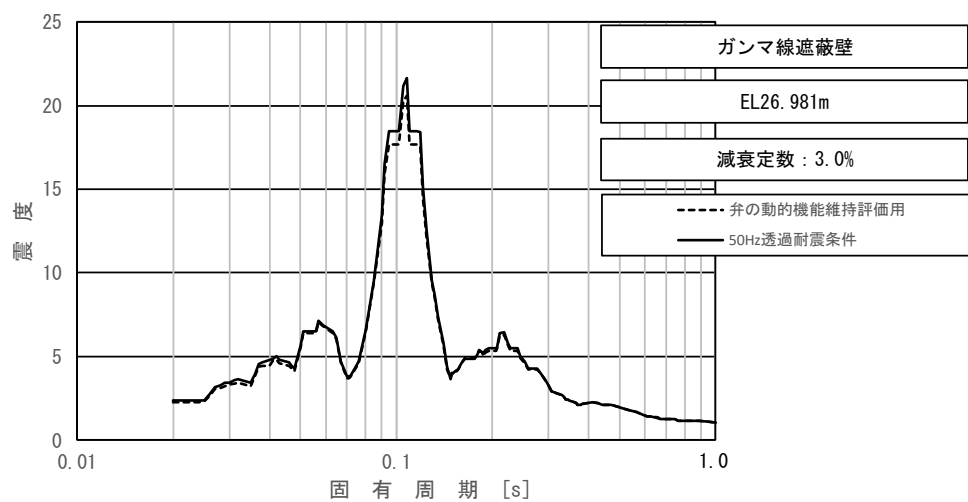
上段：床応答スペクトル
 下段：床応答スペクトル条件比率

図 4-25(7/8) 弁の動的機能維持評価適用条件と 50Hz 透過耐震条件の
 床応答スペクトル及び条件比率
 (基準地震動 S_s , 水平方向 (EW) : 原子炉建物 EL 15.300m)



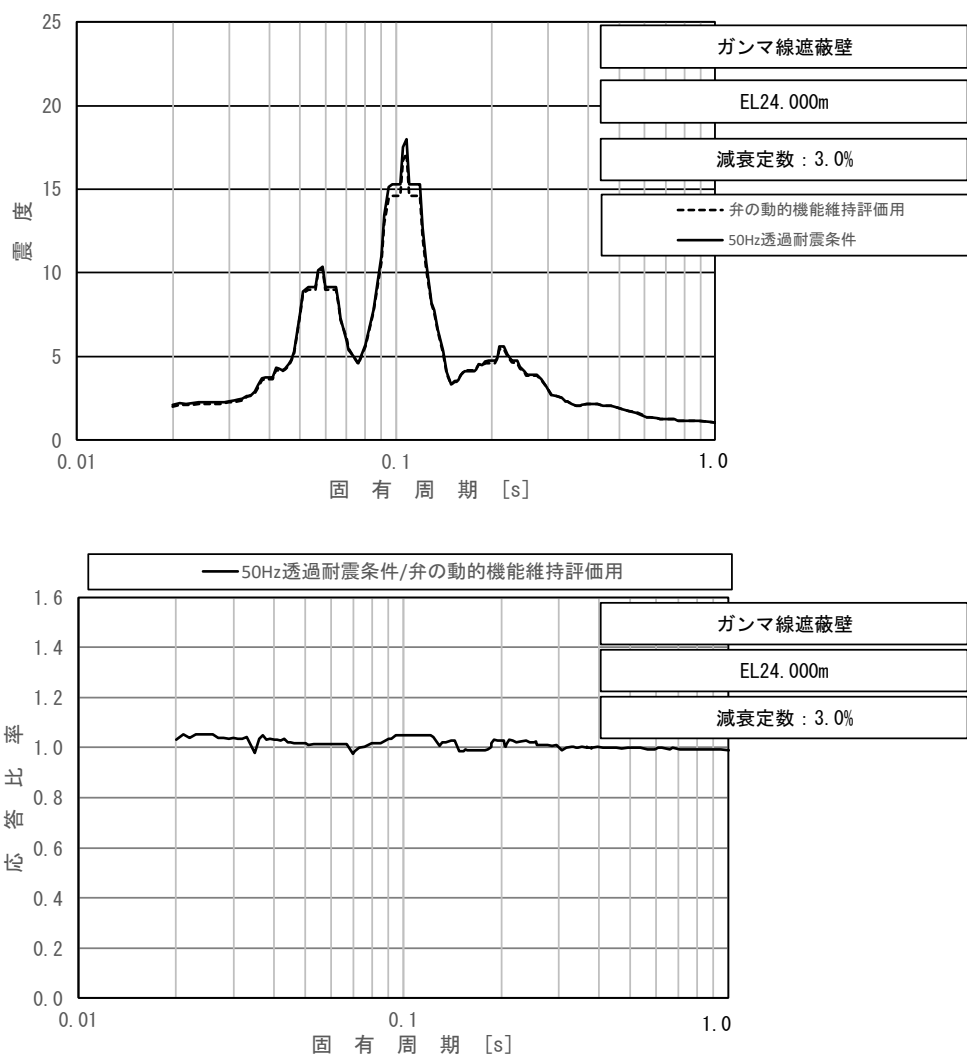
上段：床応答スペクトル
 下段：床応答スペクトル条件比率

図 4-25 (8/8) 弁の動的機能維持評価適用条件と 50Hz 透過耐震条件の
 床応答スペクトル及び条件比率
 (基準地震動 S_s , 水平方向 (EW) : 原子炉建物 EL 8.800m)



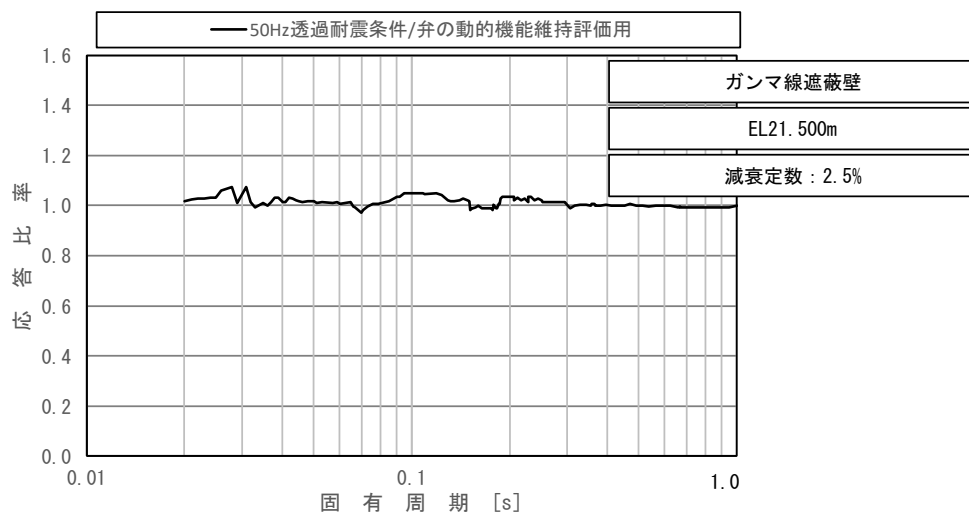
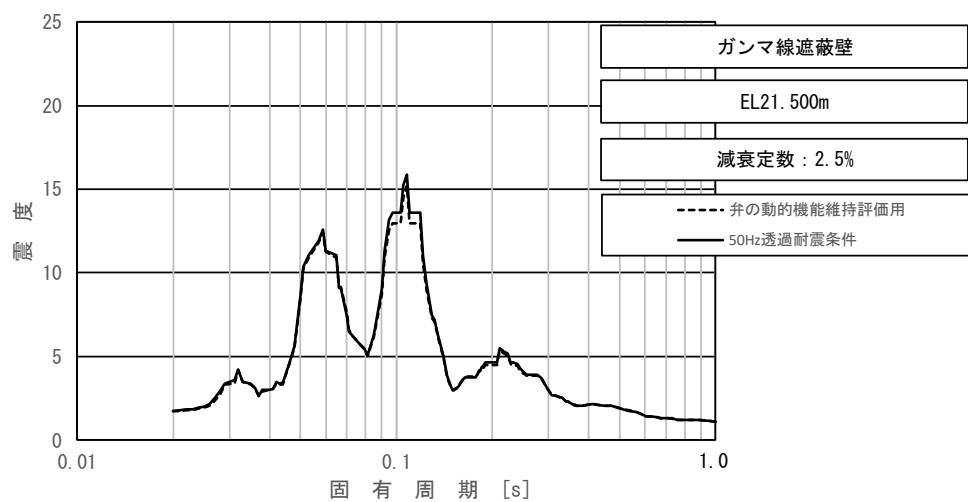
上段：床応答スペクトル
 下段：床応答スペクトル条件比率

図 4-26(1/4) 弁の動的機能維持評価適用条件と 50Hz 透過耐震条件の
 床応答スペクトル及び条件比率
 (基準地震動 S_s , 水平方向 (EW) : ガンマ線遮蔽壁 EL 26.981m)



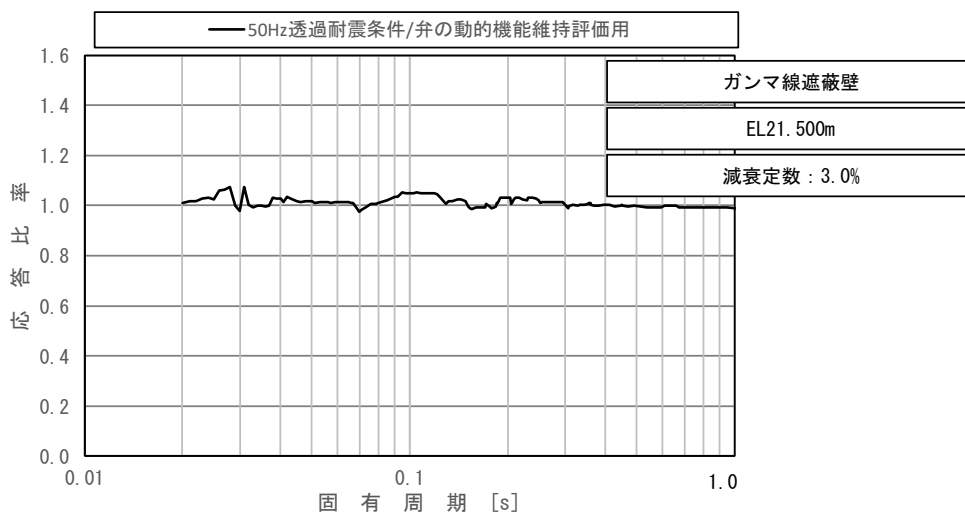
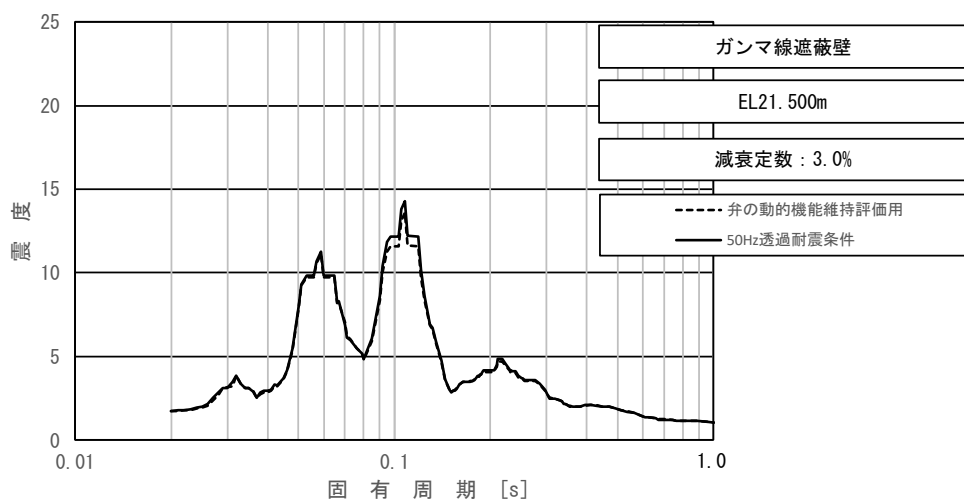
上段：床応答スペクトル
 下段：床応答スペクトル条件比率

図 4-26 (2/4) 弁の動的機能維持評価適用条件と 50Hz 透過耐震条件の
 床応答スペクトル及び条件比率
 (基準地震動 S_s , 水平方向 (EW) : ガンマ線遮蔽壁 EL 24.000m)



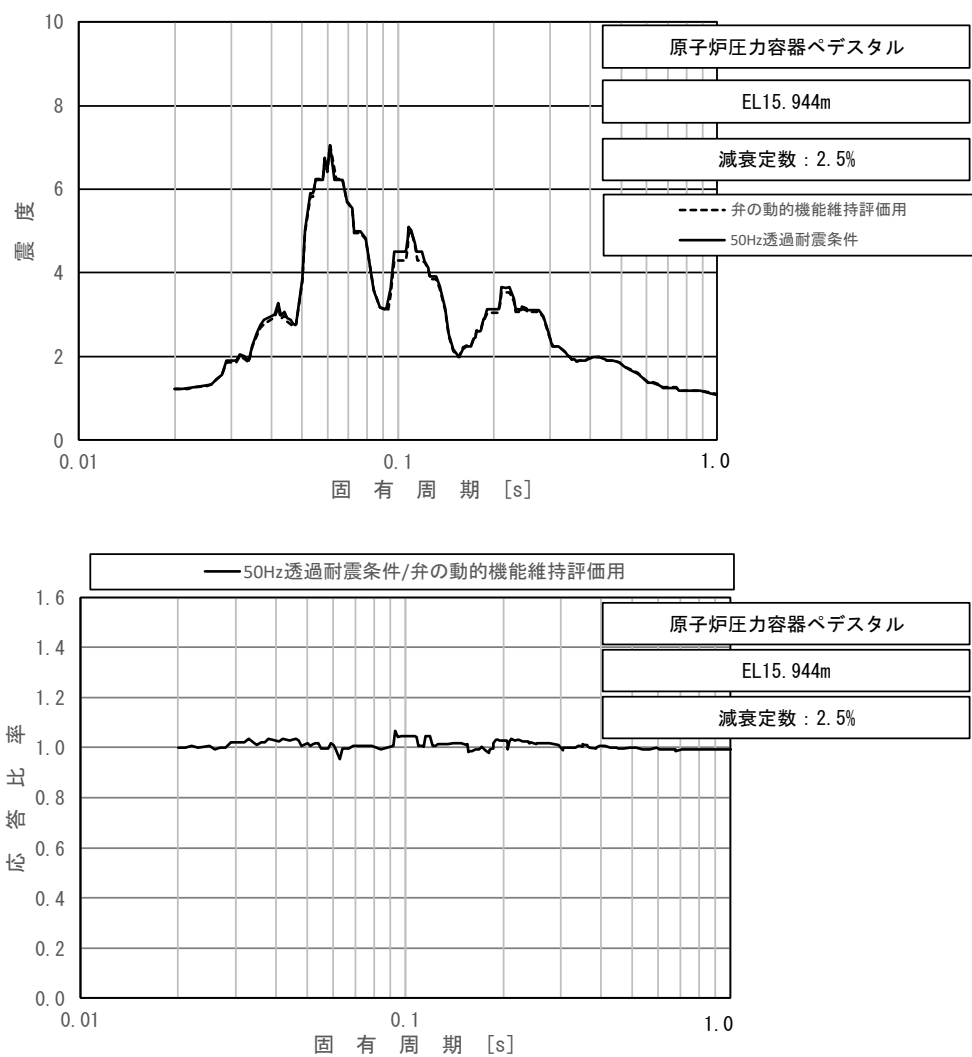
上段：床応答スペクトル
 下段：床応答スペクトル条件比率

図 4-26 (3/4) 弁の動的機能維持評価適用条件と 50Hz 透過耐震条件の
 床応答スペクトル及び条件比率
 (基準地震動 S_s , 水平方向 (EW) : ガンマ線遮蔽壁 EL 21.500m)



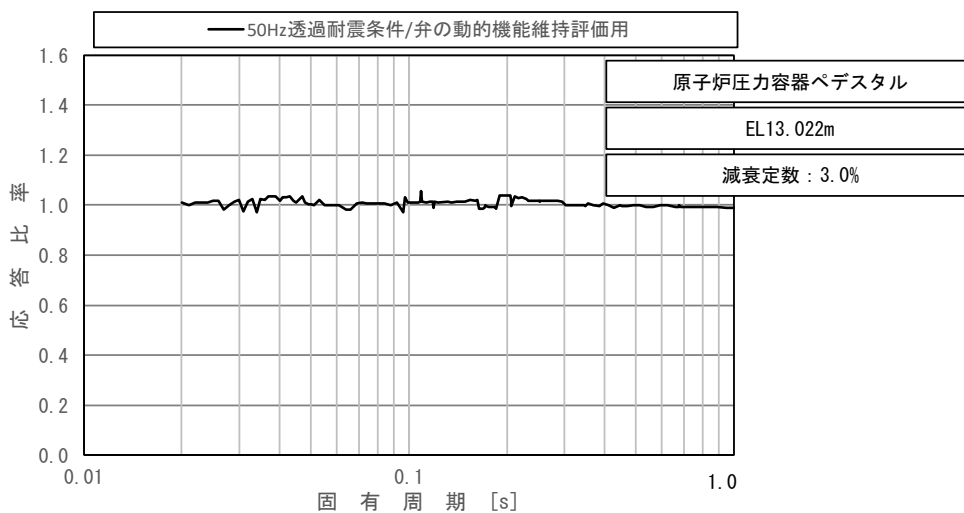
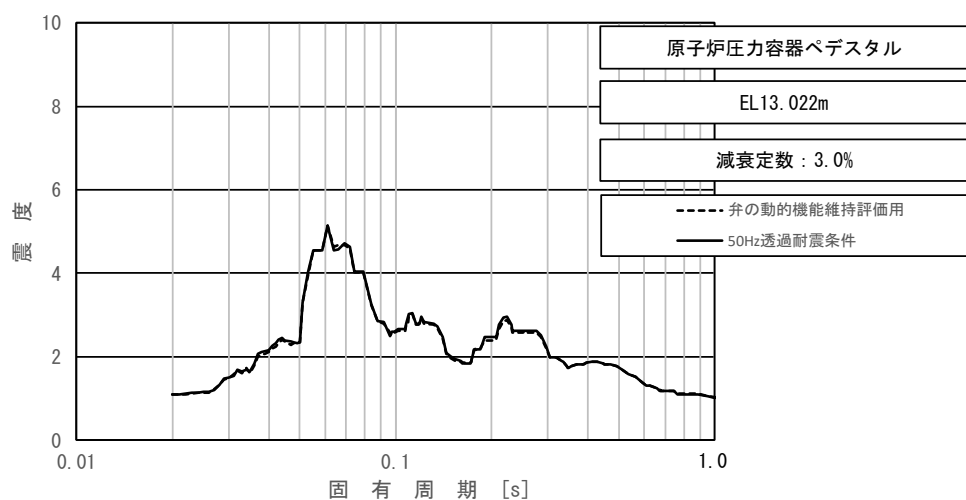
上段：床応答スペクトル
 下段：床応答スペクトル条件比率

図 4-26 (4/4) 弁の動的機能維持評価適用条件と 50Hz 透過耐震条件の
 床応答スペクトル及び条件比率
 (基準地震動 S_s , 水平方向 (EW) : ガンマ線遮蔽壁 EL 21.500m)



上段：床応答スペクトル
 下段：床応答スペクトル条件比率

図 4-27(1/2) 弁の動的機能維持評価適用条件と 50Hz 透過耐震条件の
 床応答スペクトル及び条件比率
 (基準地震動 S_s , 水平方向 (EW) : 原子炉圧力容器ペDESTAL EL 15.944m)



上段：床応答スペクトル
 下段：床応答スペクトル条件比率

図 4-27(2/2) 弁の動的機能維持評価適用条件と 50Hz 透過耐震条件の
 床応答スペクトル及び条件比率
 (基準地震動 S_s , 水平方向 (EW) : 原子炉圧力容器ペDESTAL EL 13.022m)

(b) 影響検討結果

原子炉建物に設置される動的機能維持評価対象弁に対して簡易評価を実施した。条件比率の最大値が 1.45 であるため、動的機能維持評価対象弁のうち、裕度 1.45 以下の弁 (No. 1~5) 及び条件比率が最大比率である 1.45 となる弁 (No. 6, 7) を選定し、簡易評価を実施した結果を表 4-14 に示す。簡易評価の結果、No. 1, 3 以外の動的機能維持評価対象弁については条件比率が設備の裕度以下となっていることを確認した。

条件比率が設備の裕度を上回る No. 1, 3 の弁について 50Hz 透過耐震条件を用いて詳細評価を実施した結果を表 4-15 に示す。詳細評価の結果、どちらの弁についても構造強度評価上の最弱部位である操作部本体取付ボルト部における発生応力が許容応力を下回ることを確認した。

以上より、50Hz 透過モデルの応答を考慮しても動的機能維持評価対象弁の耐震性への影響がないことを確認した。

表 4-14 代表弁に対する簡易評価結果 (動的機能維持評価)

No.	系統	弁番号	弁名称	弁型式	方向	機能維持評価用加速度 ($\times 9.8\text{m/s}^2$)	機能確認済加速度 ($\times 9.8\text{m/s}^2$)	裕度	条件比率	簡易評価結果
1	RHR	AV222-1A	A-試験可能逆止弁	空気作動逆止弁	水平	5.92	6.0	1.01	1.06	×
2	RHR	AV222-1C	C-試験可能逆止弁	空気作動逆止弁	水平	4.90	6.0	1.22	1.06	○
3	RHR	AV222-3A	A-炉水戻り試験可能逆止弁	空気作動逆止弁	水平	5.82	6.0	1.03	1.07	×
4	LPCS	AV223-1	試験可能逆止弁	空気作動逆止弁	水平	5.52	6.0	1.08	1.08	○
5	HPCS	AV224-1	試験可能逆止弁	空気作動逆止弁	水平	4.60	6.0	1.30	1.08	○
6	RHR	MV222-7	RHR 炉水入口外側隔離弁	電動ゲート弁	水平	2.45	6.0	2.44	1.45	○
7	HPCS	MV224-1	HPCS ポンプ復水貯蔵水入口弁	電動ゲート弁	水平	1.48	6.0	4.05	1.45	○

表 4-15 50Hz 透過耐震条件を用いた詳細評価結果

No.	系統	弁番号	弁名称	評価部位	応力分類	詳細評価条件			50Hz透過耐震条件を用いた評価		詳細評価結果
						建物	EL(m)	減衰定数(%)	発生値(MPa)	許容値(MPa)	
1	RHR	AV222-1A	A-試験可能逆止弁	操作部本体取付ボルト部	組合せ	ガンマ線遮蔽壁	24.000	3.0	31	886	○
3	RHR	AV222-3A	A-炉水戻り試験可能逆止弁	操作部本体取付ボルト部	組合せ	原子炉圧力容器ペDESTAL	15.944	2.5	27	886	○

4.5 観測記録を用いたシミュレーション解析による入力地震動評価に関する検証

(1) 検討概要

本検討は、2000年10月6日鳥取県西部地震（以下「2000年鳥取県西部地震」という。）の観測記録を用いた水平方向及び鉛直方向の入力地震動に関する地盤のシミュレーション解析により、入力地震動評価に用いている地盤モデルの妥当性を示すものである。

(2) 検討条件

本検討では、建物の基礎直下において地震観測を行っている原子炉建物を対象に、2000年鳥取県西部地震時に観測されたEL-135mにおける鉛直アレイ観測記録を用いて評価した建物基礎直下での入力地震動と原子炉建物の基礎直下で観測された地震動の加速度応答スペクトルを比較し、今回工認で入力地震動評価に用いている地盤モデルの妥当性を確認する。

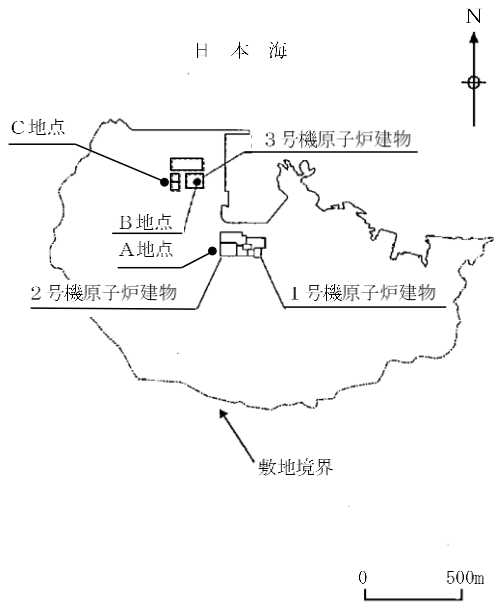
鉛直アレイの地震計配置図を図4-28に、本検討の検討概要を表4-16に、地盤物性値を表4-17に示す。シミュレーション解析に用いている観測記録は、原子炉建物近傍のA地点の記録とし、浅部地盤の影響の少ないEL-135mの記録を用いる。

地震動の引き下げについては、解放地盤モデルを用いて、鉛直アレイ観測記録をEL-135mに入力し、一次元波動論によりEL-215mにおける入射波を算定する。

地震動の引き上げについては、今回工認の評価手法と同様に、地盤モデル（水平方向は2次元FEMモデル、鉛直方向は1次元モデル）の底部EL-215mに地震動の引き下げにより算定した入射波を入力することで、原子炉建物の基礎直下での入力地震動を算定する。

なお、地震動の引き下げ及び引き上げに用いる解放地盤モデル、2次元FEMモデル及び1次元モデルは、今回工認の入力地震動評価に用いるモデルと同じであるが、表層地盤①-1の地盤剛性及び減衰定数については、2000年鳥取県西部地震による地震動レベルを踏まえて、ひずみ依存性を考慮せず、表4-17に示すとおり岩盤①-2と同じ値*とする。

注記*：今回工認モデルの表層地盤①-1の初期剛性については、 $G_0 = 1.707 \times 10^2 \text{ (N/mm}^2\text{)}$ に設定しており、その直下の岩盤①-2（ $G = 1.31 \times 10^2 \text{ (N/mm}^2\text{)}$ ）と概ね同程度であることから、本検討では、表層地盤①-1の地盤剛性及び減衰定数を直下の岩盤①-2と同じ値とする。



地点名	A地点	B地点	C地点
地震計 設置位置 (数値は標高 を表す。)	※1 +15m G. L. +15m	G. L. +46m	
	+10m	+8m	G. L. +8.5m
	※2 -6m (-5m)	-13m	-10m
	-135m	-100m	-135m
		-215m	-215m
		-221m	
観測期間	1988年9月 現在	1998年6月 2004年3月	2011年2月 現在

○：地震計位置
 ※1：2007年6月から観測開始
 ※2：2013年10月から設置深度を-5mから-6mに変更

図 4-28 鉛直アレイの地震計配置図

表 4-16 検討概要

観測記録		2000年鳥取県西部地震 (EL-135mにおける鉛直アレイ観測記録)
地盤	引下げ	解放地盤モデル
条件	引上げ	水平方向：2次元FEMモデル 鉛直方向：1次元モデル
概念図	水平方向	<p>[2次元FEMモデル]</p>
	鉛直方向	<p>[1次元モデル]</p>

表 4-17 地盤物性値

層番号*	S波速度 V _s (m/s)	P波速度 V _p (m/s)	単位体積 重量 γ (kN/m ³)	ポアソン比 ν	せん断 弾性係数 G (×10 ⁵ kN/m ²)	減衰定数 h (%)
表層①-1	250	800	20.7	0.45	1.31	3
岩盤①-2	250	800	20.6	0.446	1.31	3
岩盤②	900	2100	23.0	0.388	19.0	3
岩盤③	1600	3600	24.5	0.377	64.0	3
岩盤④	1950	4000	24.5	0.344	95.1	3
岩盤⑤	2000	4050	26.0	0.339	105.9	3
岩盤⑥	2350	4950	27.9	0.355	157.9	3

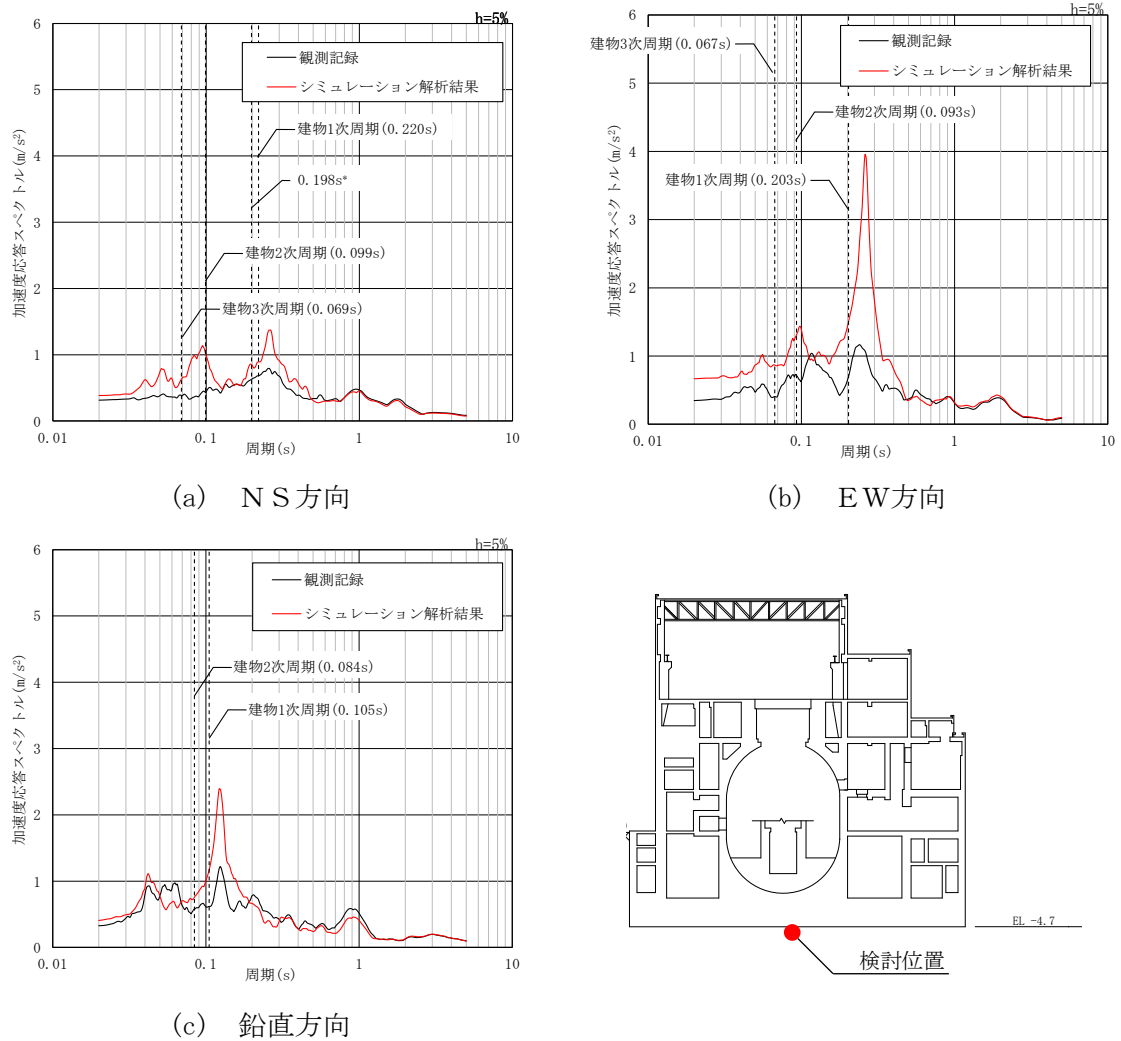
注記*：層番号は解析モデル図(表 4-16)を参照

(3) 検討結果

シミュレーション解析による建物基礎直下の入力地震動と建物基礎直下における観測記録の加速度応答スペクトルの比較及び建物の主要な固有周期*を図 4-29 に示す。

シミュレーション解析結果は、観測記録の1次ピークを捉えており、全周期帯において概ね保守的な評価となっていることから、今回工認に用いる地盤モデルは妥当である。

注記*：建物-地盤連成の固有周期のうち、刺激係数が概ね 1.0 を超えるものとして、水平方向は 1 次～3 次固有周期、鉛直方向は 1 次及び 2 次固有周期を示す。



	NS方向				EW方向			鉛直方向	
	1次	2次	3次	0.198s*	1次	2次	3次	1次	2次
①観測記録 (m/s ²)	0.68	0.43	0.39	0.63	0.70	0.71	0.41	0.62	0.58
②解析結果 (m/s ²)	0.89	1.02	0.63	0.85	1.50	1.31	0.87	1.17	0.76
応答比率 (②/①)	1.31	2.38	1.64	1.35	2.15	1.84	2.13	1.89	1.31

注記*：「4.1 表層地盤の物性値に関する検討」の「(4) 保守性に関する詳細検討」にて着目した周期

図 4-29 加速度応答スペクトルの比較（原子炉建物の基礎直下，2000年鳥取県西部地震）

4.6 隣接構造物及び地盤改良による影響に関する検討

(1) 検討概要

今回工認において、2次元FEMモデルにより入力地震動を評価している場合、対象建物の周辺にある建物・構築物等地下部分は、表層地盤と同様に、埋戻土でモデル化することを基本としている。一方、実際の建物・構築物等地下部分は埋戻土よりも剛性が高く、また、一部の埋戻土は地盤改良を施しているため、埋戻土よりも剛性の高い地盤となっている。

本検討は、建物規模や施設の重要性を踏まえて原子炉建物を代表して、対象建物・構築物の周辺にある建物・構築物等地下部分及び改良地盤部分(以下「周辺地盤」という。)をより詳細にモデル化したモデル(以下「等価剛性モデル」という。)と今回工認モデルによる入力地震動の加速度応答スペクトルを比較し、周辺地盤を埋戻土でモデル化する妥当性を確認する。

なお、本検討は、モデル化の違いによる入力地震動への影響について検討することから、位相特性の偏りがなく、全周期帯において安定した応答を生じさせる基準地震動S_s-Dに対して実施することとする。

(2) 検討条件

今回工認は、NS方向においては、タービン建物、取水槽及び改良地盤を、EW方向においては、廃棄物処理建物、1号機廃棄物処理建物及び1号機原子炉建物を表層地盤と同様に埋戻土でモデル化している。本検討で用いる等価剛性モデルは、埋戻土でモデル化している周辺地盤を建物・構築物等及び改良地盤と等価な剛性でモデル化することとする。

a. 等価物性値の設定

(a) 建物・構築物等のモデル化

建物・構築物及び取水槽の等価剛性の算定方針は、「4.2 一次元波動論による入力地震動評価の保守性に関する検討」に示す「b. 隣接する建物・構築物等の等価剛性及び等価単位体積重量の算定」と同様とする。

(b) 改良地盤のモデル化

改良地盤の物性値を以下に示す。物性値の設定については、NS2-補-023-01「地盤の支持性能について」に記載の改良地盤の解析用物性値を用いることとする。

イ. 初期せん断弾性係数 G_0

$$G_0 = G_{ma} \cdot (\sigma_m' / \sigma_{ma}')^{0.5}$$

ここで、 G_{ma} : 基準せん断弾性係数 (=1135000kN/m²)

σ_{ma}' : 基準平均有効拘束圧 (=98kN/m²)

σ_m' : 平均有効拘束圧 (= $(1 + K_0) \cdot \sigma_v' / 2$, $K_0 = 0.5$) (kN/m²)

σ_v' : 上載荷重 (kN/m²)

ロ. 剛性低下率 G/G_0

剛性低下率 G/G_0 のひずみ依存特性は、以下の式により算定する。

$$\frac{G}{G_0} = \frac{1}{1 + \gamma / 0.00110}$$

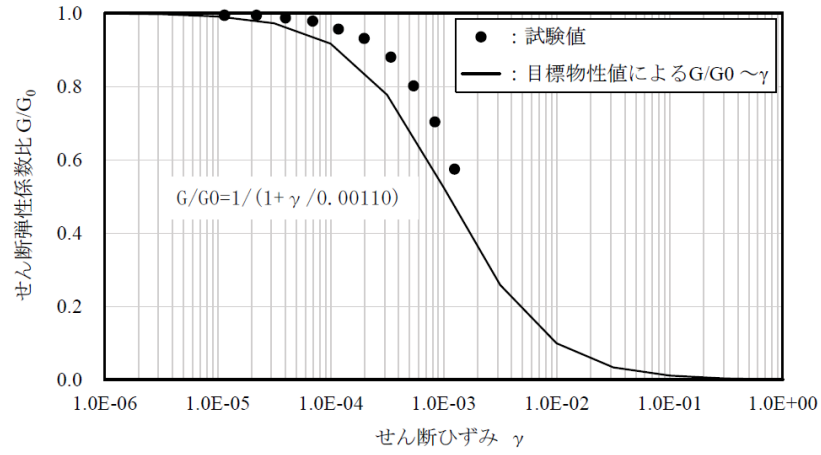
ここで、 γ : せん断ひずみ

ハ. 減衰定数 h

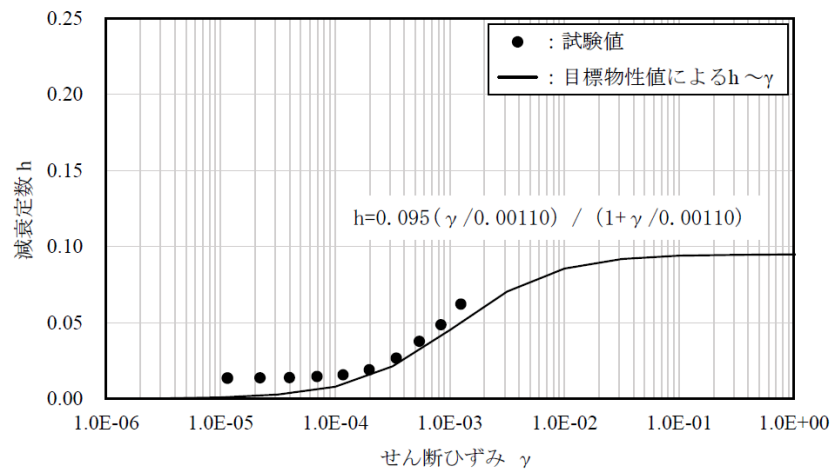
減衰定数 h のひずみ依存特性は、以下の式により算定する。

$$h = \frac{0.095 \gamma}{\gamma + 0.00110}$$

ここで、 γ : せん断ひずみ



(a) $G/G_0 - \gamma$ 曲線

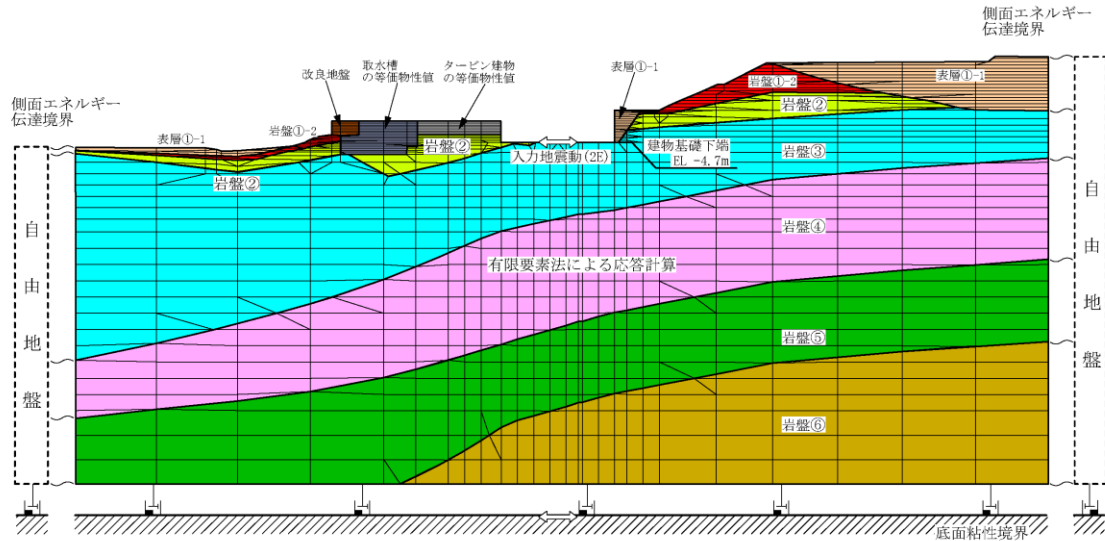


(b) $h - \gamma$ 曲線

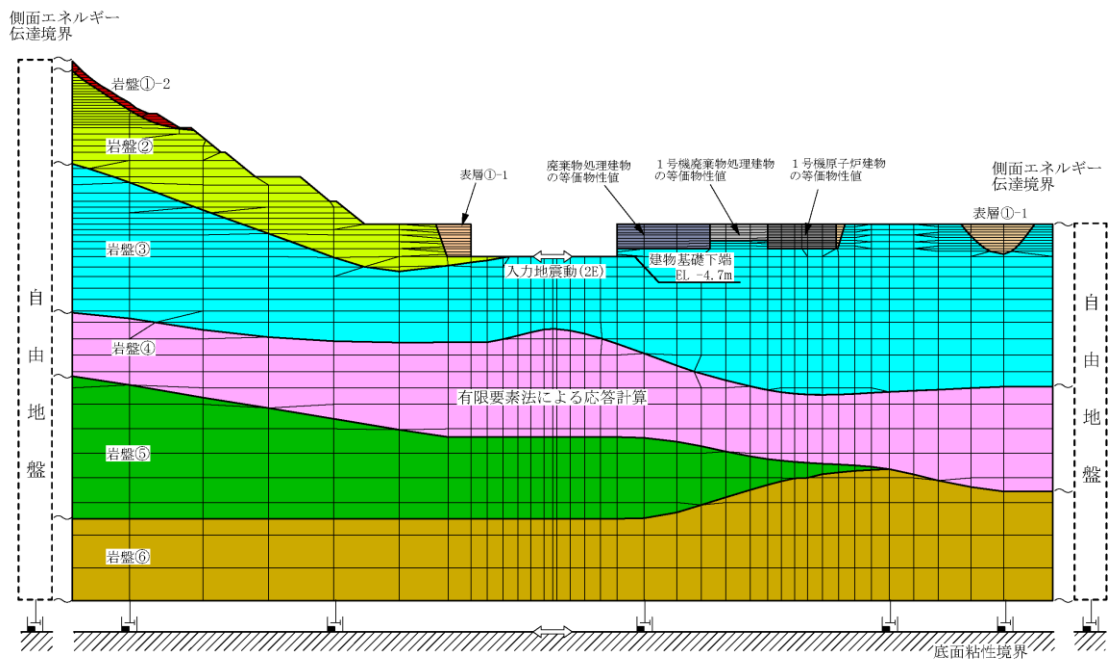
図 4-30 $G/G_0 - \gamma$ 関係及び $h - \gamma$ 関係 (改良地盤)

b. 解析モデル

本検討に用いる 2 次元 F E Mモデルを図 4-31 に、地盤物性値を表 4-18 に、建物・構築物等の物性値を表 4-19 に示す。



(a) NS方向



(b) EW方向

図 4-31 2次元 F E Mモデル (原子炉建物)

表 4-18 2次元FEMモデルの地盤物性値

層番号	S波速度 V _s (m/s)	P波速度 V _p (m/s)	単位体積重量 γ (kN/m ³)	ポアソン比 ν	せん断弾性係数 G (×10 ⁵ kN/m ²)	減衰定数 h (%)
改良地盤	* 1	* 1	20.7	0.33	* 1	* 1
表層①-1	127* ²	422* ²	20.7	0.45	0.341* ²	8* ²
岩盤①-2	250	800	20.6	0.446	1.31	3
岩盤②	900	2100	23.0	0.388	19.0	3
岩盤③	1600	3600	24.5	0.377	64.0	3
岩盤④	1950	4000	24.5	0.344	95.1	3
岩盤⑤	2000	4050	26.0	0.339	105.9	3
岩盤⑥	2350	4950	27.9	0.355	157.9	3

注記* 1 : ひずみ依存性を考慮した物性値

注記* 2 : 地震動レベル (S_s) 及び試験結果に基づく埋戻土のひずみ依存性を考慮した等価物性値

表 4-19 建物・構築物等の物性値

建物・構築物等	方向	単位体積重量 _{eq} γ (kN/m ³)	ポアソン比 ν	せん断弾性係数 _{eq} G (×10 ⁵ kN/m ²)	減衰定数 h (%)
タービン建物	N S	16.8	0.2	26.8	5
取水槽	N S	4.10	0.2	20.0	5
廃棄物処理建物	E W	12.9	0.2	28.6	5
1号機廃棄物処理建物	E W	12.0	0.2	21.4	5
1号機原子炉建物	E W	12.3	0.2	31.7	5

(3) 検討結果

図 4-32 に入力地震動の加速度応答スペクトルの比較及び主要施設の固有周期を示す。主要施設の周期帯（図中のグレーハッチング以外の部分）において、等価剛性モデルの応答は今回工認モデルの応答と比較して、概ね同等以下であることから、周辺地盤等を埋戻土でモデル化することの妥当性を確認した。

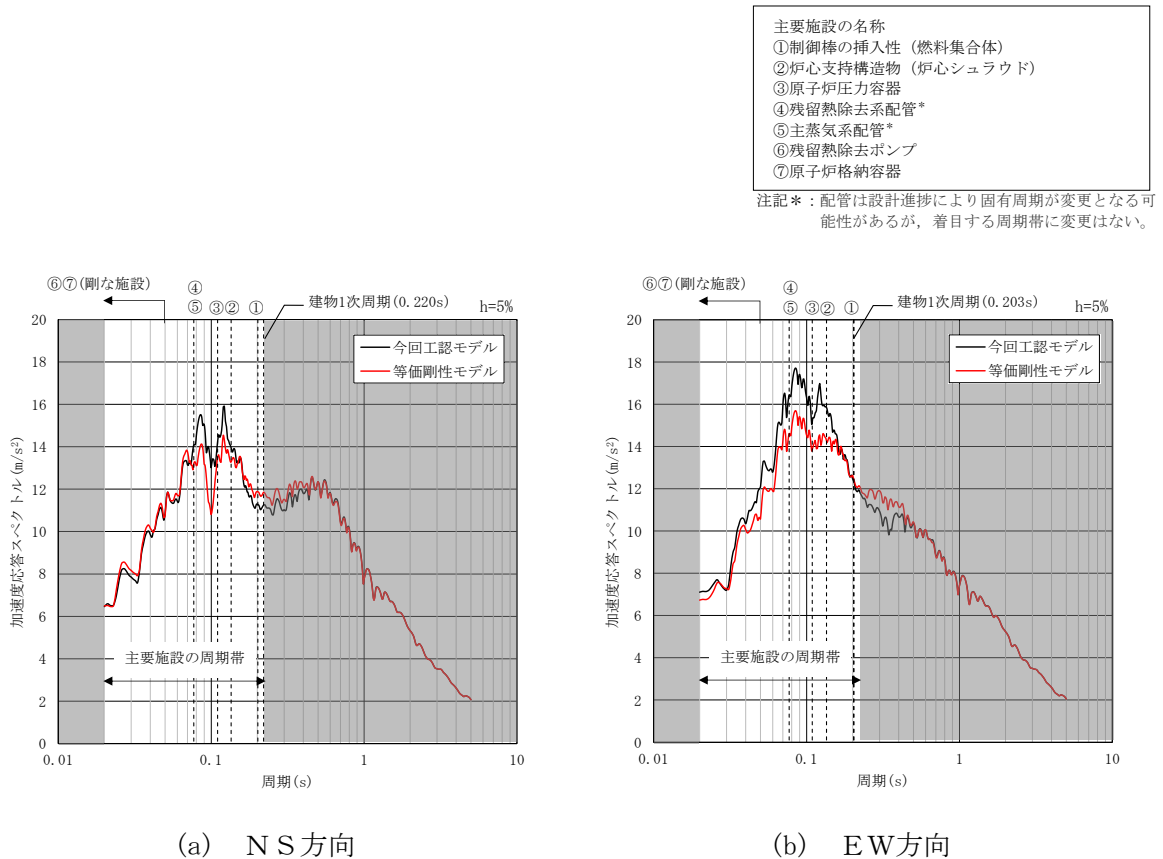


図 4-32 入力地震動の加速度応答スペクトルの比較（原子炉建物，基準地震動S s-D）

5. まとめ

今回工認で評価を行う建物・構築物について、入力地震動の評価手法及び解析モデルの妥当性を確認した。

6. 参考文献

- (1) 大崎他，地盤振動解析のための土の動力学モデルの提案と解析例，第5回 日本地震工学シンポジウム，1978

表層地盤の等価物性値の設定について

1. はじめに

入力地震動を算定する際の表層地盤①-1の物性値については、既工認において表層地盤の物性値の変動による入力地震動に対する影響は小さいと判断していたことを踏まえ、基準地震動 S_s 及び弾性設計用地震動 S_d それぞれの地震動レベルに応じた一定値として物性値を設定している。

このような設定方法を採用するメリット及びデメリットを表1-1に示す。

本資料は、地震動レベルに応じた一定値として設定している等価物性値についての設定根拠を示すものである。

表1-1 表層地盤物性値の設定方法のメリット及びデメリット

	内容	備考
メリット	<ul style="list-style-type: none"> 等価物性値を設定することにより、地震動によって地盤物性値を変更する必要がないため、数多くある入力地震動評価の解析を効率的に実施できる。 等価線形解析において局所的にせん断ひずみが大きくなる要素があるが、平均化し等価物性値とすることで、表層地盤のひずみ依存特性を設定した試験範囲内に収まり、解析用物性値の妥当性が確保される。 	—
デメリット	<ul style="list-style-type: none"> 地盤物性値の変動が入力地震動に及ぼす影響を確認する必要がある。 	本文の「4.1 表層地盤の物性値に関する検討」にて、表層地盤①-1の地盤物性値の変動が入力地震動に及ぼす影響は小さいことを確認している。

2. 剛性低下率 G/G_0 及び減衰定数 h の設定

剛性低下率 G/G_0 及び減衰定数 h については、原子炉建物の地盤 2 次元 FEM モデルを用いて、基準地震動 S_s 及び弾性設計用地震動 S_d の全波を対象に、表層地盤①-1 のひずみ依存性を考慮した等価線形解析により算定する。

具体的な剛性低下率 G/G_0 及び減衰定数 h の算定方法を以下に示す。

- ① 表層地盤①-1 のひずみ依存性を考慮した等価線形解析より得られた各要素の収束物性値を要素面積に応じた重み付け平均をすることで、地震動ごとに表層地盤①-1 の剛性低下率 G/G_0 及び減衰定数 h を算定する。地震動ごとの剛性低下率 G/G_0 及び減衰定数 h は、NS 方向と EW 方向のそれぞれで算定し、それらを平均した値とする。
- ② ①で算定した地震動ごとの剛性低下率 G/G_0 及び減衰定数 h を基準地震動 S_s 及び弾性設計用地震動 S_d のそれぞれで平均化することで、地震動レベルに応じた剛性低下率 G/G_0 及び減衰定数 h を算定する。

表 2-1 及び表 2-2 に地震動ごとの剛性低下率 G/G_0 及び減衰定数 h 並びにその平均値を示す。これらの結果を踏まえ、今回工認の入力地震動評価の際に用いる地震動レベルに応じた剛性低下率 G/G_0 及び減衰定数 h を表 2-3 のとおり設定する。

なお、入力地震動を算定する際の地盤物性値の設定について、等価線形解析の結果から求めた収束物性値の平均値を採用する等、等価な地盤物性値を設定している事例を調査した結果、先行審査プラントの事例として、以下の事例を確認した。

- (a) 一次元波動論による入力地震動の算定において、1 つの層を細分化した各層の収束物性値を等価線形解析により算定し、それを各層の高さに応じた重み付け平均をすることで、1 つの層としての物性値を設定している事例がある。これは、上記①の各要素の収束物性値を要素面積に応じた重み付け平均をする手法に類似した手法であるといえる。
- (b) NS 方向と EW 方向のそれぞれで地震動が定義される断層モデルに基づく地震動に対する地盤物性値の設定について、等価線形解析により各方向の収束物性値を算定し、それを単純平均する等、断層モデルに基づく地震動の物性値を方向によらず 1 つの物性値として設定している事例がある。これは、上記②の地震動レベルで 1 つの物性値を設定する手法に類似した手法であるといえる。

表 2-1 剛性低下率 G/G_0 及び減衰定数 h (基準地震動 S_s)

(a) 剛性低下率 G/G_0

S_s-D	S_s-N1	S_s-N2 NS	S_s-N2 EW	S_s-F1	S_s-F2	平均
0.099	0.144	0.175	0.180	0.236	0.204	0.173

(b) 減衰定数 h

S_s-D	S_s-N1	S_s-N2 NS	S_s-N2 EW	S_s-F1	S_s-F2	平均
0.088	0.085	0.082	0.082	0.077	0.080	0.082

表 2-2 剛性低下率 G/G_0 及び減衰定数 h (弾性設計用地震動 S_d)

(a) 剛性低下率 G/G_0

S_d-D	S_d-N1	S_d-N2 NS	S_d-N2 EW	S_d-F1	S_d-F2	S_d-1	平均
0.245	0.271	0.406	0.332	0.383	0.345	0.256	0.320

(b) 減衰定数 h

S_d-D	S_d-N1	S_d-N2 NS	S_d-N2 EW	S_d-F1	S_d-F2	S_d-1	平均
0.076	0.074	0.063	0.069	0.065	0.068	0.075	0.070

表 2-3 地震動レベルに応じた剛性低下率 G/G_0 及び減衰定数 h

剛性低下率 G/G_0		減衰定数 h	
基準地震動 S_s	弾性設計用地震動 S_d	基準地震動 S_s	弾性設計用地震動 S_d
0.2	0.3	0.08	0.07

3. 等価物性値の設定

等価線形解析に基づき設定した地震動レベルごとの剛性低下率 G/G_0 を基に、入力地震動の算定に用いる等価物性値を以下に示す。なお、初期せん断弾性係数 G_0 は、拘束圧依存性を考慮した各要素の初期せん断弾性係数を要素面積に応じて重み付け平均した 1.707×10^5 (kN/m²) とする。

(1) S_s地震時

S_s地震時のせん断弾性係数 G 、S波速度 V_S 及びP波速度 V_P の設定根拠を以下に示す。

剛性低下率 $G/G_0=0.2$ より

$$\bullet G = G_0 \times 0.2 = 0.341 \times 10^5 \text{ (kN/m}^2\text{)}$$

$$\bullet V_S = \sqrt{G / \rho} = 127 \text{ (m/s)}$$

$$\bullet V_P = V_S \times \sqrt{2(1-\nu) / (1-2\nu)} = 422 \text{ (m/s)}$$

ただし、

$$\rho : \text{密度 (=} 2.11 \times 10^3 \text{ kg/m}^3\text{)}$$

$$\nu : \text{ポアソン比 (=} 0.45\text{)}$$

(2) S_d地震時

S_d地震時のせん断弾性係数 G 、S波速度 V_S 及びP波速度 V_P の設定根拠を以下に示す。

剛性低下率 $G/G_0=0.3$ より

$$\bullet G = G_0 \times 0.3 = 0.512 \times 10^5 \text{ (kN/m}^2\text{)}$$

$$\bullet V_S = \sqrt{G / \rho} = 156 \text{ (m/s)}$$

$$\bullet V_P = V_S \times \sqrt{2(1-\nu) / (1-2\nu)} = 516 \text{ (m/s)}$$

ただし、

$$\rho : \text{密度 (=} 2.11 \times 10^3 \text{ kg/m}^3\text{)}$$

$$\nu : \text{ポアソン比 (=} 0.45\text{)}$$

側面地盤からの地震動の入力に対する影響について

1. はじめに

入力地震動の評価においては、埋込みによる影響を考慮しているが、建物の地震応答解析においては、側面地盤ばねを設けていないため、側面地盤からの入力には考慮していない。

一般的に、側面地盤と建物を連成することで建物の拘束効果が得られることから、側面入力を考慮しても建物の応答は低減されるため、今回工認モデルのように側面に地盤ばねを設けないことは保守的な設定である。参考として、先行審査プラントにおける入力地震動の評価手法及び側面地盤ばねの考え方について、原子炉建物を代表として、表 1-1 に示す。

本資料は、建物の地震応答解析において、側面地盤と建物を連成しないことが保守的であることを示すため、原子炉建物の NS 方向を代表して、地盤 2 次元 FEM モデルと質点系地震応答解析モデル（以下「SR モデル」という。）を連成したモデル（以下「地盤-建物一体モデル」という。）を用いて、側面地盤からの地震動の入力を考慮することが建物応答に与える影響を検討するものである。なお、側面地盤からの地震動の入力を検討するにあたり、地盤-建物一体モデルの方が側面地盤ばねを設けた SR モデルよりも側面地盤の分布状況等をより詳細にモデル化しており、側面地盤からの地震動の入力の影響及び側面地盤の拘束をより精緻に評価できることから、本検討では、地盤-建物一体モデルと今回工認モデルを比較することとする。

表 1-1 入力地震動の評価手法及び側面地盤ばねの設定の考え方の比較
(原子炉建物)

		島根 2 号機	女川 2 号機
入力地震動	評価手法	2 次元 FEM モデルによる 周波数応答解析	一次元地盤モデルによる 逐次非線形解析
	表層地盤	モデル化	モデル化
側面地盤ばね		考慮しない	考慮しない

2. 検討条件

本検討では、地盤－建物一体モデルと今回工認で用いているSRモデルの床応答スペクトルを比較することで、側面地盤からの地震動の入力を考慮することが建物応答に与える影響を検討する。

検討条件を表2-1に、解析モデルを図2-1に示す。地盤物性値及び建物の解析諸元は工認モデルと同じである。

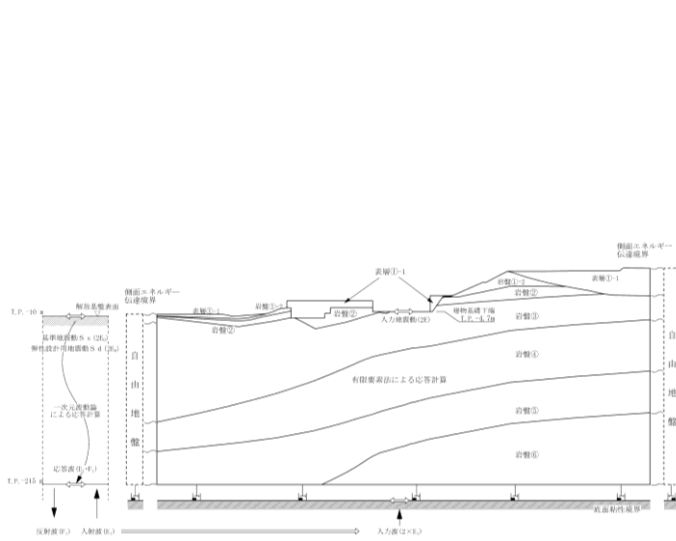
地盤－建物一体モデルは、質点5 (EL 8.8m)、質点33 (EL 8.8m) 及び質点34 (EL 1.3m) を側面地盤と剛なはり要素で、質点35 (EL -4.7m) を底面地盤と節点共有させることで、地盤と建物を一体化させる。

ケース2の検討は周波数応答解析を用いることから、地盤－建物一体モデル及びSRモデルは線形とし、弾性設計用地震動S_dを対象とする。また、モデル化の違いによる入力地震動への影響についての検討を実施することから、位相特性の偏りがなく、全周期帯において安定した応答を生じさせる弾性設計用地震動S_d-Dに対して検討を行う。

表2-1 検討条件

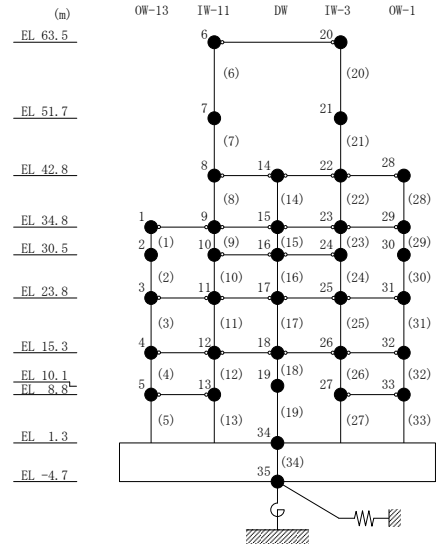
	ケース1	ケース2
解析モデル	今回工認モデル (SRモデル (線形*))	地盤－建物一体モデル (線形)
側面地盤	考慮しない	考慮する (剛なはり要素により連成する)
対象地震動	弾性設計用地震動S _d -D	

注記*：今回工認モデルは非線形特性を考慮しているが、弾性設計用地震動S_d-Dにおいては、建物応答が線形領域に収まっていることを確認している。

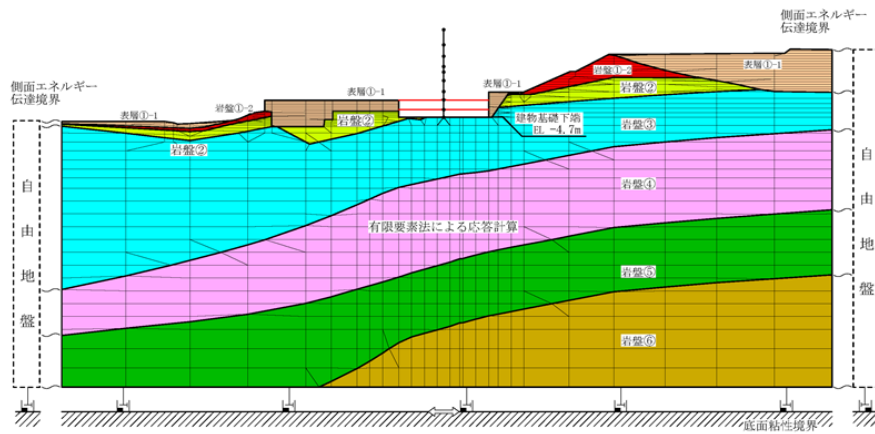


(入力地震動評価用の地盤モデル)

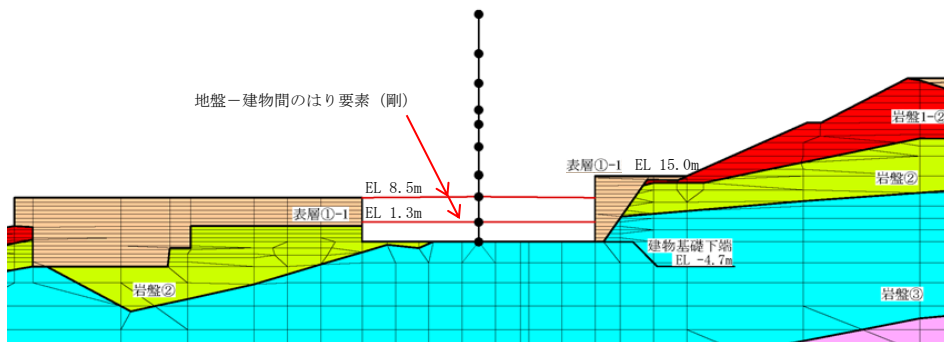
(a) 今回工認モデル



(SRモデル)



(全体)



(詳細)

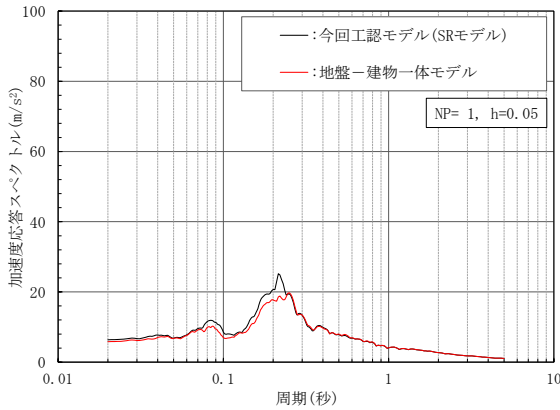
(b) 地盤-建物一体モデル

図 2-1 解析モデル (NS方向)

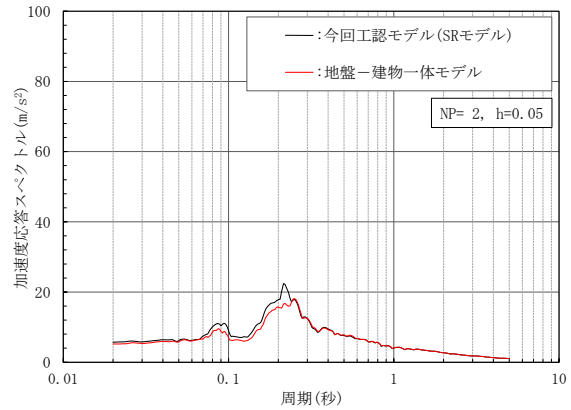
3. 検討結果

床応答スペクトルの比較を図3-1に示す。

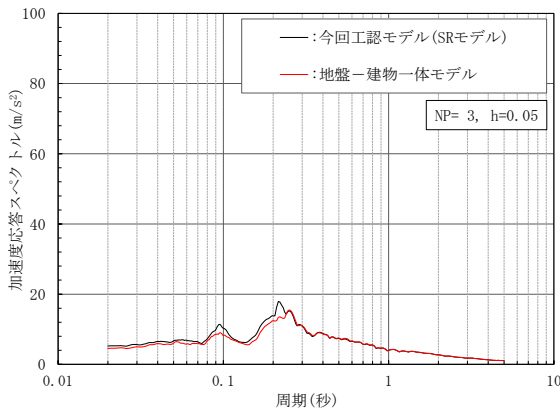
今回工認モデルの床応答スペクトルは、地盤-建物一体モデルの床応答スペクトルよりも全周期帯で概ね大きな応答を示しており、今回工認モデルの保守性を確認することができた。



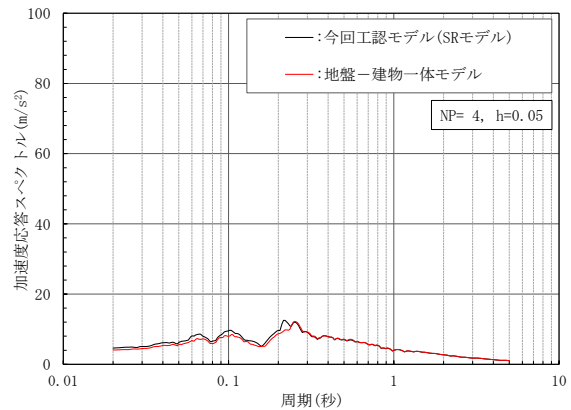
(a) 質点 1, 9, 15, 23, 29



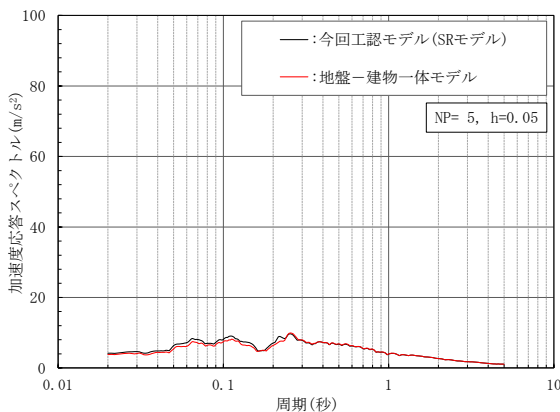
(b) 質点 2



(c) 質点 3, 11, 17, 25, 31



(d) 質点 4, 12, 18, 26, 32



(e) 質点 5, 13

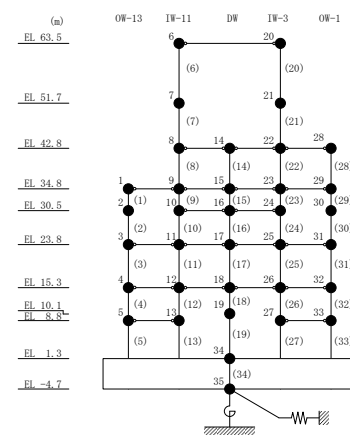
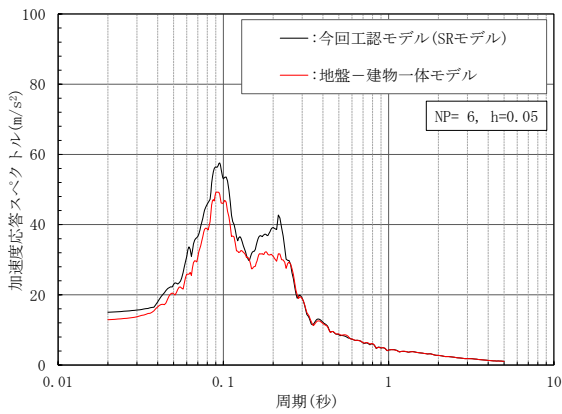
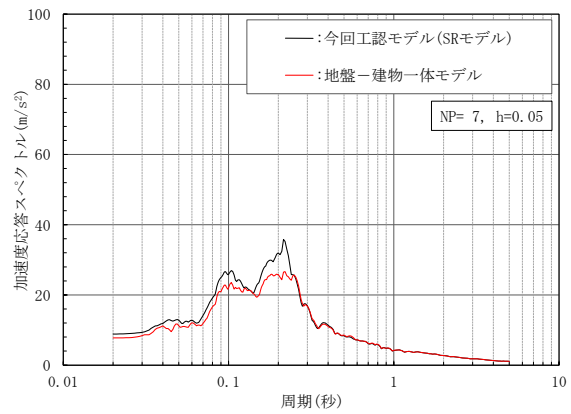


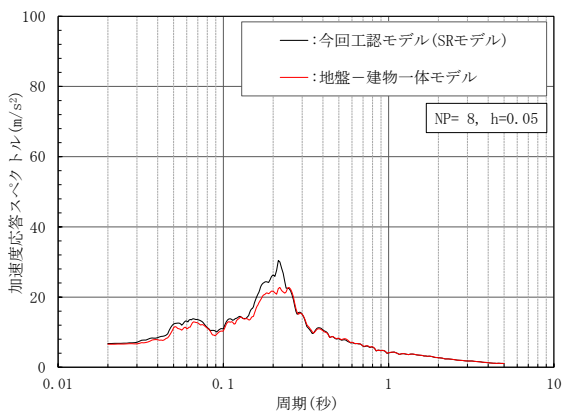
図3-1(1) 床応答スペクトルの比較 (N S 方向)



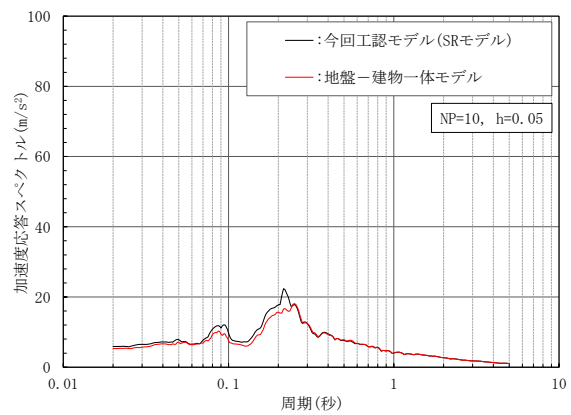
(f) 質点 6, 20



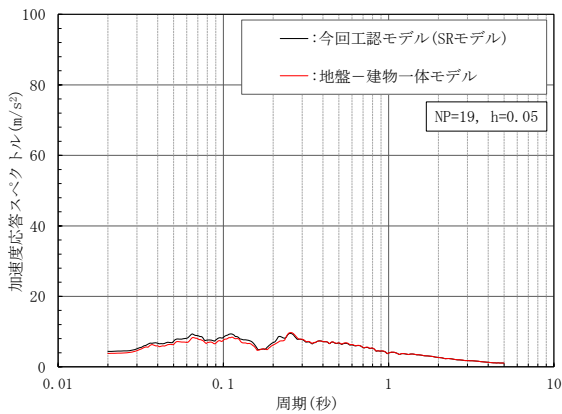
(g) 質点 7



(h) 質点 8, 14, 22, 28



(i) 質点 10, 16, 24



(j) 質点 19

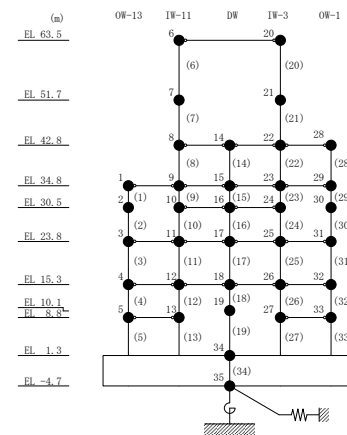
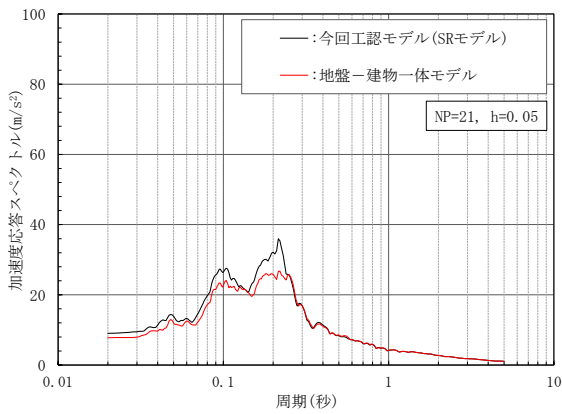
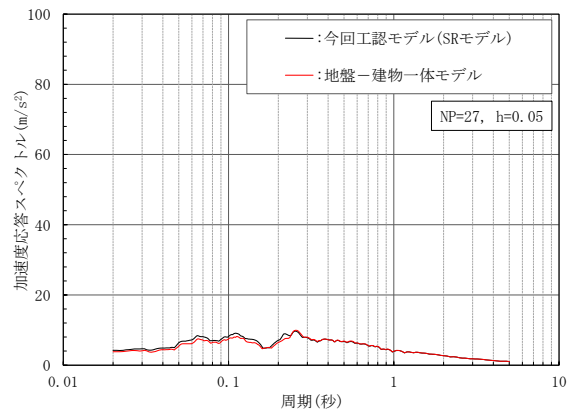


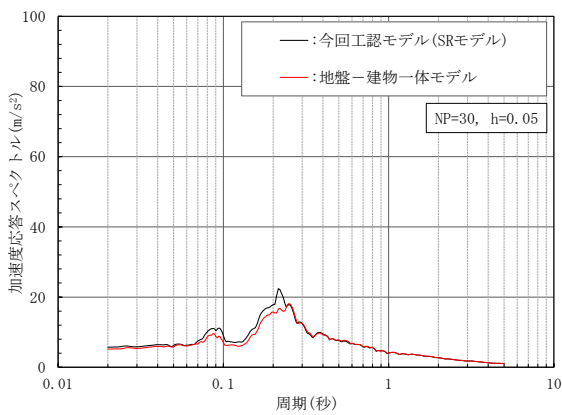
図 3-1(2) 床応答スペクトルの比較 (NS方向)



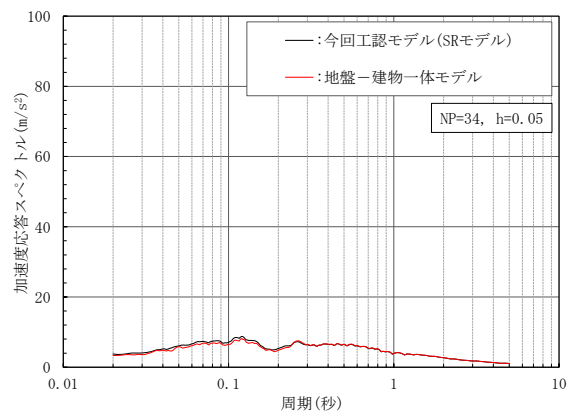
(k) 質点 21



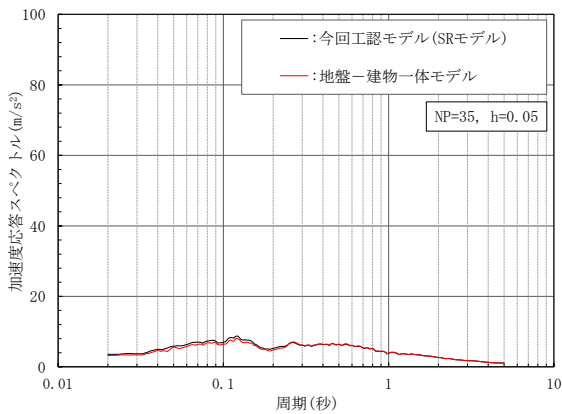
(l) 質点 27, 33



(m) 質点 30



(n) 質点 34



(o) 質点 35

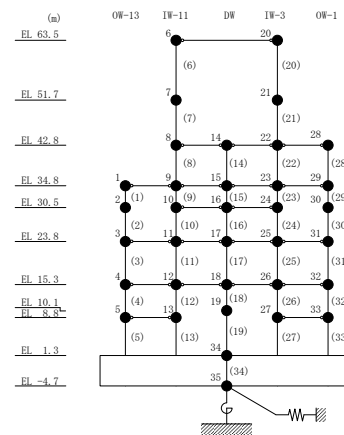


図 3-1(3) 床応答スペクトルの比較 (NS方向)

主要建物における一次元波動論及び2次元FEMによる入力地震動の比較

1. はじめに

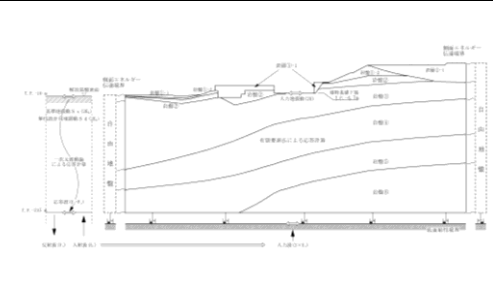
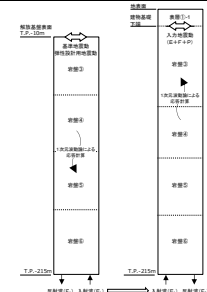
今回工認におけるSクラス施設を含む2号機の主要な建物・構築物である原子炉建物及び制御室建物の入力地震動は、以下のとおり算定することとする。

水平方向は、原子炉建物の既工認と同様に、速度層の傾斜及び建物周辺の地形等の影響を考慮するため、2次元FEMモデルを採用する。鉛直方向は、入力地震動に対する建物直下地盤による影響が大きく、速度層の傾斜等の影響は小さいと考えられることから、一次元波動論モデルを採用する。

原子炉建物及び制御室建物の入力地震動の算定方法について、今回工認の評価手法及び解析モデルを表1-1に示す。

本資料は、原子炉建物及び制御室建物の入力地震動評価に用いる解析モデルの妥当性を示すものである。

表1-1 今回工認の原子炉建物及び制御室建物の入力地震動の算定方法

	水平方向	鉛直方向
入力地震動の評価(概念図)		
評価手法		
入力地震動の算定方法 [計算機コード]	<ul style="list-style-type: none"> 引下げ：一次元波動論[SHAKE] 引上げ：2次元FEM解析[SuperFLUSH] 	<ul style="list-style-type: none"> 引下げ：一次元波動論[SHAKE] 引上げ：一次元波動論[SHAKE]
解析モデル		
モデル化範囲	<ul style="list-style-type: none"> 引下げ：解放基盤表面(EL -10m)からEL -215mまでをモデル化 引上げ：幅は約600mの範囲とし、高さはEL -215m以浅をモデル化 	<ul style="list-style-type: none"> 引下げ：解放基盤表面(EL -10m)からEL -215mまでをモデル化 引上げ：EL -215m以浅の地盤を水平成層にモデル化
速度層区分	建設時の地質調査結果に加えて、建設時以降の敷地内の追加地質調査結果(ボーリング、PS検層)に基づき設定	同左
地盤物性値	岩盤については、建設時の地質調査結果に基づき設定 表層地盤については、地震動レベル及び試験結果に基づく埋戻土のひずみ依存性を考慮した等価物性値を設定	同左

2. 検討条件

原子炉建物及び制御室建物について、解析モデルの違いによる入力地震動への影響を確認するため、基準地震動S_s-Dを用いて、表2-1に示す比較検討を実施した。

表2-1 主要建物の入力地震動の解析モデルの比較
(引上げモデル)

	今回工認モデル	比較用モデル
水平方向	2次元FEMモデル	一次元波動論モデル
鉛直方向	一次元波動論モデル	2次元FEMモデル

3. 検討結果

入力地震動の加速度応答スペクトルの比較を図3-1に示す。また、原子炉建物については主要施設の固有周期、制御室建物については建物の主要な固有周期*を併せて図3-1に示す。

注記*：建物-地盤連成の固有周期のうち、刺激係数が概ね1.0を超えるものとして、1次固有周期を示す。

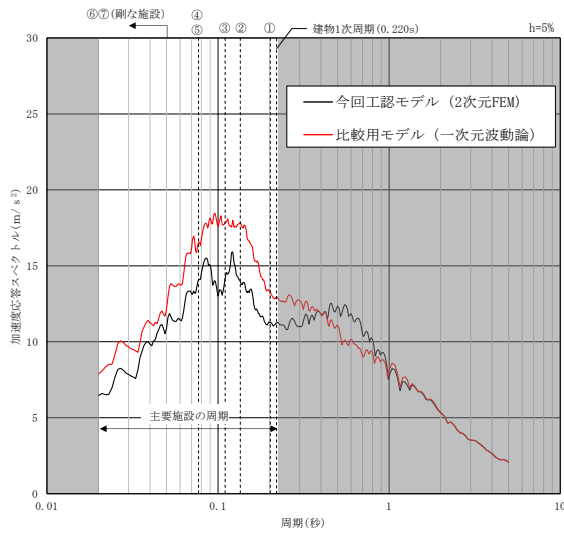
3.1 水平方向

水平方向は、2次元FEMモデル及び一次元波動論モデルで多少の差異が認められ、また、地盤の傾斜をモデル化しているNS方向においてその差が大きくなっているが、2次元FEMモデルでは地盤の速度層の傾斜及び建物周辺の地形の影響等をより詳細に評価できると考えられることから、原子炉建物の既工認と同様に、水平方向の解析において2次元FEMモデルによって求められる入力地震動を用いることは適切である。

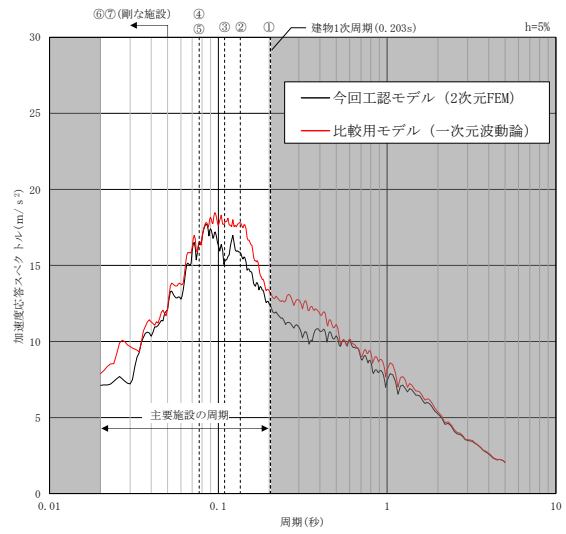
2次元FEMモデルによる入力地震動の方が小さくなる要因については、2次元FEMモデルは地盤の速度層の傾斜及び山地形を詳細にモデル化していることに加え、建物が地盤に埋込まれている効果を詳細に評価しているためであると考えられる。

3.2 鉛直方向

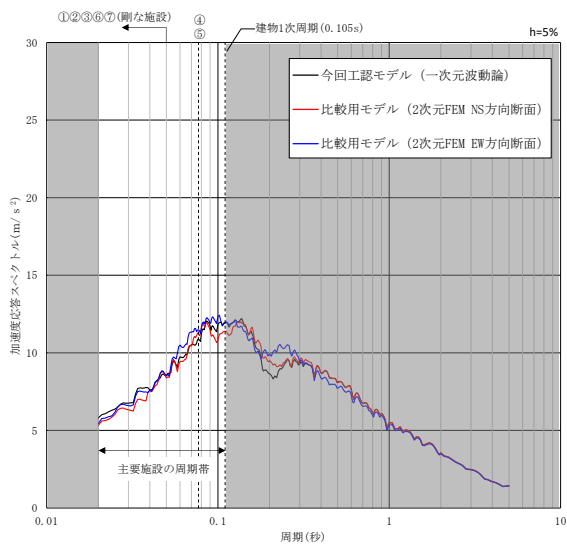
鉛直方向は、建物直下地盤による影響が大きく、主要な施設の固有周期帯において、一次元波動論モデルと2次元FEMモデルの加速度応答スペクトルは概ね一致している。また、それぞれの建物の1次固有周期における加速度応答スペクトルの値に大きな差はない。よって、モデルの違いによる入力地震動への影響は軽微であり、鉛直方向の解析において一次元波動論モデルによって求められる入力地震動を用いることは適切である。



(a) NS方向



(b) EW方向

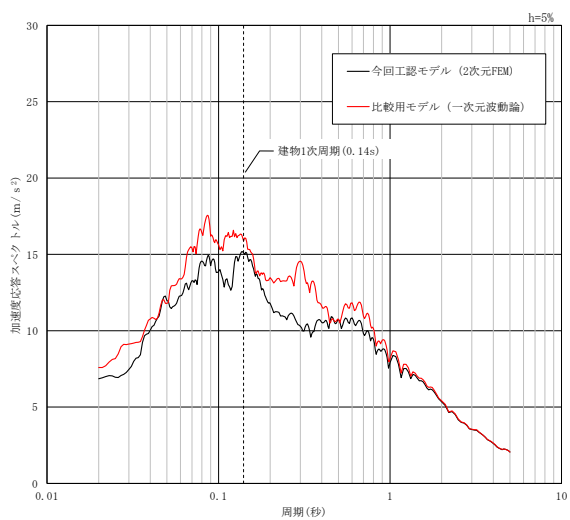


(c) 鉛直方向

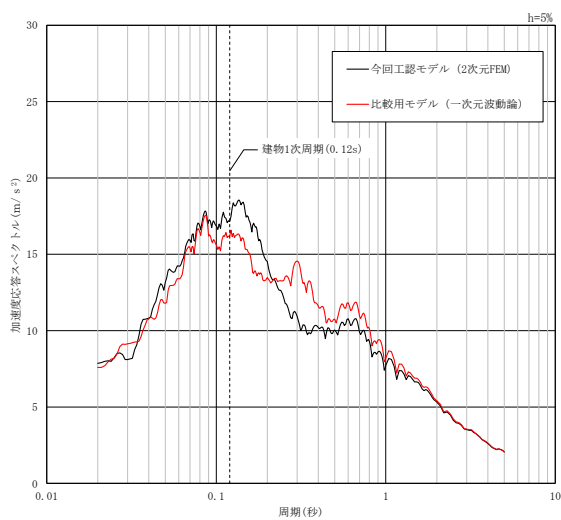
- | |
|--|
| <p>主要施設の名称</p> <p>①制御棒の挿入性 (燃料集合体)</p> <p>②炉心支持構造物 (炉心シールド)</p> <p>③原子炉压力容器</p> <p>④残留熱除去系配管*</p> <p>⑤主蒸気系配管*</p> <p>⑥残留熱除去ポンプ</p> <p>⑦原子炉格納容器</p> |
|--|

注記*: 配管は設計進捗により固有周期が変更となる可能性があるが、着目する周期帯に変更はない。

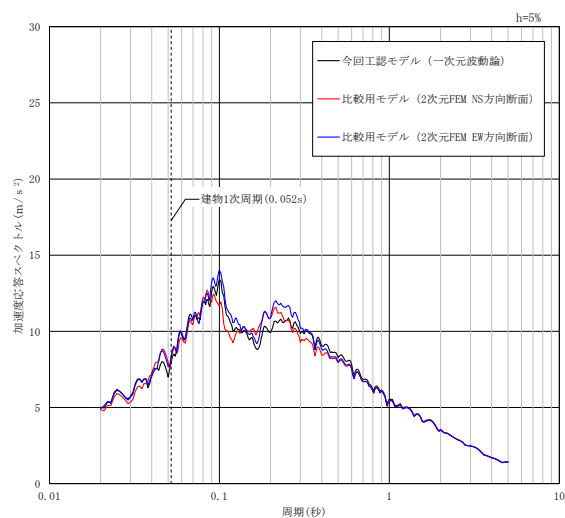
図3-1(1) 一次元波動論及び2次元FEMによる入力地震動の比較
(原子炉建物, 基準地震動 S s-D)



(a) NS方向



(b) EW方向



(c) 鉛直方向

図 3-1(2) 一次元波動論及び2次元FEMによる入力地震動の比較
(制御室建物, 基準地震動 S s - D)

既工認モデルと今回工認モデルによる入力地震動の比較

1. はじめに

原子炉建物の入力地震動を評価に用いる地盤 2 次元 F E Mモデルは、建設時以降の敷地内の追加地質調査結果の反映等を行い、より詳細にモデル化している。

本資料は、既工認のモデルにより評価した入力地震動と今回工認のモデルにより評価した入力地震動の加速度応答スペクトルを比較することで、既工認からの変更点が入力地震動に及ぼす影響を示すものである。

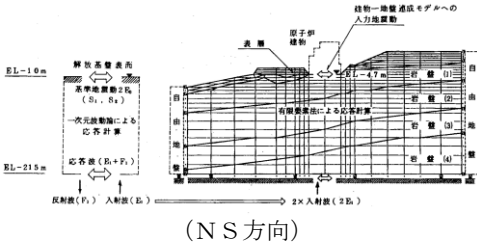
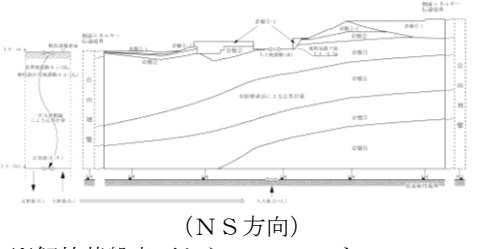
2. 検討条件

原子炉建物の入力地震動の評価に用いる 2 次元 F E Mモデルについて、既工認と今回工認の比較を表 2-1～表 2-3 に示す。

本検討は、表 2-1～表 2-3 に示す既工認モデルと今回工認モデルを用いて、基準地震動 $S_s - D$ による入力地震動を比較する。なお、既工認モデルの表層地盤の物性値及び減衰定数については既工認の値を用い、今回工認モデルの表層地盤の物性値及び減衰定数については、 $G/G_0=0.2$ 及び $h=8\%$ と設定した。

解析プログラムは、既工認モデル及び今回工認モデルともに「SuperFLUSH」を用いる。

表 2-1 原子炉建物の地震応答解析に用いる入力地震動の評価手法の比較（主な解析条件）

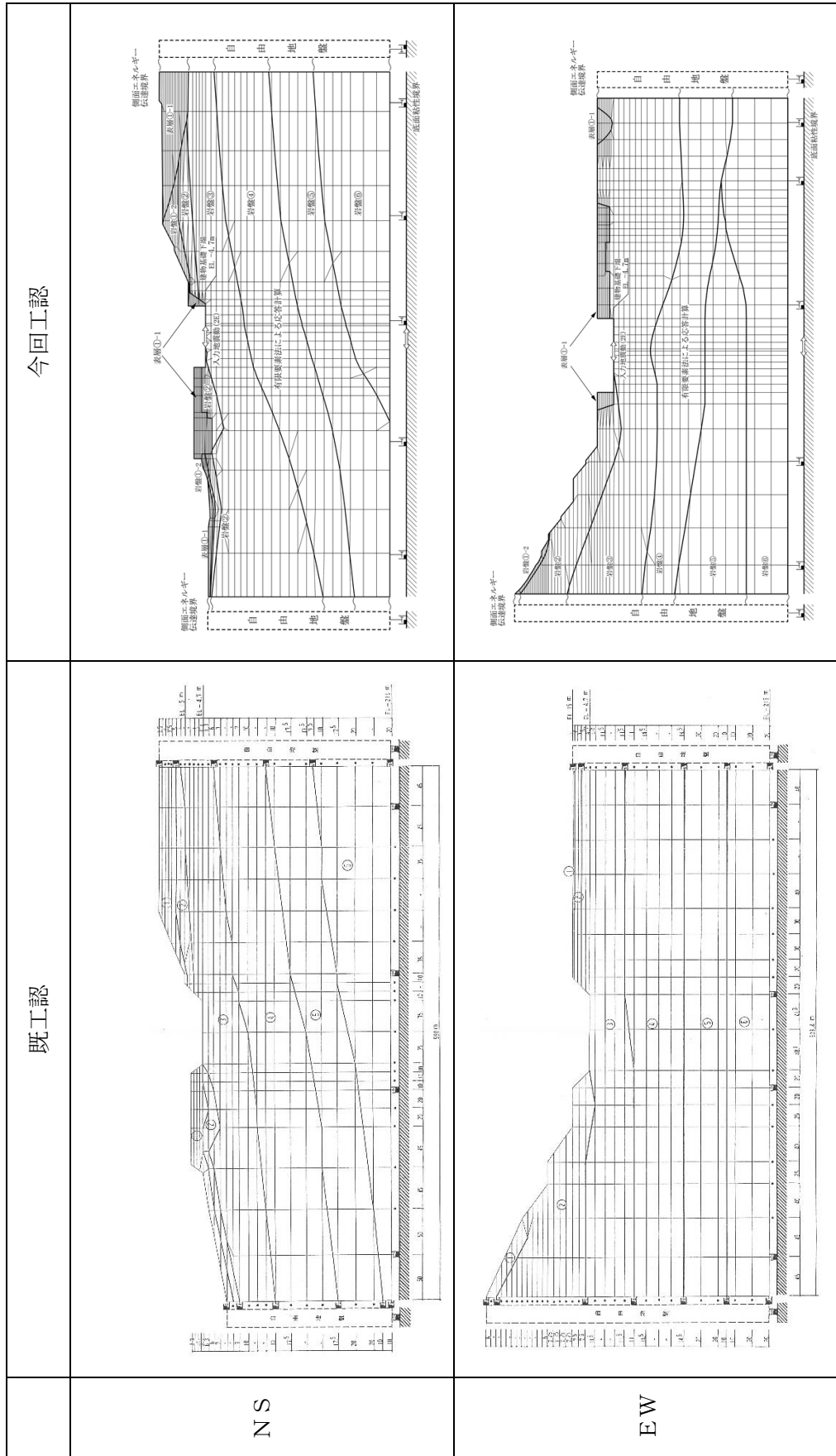
	既工認	今回工認
入力地震動の評価（概要）	 <p>(NS方向)</p>	 <p>(NS方向) ※解放基盤表面から EL -215m までの 1 次元モデルは既工認と同じ。</p>
評価手法		
解析方法	周波数応答解析	同左
入力地震動の算定方法 〔計算機コード〕	<ul style="list-style-type: none"> 引下げ：一次元波動論 [SHAKE] 引上げ：2次元 FEM 解析 [VESL-DYN] <p>※本検討では [SuperFLUSH] を用いる。</p>	<ul style="list-style-type: none"> 引下げ：一次元波動論 [SHAKE] 引上げ：2次元 FEM 解析 [SuperFLUSH]
入力地震動の解析モデル		
モデル化範囲	<ul style="list-style-type: none"> 引下げ：解放基盤表面 (EL -10m) から EL -215m までをモデル化 引上げ：幅は約 600m の範囲とし、高さは EL -215m 以浅をモデル化 	<ul style="list-style-type: none"> 引下げ：同左 引上げ：同左
速度層区分	建設時の地質調査結果に基づき設定	建設時の地質調査結果に加えて、建設時以降の敷地内の追加地質調査結果（ボーリング、PS 検層）に基づき設定
地盤物性値*1	<ul style="list-style-type: none"> 岩盤については、建設時の地質調査結果に基づき設定 表層地盤については、文献⁽¹⁾に基づく標準的な砂質土のひずみ依存性を考慮した等価物性値を設定 	<ul style="list-style-type: none"> 同左 表層地盤については、地震動レベル及び試験結果に基づく埋戻土のひずみ依存性を考慮した等価物性値を設定
境界条件*2 (2次元 FEM)	<ul style="list-style-type: none"> 底面：粘性境界 側面：粘性境界 	<ul style="list-style-type: none"> 底面：粘性境界 側面：エネルギー伝達境界* <p>※側方地盤への波動の逸散をより詳細に評価する境界条件に変更</p>
入力地震動出力位置	EL -4.7m	同左
備考	建設工認 第 1 回 添付書類 IV-2-4-1 「原子炉建物の地震応答計算書」による	今回工認 添付書類 VI-2-2-2 「原子炉建物の地震応答計算書」による
地震応答解析モデル		
相互作用モデル	水平：地盤ばねモデル (SR モデル) 鉛直：—	水平：地盤ばねモデル (SR モデル) 鉛直：地盤ばねモデル (底面鉛直ばねモデル)
建物設置レベル	EL -4.7m	同左

____ 箇所：主な相違点

注記*1：今回工認の入力地震動評価で用いる地盤物性値を表 2-3 に示す。

*2：2次元 FEM 解析モデル側面の境界条件を参考資料-1 に示す。

表 2-2 原子炉建物の地震応答解析に用いる入力地震動の解析モデルの比較 (2次元FEM解析モデル)



注：今回工認モデルでは建物基礎底面レベルの振動を同一とするため、建物基礎底面レベルの平面を保持する拘束条件を設けている。
また、建物床レベルの水平変位を同一とするため、切欠き地盤側面には水平変位を保持する拘束条件を設けている。

表 2-3 入力地震動評価で用いる地盤物性値

(a) 既工認

層番号*1	S波速度 V _s (m/s)	P波速度 V _p (m/s)	単位体積 重量 γ (kN/m ³)	ポアソン比 ν	せん断 弾性係数 G (×10 ⁵ kN/m ²)	減衰定数 h (%)
表層①	174*2	558*2	20.6	0.446	0.637*2	5
岩盤②	900	2100	23.0	0.388	19.0	5
岩盤③	1600	3600	24.5	0.377	64.0	3
岩盤④	1950	4000	24.5	0.344	95.1	3
岩盤⑤	2000	4050	26.0	0.339	105.9	3
岩盤⑥	2350	4950	27.9	0.355	157.9	3

(b) 今回工認

層番号*1	S波速度 V _s (m/s)	P波速度 V _p (m/s)	単位体積 重量 γ (kN/m ³)	ポアソン比 ν	せん断 弾性係数 G (×10 ⁵ kN/m ²)	減衰定数 h (%)
表層①-1	127*2	422*2	20.7	0.45	0.341*2	8*2
岩盤①-2	250	800	20.6	0.446	1.31	3
岩盤②	900	2100	23.0	0.388	19.0	3
岩盤③	1600	3600	24.5	0.377	64.0	3
岩盤④	1950	4000	24.5	0.344	95.1	3
岩盤⑤	2000	4050	26.0	0.339	105.9	3
岩盤⑥	2350	4950	27.9	0.355	157.9	3

注記*1：層番号は解析モデル図(表 2-2)を参照

*2：埋戻土のひずみ依存性を考慮した等価物性値

3. 検討結果

既工認モデルと今回工認モデルによる入力地震動の加速度応答スペクトルの比較を図 3-1 に示す。

既工認モデルと今回工認モデルによる入力地震動を比較すると、加速度応答スペクトルの形状傾向は概ね同等であるが、一部の周期帯において差が認められる。これは、表層地盤の物性値の違いに加え、地盤モデル側面の境界条件や速度層区分の相違が複合的に影響していることが要因であると考えられる。

なお、今回工認モデルは、建設時の地質調査結果に加えて、建設時以降の追加地質調査結果に基づき設定していることから、より精緻なモデルである。

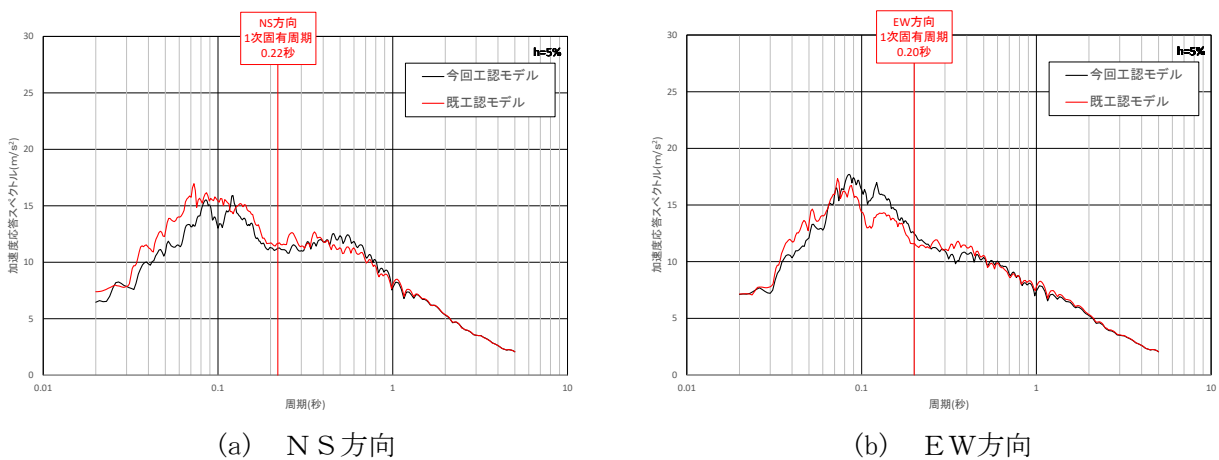


図 3-1 既工認モデルと今回工認モデルによる入力地震動の加速度応答スペクトルの比較
(原子炉建物、基準地震動 S s - D)

4. 参考文献

- (1) 大崎他，地盤振動解析のための土の動力学モデルの提案と解析例，第 5 回 日本地震工学シンポジウム，1978

D級岩盤の速度層区分の設定について

1. はじめに

本資料は、原子炉建物のNS方向の入力地震動評価に用いている2次元FEMモデルにおいて、岩盤①-2に含まれるD級岩盤をC_L級岩盤と同じ速度層として設定する根拠を示すものである。

2. PS検層結果

2号機基礎地盤（NS方向）の鉛直断面図（岩級区分図及び速度層区分図）を図2-1に、D級岩盤を含む地盤のPS検層結果を図2-2に示す。

図2-2に示すとおり、D級岩盤を含む区間の速度値は、 $V_P=0.7\text{km/s}$ 、 $V_S=0.3\text{km/s}$ を示しており、岩盤①-2の速度値（ $V_P=0.8\text{km/s}$ 、 $V_S=0.25\text{km/s}$ ）相当の速度値であることから、D級岩盤を含む区間を岩盤①-2に区分している。

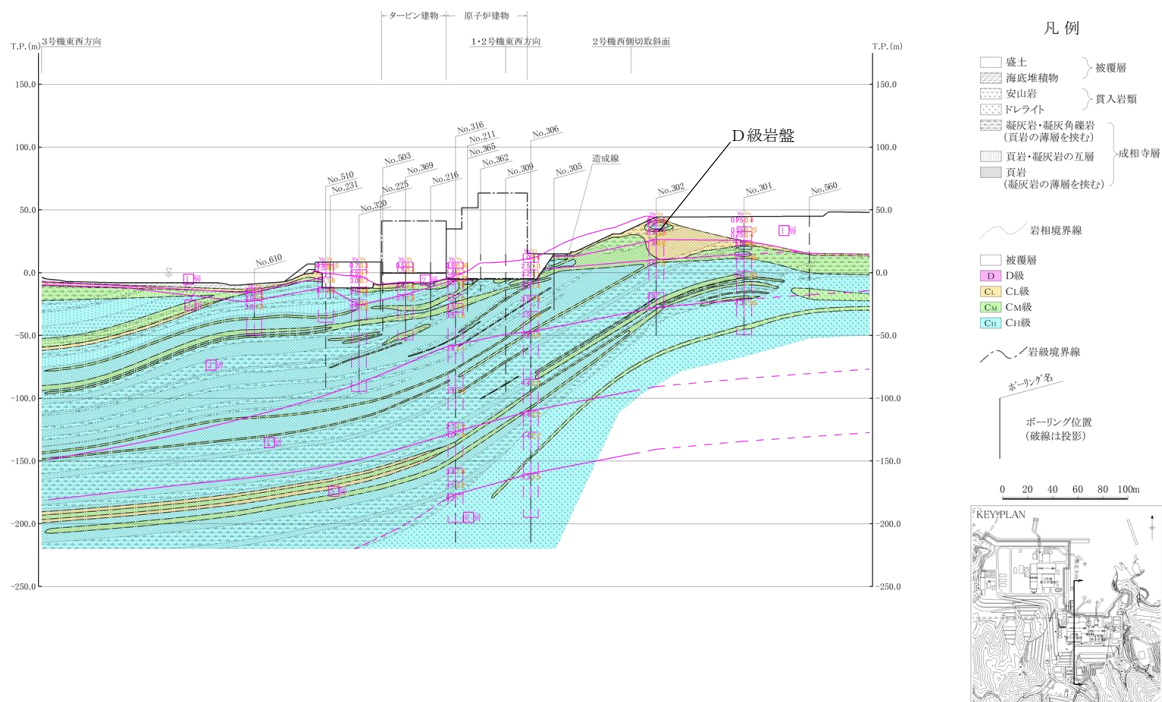


図2-1 2号機基礎地盤（NS方向）の鉛直断面図（岩級区分図及び速度層区分図）

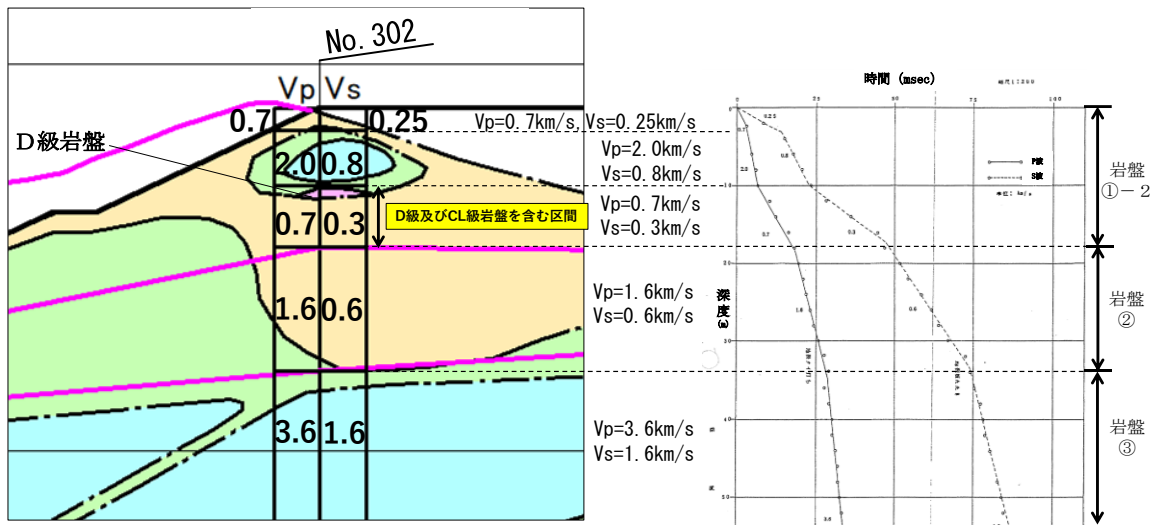


図 2-2 P S 検層結果

2次元FEM解析モデル側面の境界条件

1. 2次元FEM解析モデル側面の境界条件

2次元FEM解析モデルの側面の境界条件については、既工認では粘性境界を用いていたが、今回工認ではエネルギー伝達境界に変更する。

側面の境界条件はFEM部分から側方地盤への波動の逸散を考慮したものであり、粘性境界は隣接する側方地盤との変位の関係から、エネルギー伝達境界はFEM部分と側方地盤全体の変位分布の関係からこの逸散を考慮している。

粘性境界とエネルギー伝達境界の比較を表1-1に示す。

粘性境界はダッシュポットを用いた速度比例型の減衰力により、側方地盤への波動の逸散を考慮する。解の精度が良く、計算も容易である。

一方、エネルギー伝達境界はFEM部分の境界節点と側方地盤との変位分布の差から、側方地盤への波動の逸散を考慮する。解の精度がとても良く、より現実に即した解析結果を得ることができる。なお、先行プラントの工認において適用実績がある。

表 1-1 側面の境界条件⁽¹⁾

境界処理法	概念図	説明	定式化の難易度	計算上の特徴	解の精度	その他
粘性境界		速度比例型の減衰力により波動逸散波を吸収	容易	計算は容易 [K*]は対角またはバンドマトリクス	○	手間と精度のバランスが良い 周波数応答/時刻歴解析の双方に適用可能 1~3次元で適用可能
エネルギー伝達境界		一般化表面波の固有モードを合成し、側方の水平成層地盤と結合	難解	計算は煩雑、かつ固有値解析に計算時間を要する 側方の[K*]はフルマトリクス	◎	2次元および軸対称の周波数応答のみ適用可能

(参考文献(1)より引用)

2. 参考文献

(1) 日本建築学会：入門・建物と地盤との動的相互作用，1996

津波への配慮に関する説明書に係る補足説明資料

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の設定

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

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。

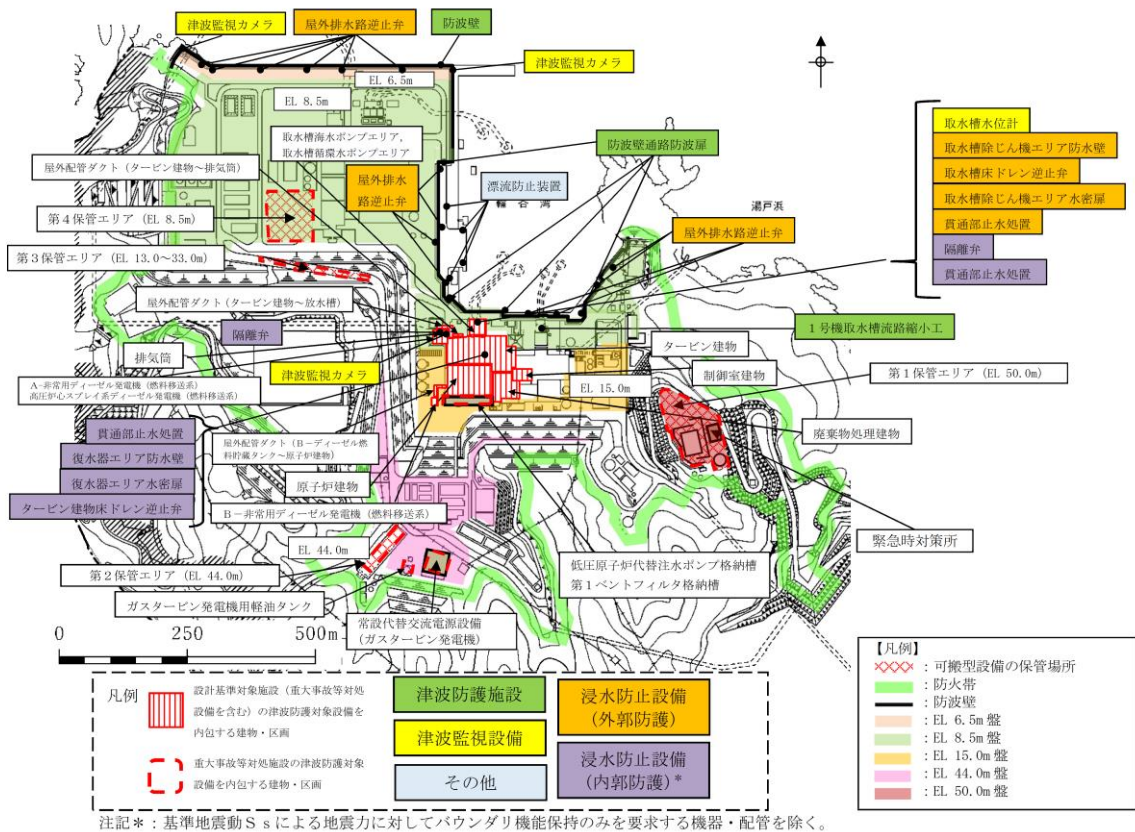


図 4.5.1-1 津波防護施設、浸水防止設備、津波監視設備及びその他の平面位置図

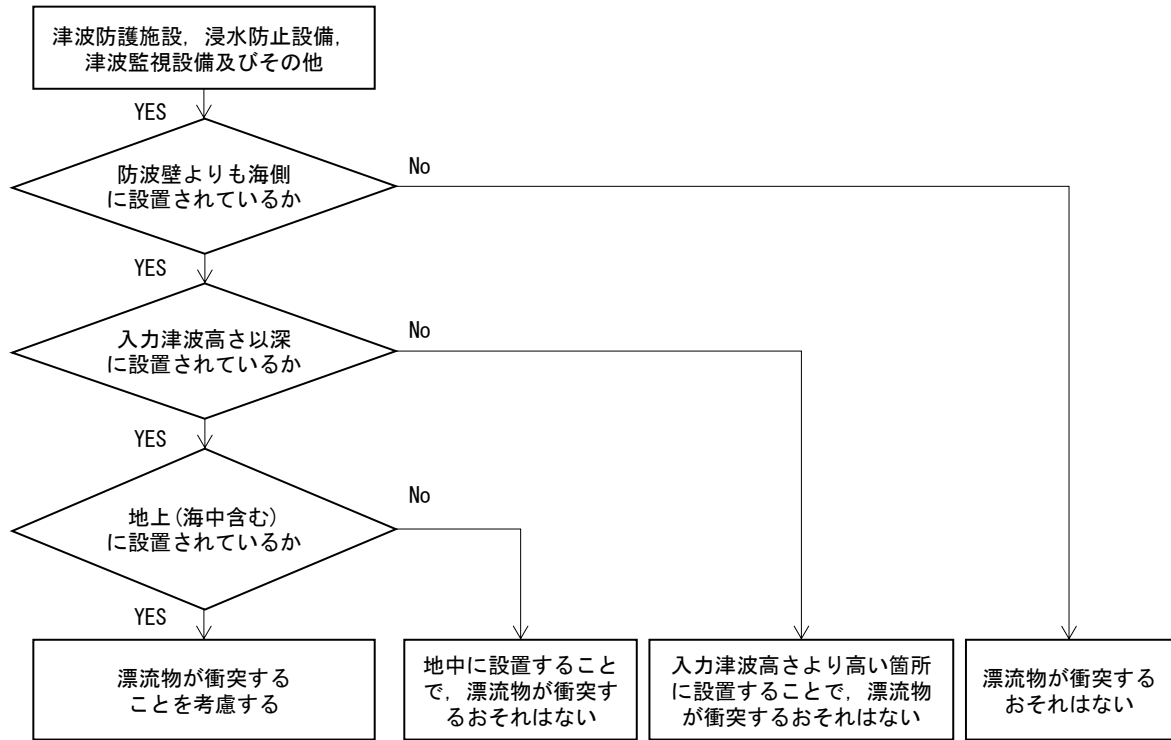


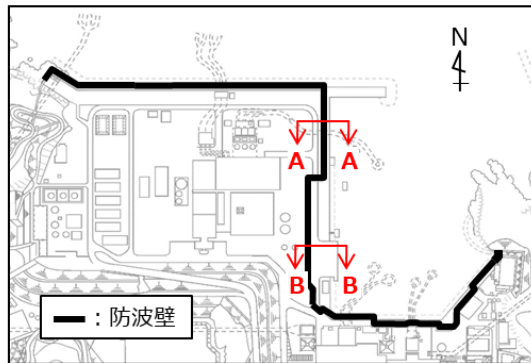
図 4.5.1-2 漂流物による衝突荷重を考慮する施設・設備の選定フロー

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

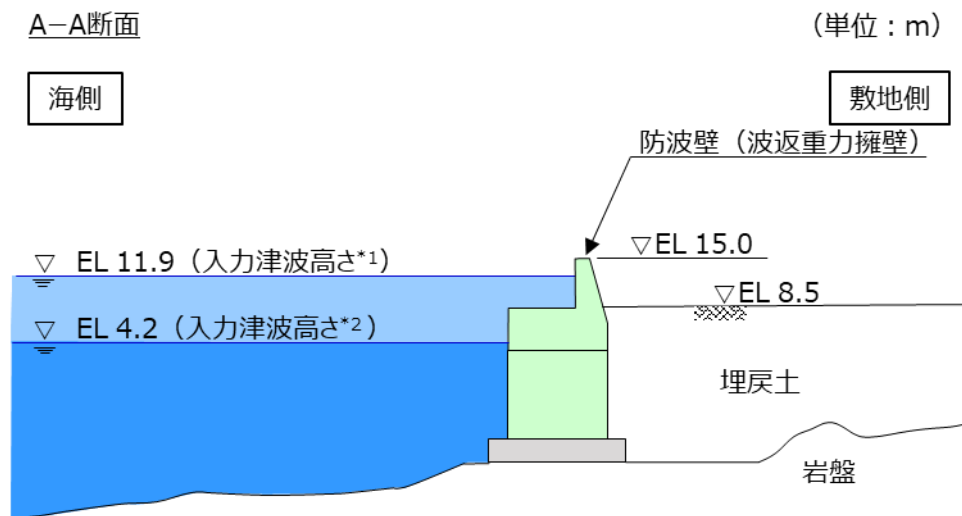
施設・設備		防波壁よりも海側に設置されているか	入力津波高さ 以深に設置されているか		地上(海中含む)に設置されているか	評価 (衝突荷重の考慮)	
津波防護施設	防波壁(波返重力擁壁)	—	日本海東縁	以深	地上 (天端標高EL 15.0m)	考慮する	
			海域活断層	以深		考慮する	
	防波壁 (多重鋼管杭式擁壁)	—	日本海東縁	以深	地上 (天端標高EL 15.0m)	考慮する	
			海域活断層	以深		考慮する	
	防波壁(逆T擁壁)	—	日本海東縁	以深	地上 (天端標高EL 15.0m)	考慮する	
			海域活断層	以上		考慮しない	
防波壁通路防波扉	—	日本海東縁	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		海側	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。

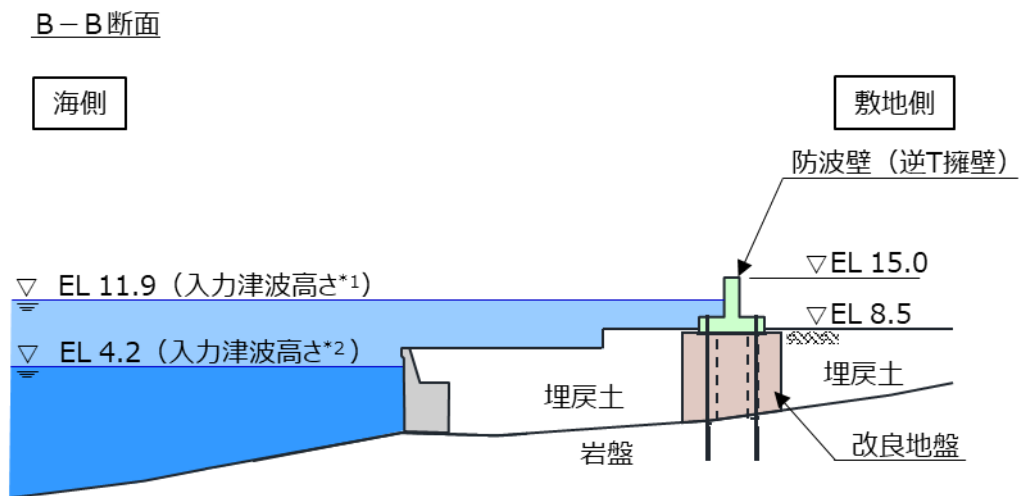
KEY-PLAN



【防波壁（波返重力擁壁）】



【防波壁（逆T擁壁）】

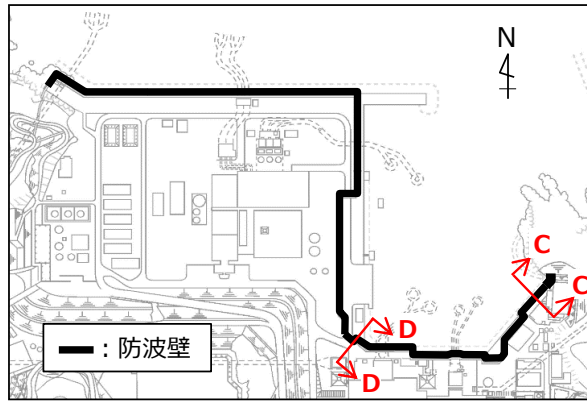


注記 * 1 : 日本海東縁部に想定される地震による津波
 * 2 : 海域活断層から想定される地震による津波

■ : 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



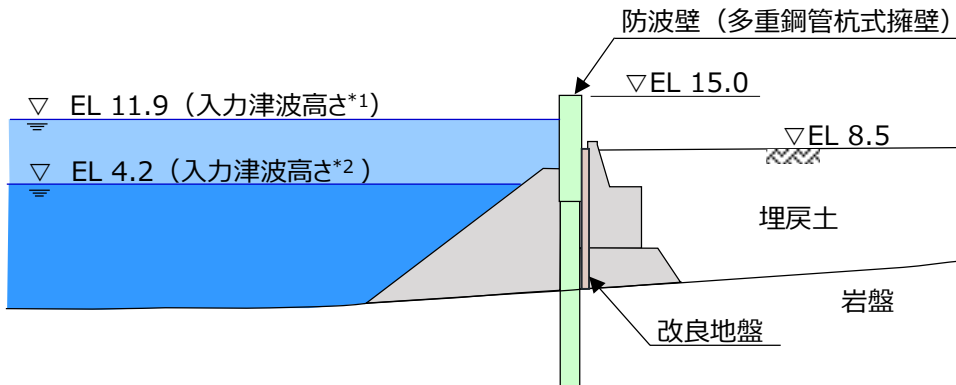
【防波壁（多重鋼管杭式擁壁）】

C-C断面

(単位：m)

海側

敷地側

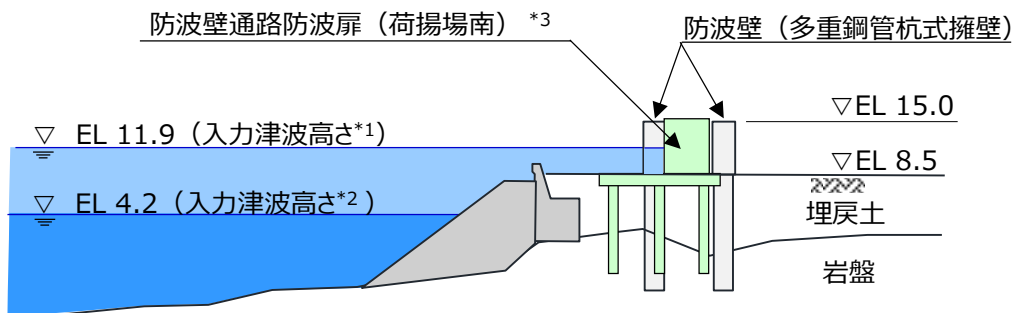


【防波壁通路防波扉（荷揚場南）】

D-D断面

海側

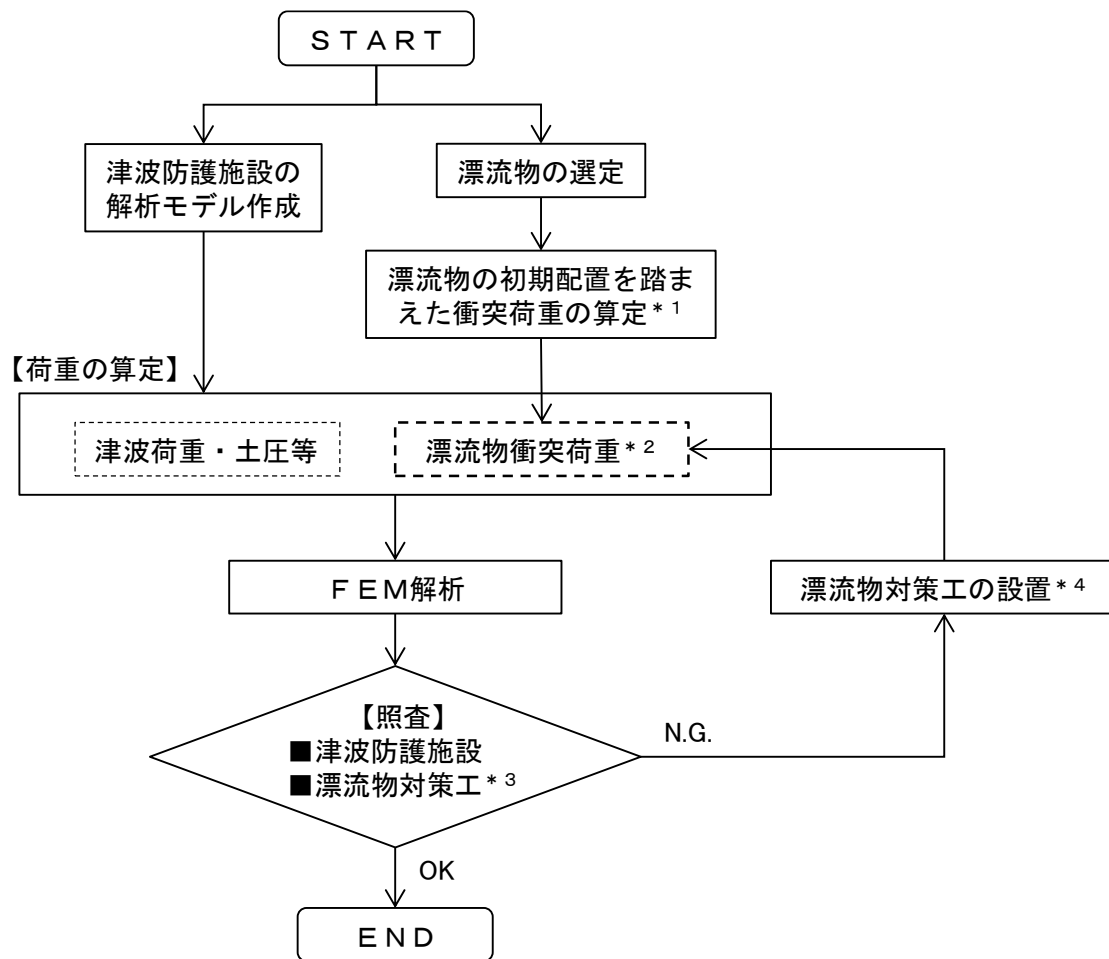
敷地側



- 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。

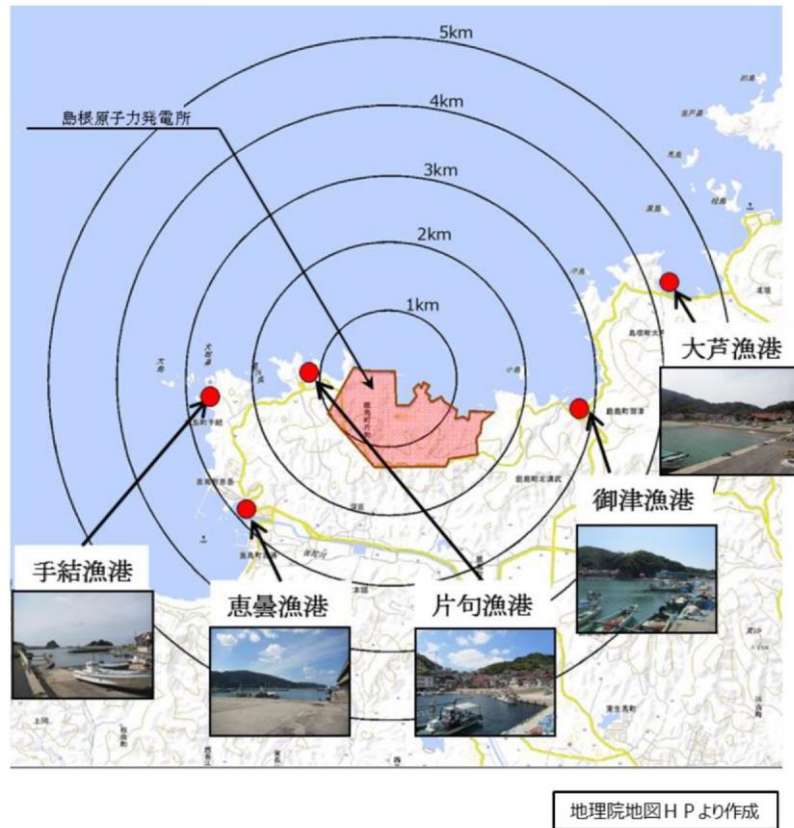


図 4.5.2-1 発電所周辺の地形

(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。

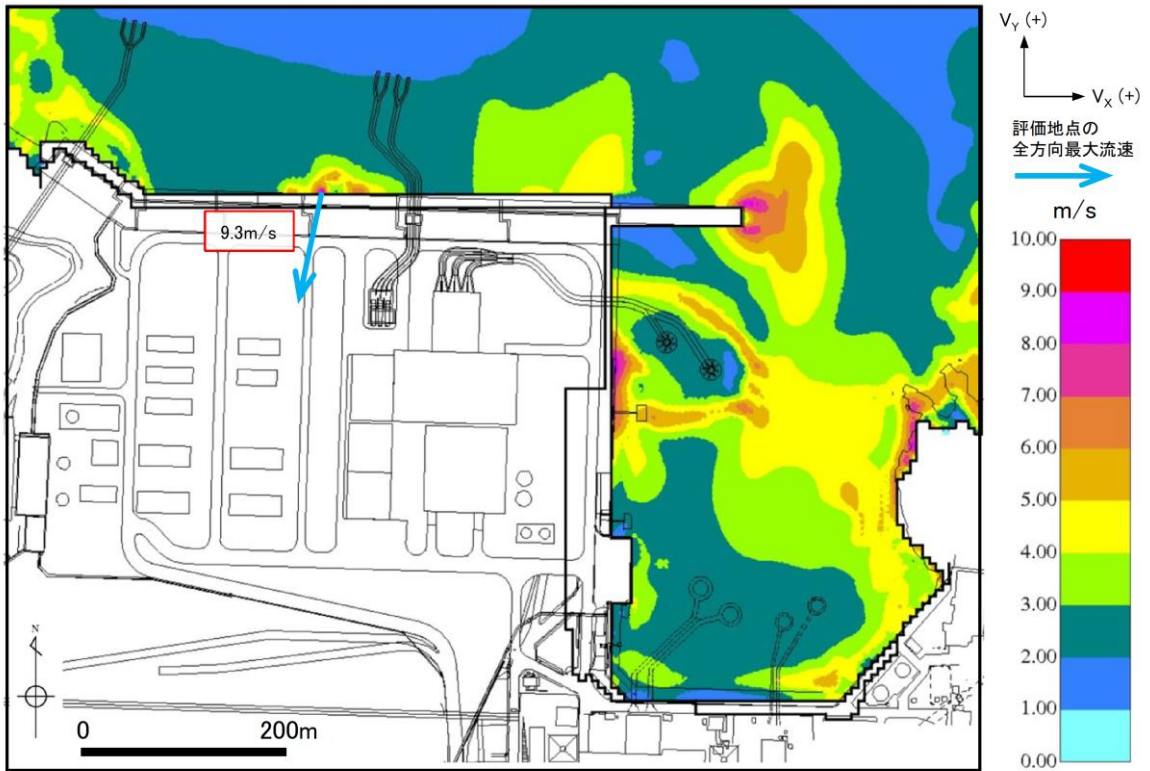


図 4.5.2-2 基準津波 1 (防波堤有り, 沈下無し) 全方向最大流速分布 (全時刻)

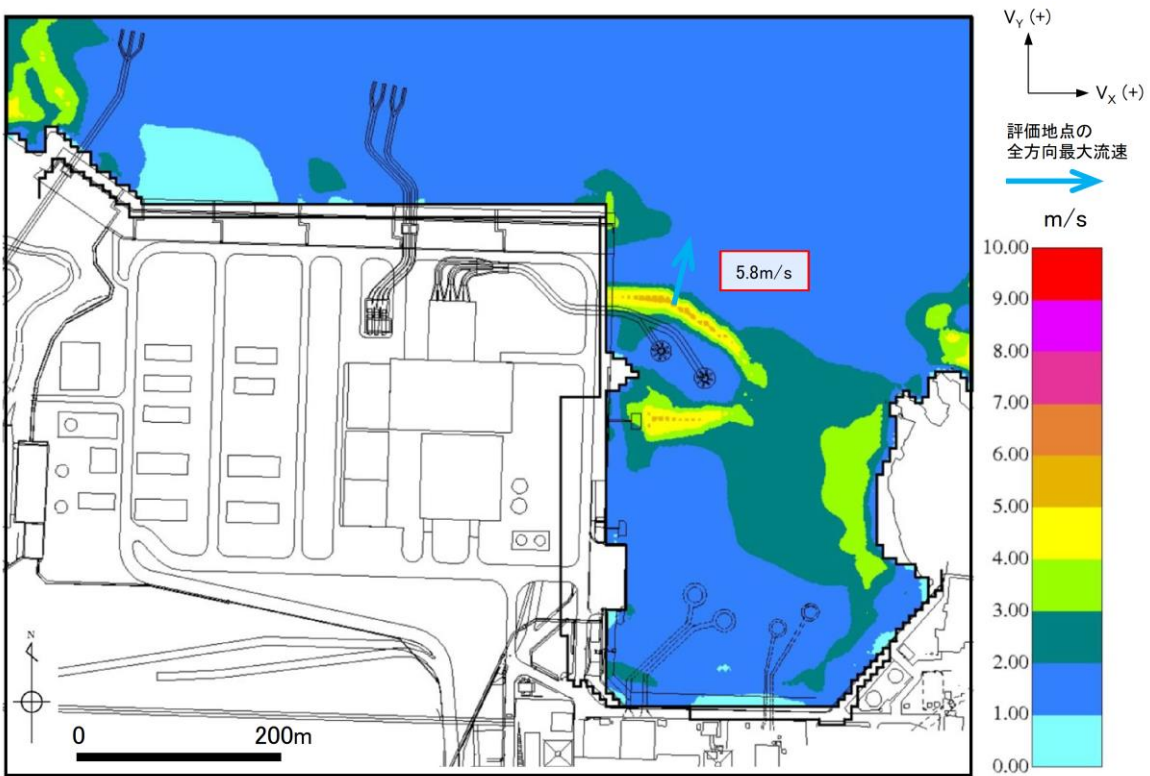


図 4.5.2-3 基準津波 4 (防波堤無し, 沈下無し) 全方向最大流速分布 (全時刻)

(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。

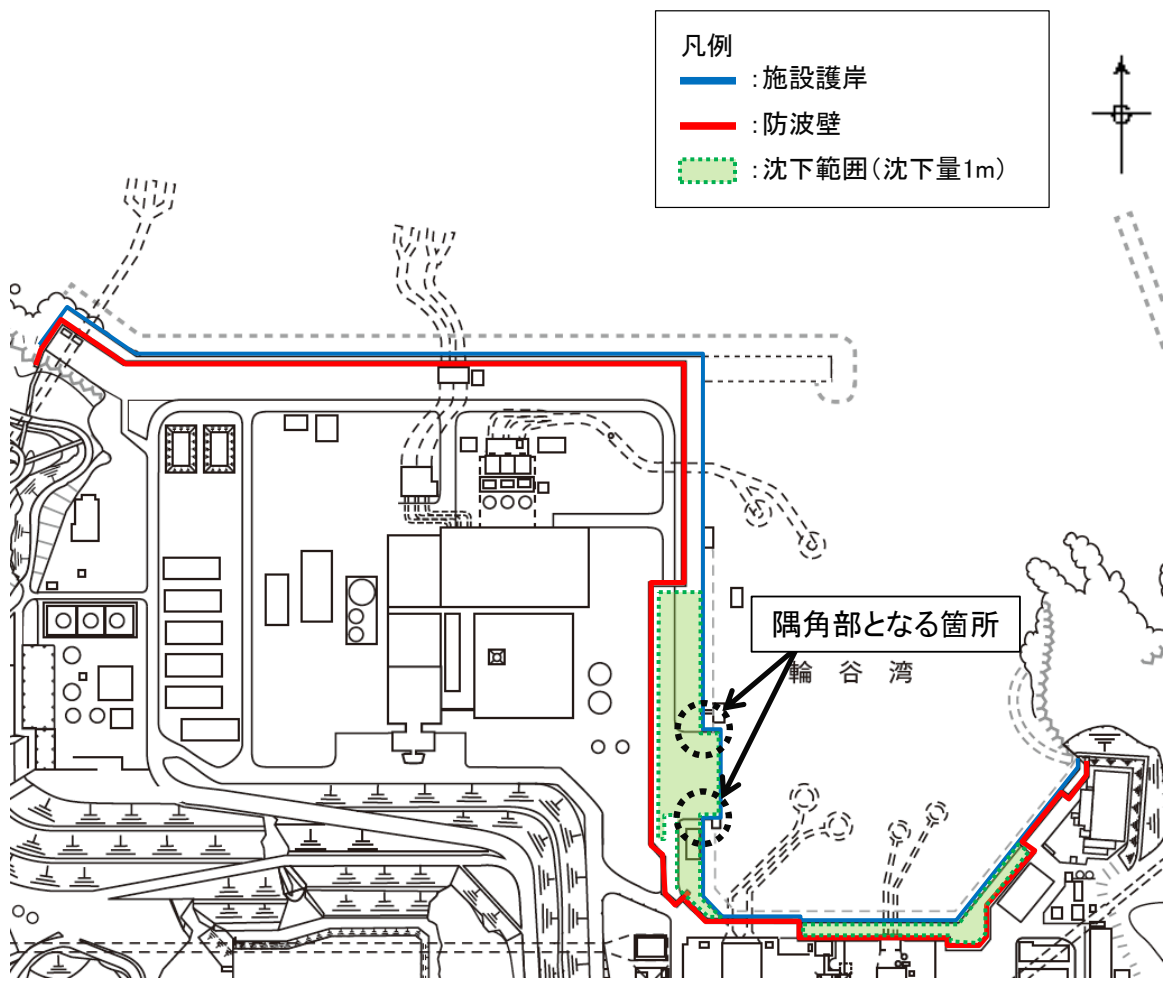


図 4.5.2-4 防波壁前面の沈下範囲

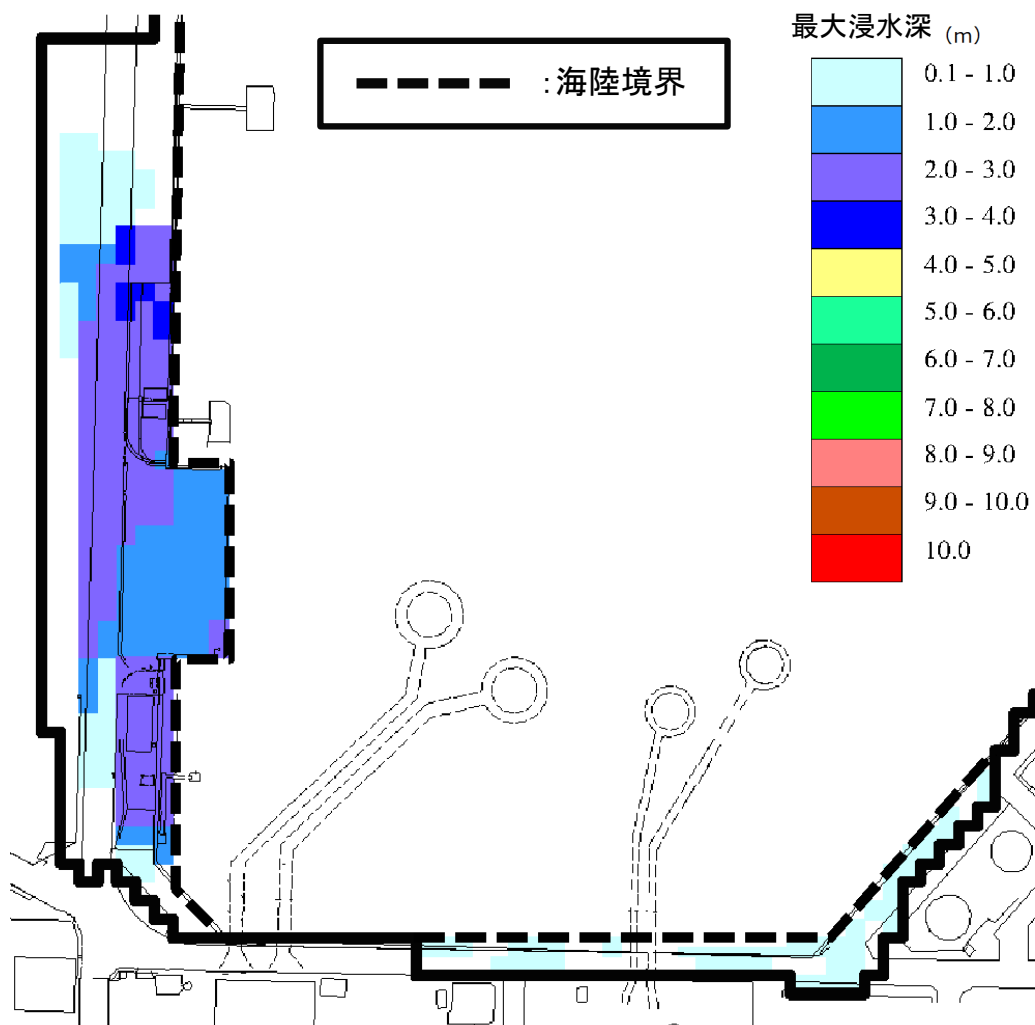


図 4.5.2-5 基準津波 1 (防波堤無し, 沈下 1m) による沈下範囲の最大浸水深分布

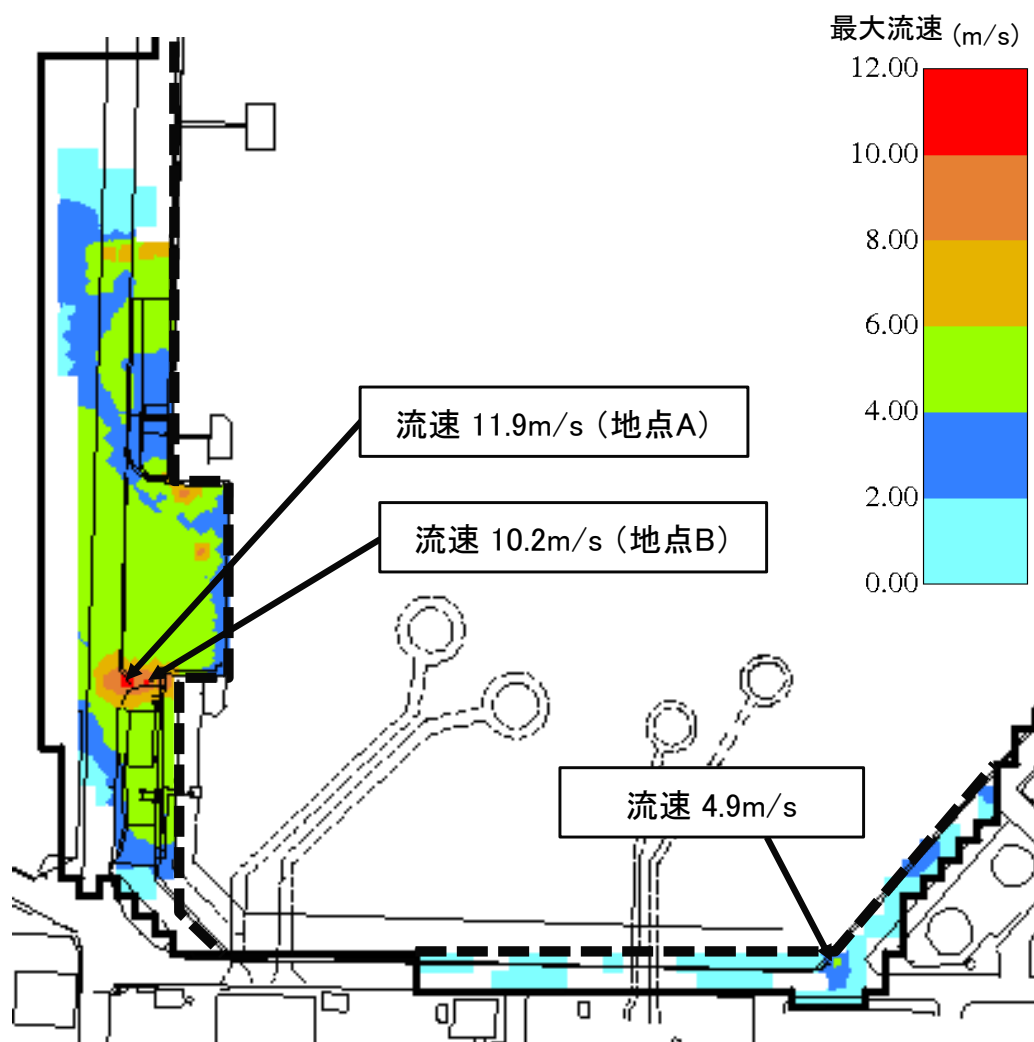


図 4.5.2-6 基準津波 1 (防波堤無し, 沈下 1m) による沈下範囲の最大流速分布

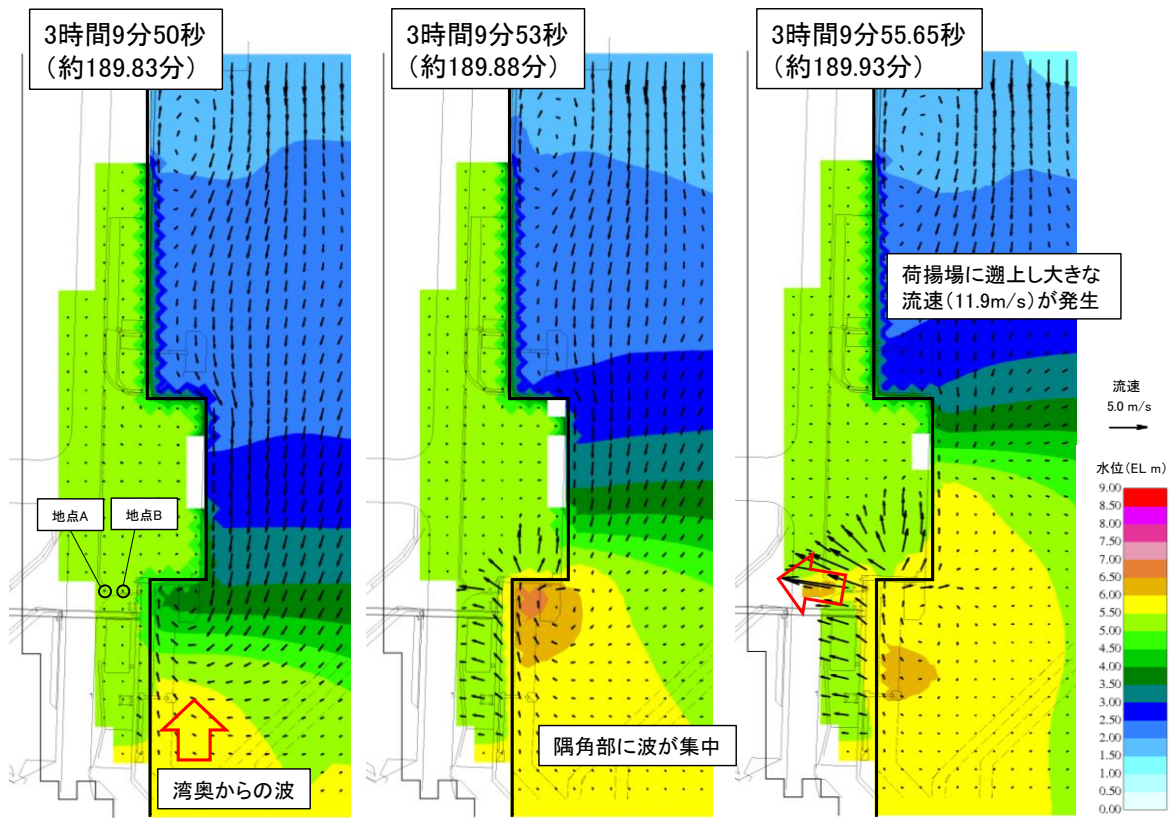


図 4.5.2-7 基準津波 1 (防波堤無し, 沈下 1m) による荷揚場周辺の
水位変動及び流向ベクトル

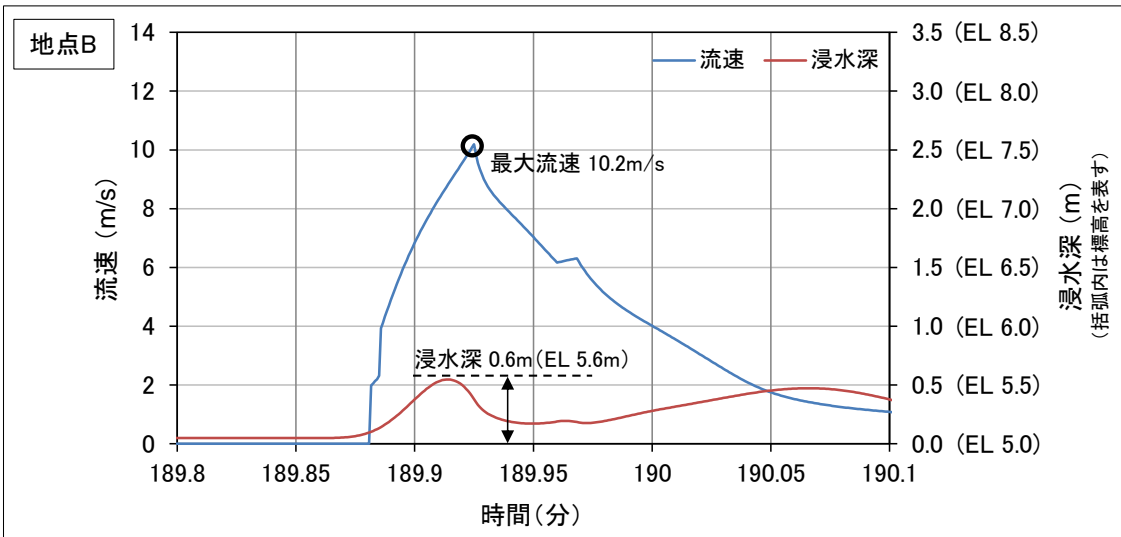
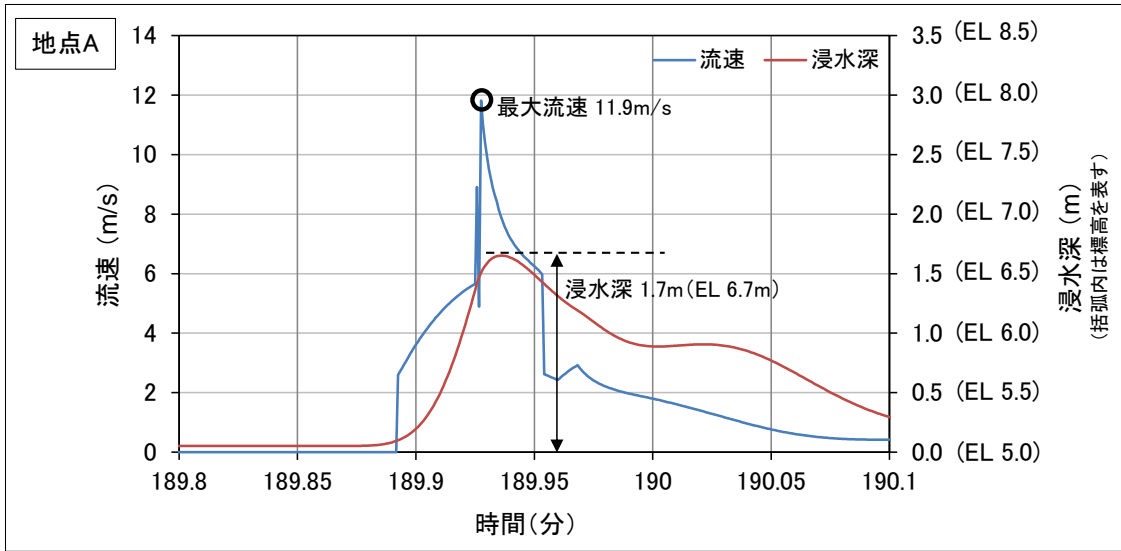
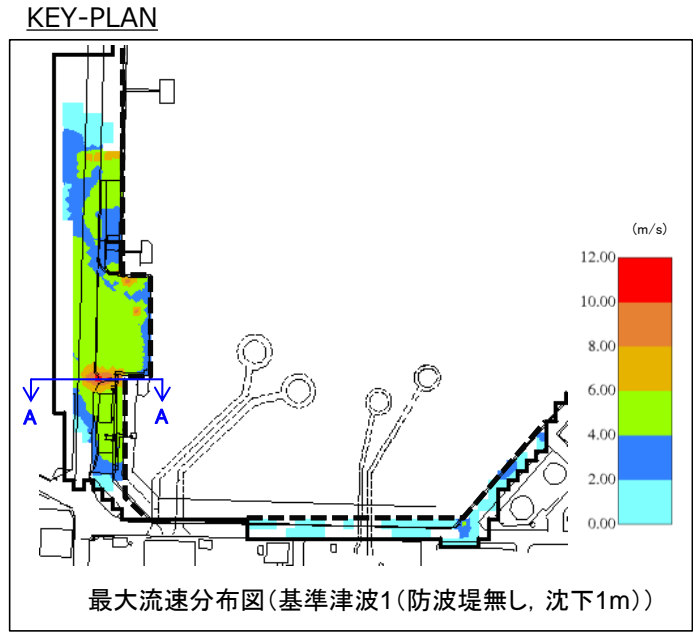
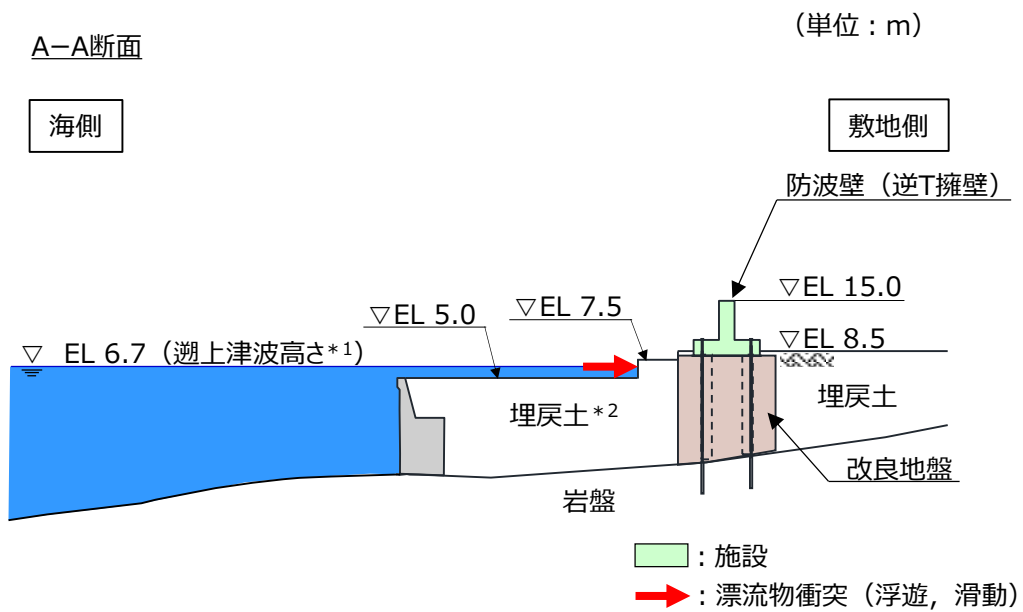


図 4.5.2-8 基準津波 1 (防波堤無し, 沈下 1m) による地点 A 及び
地点 B における流速及び浸水深の時刻歴波形



【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

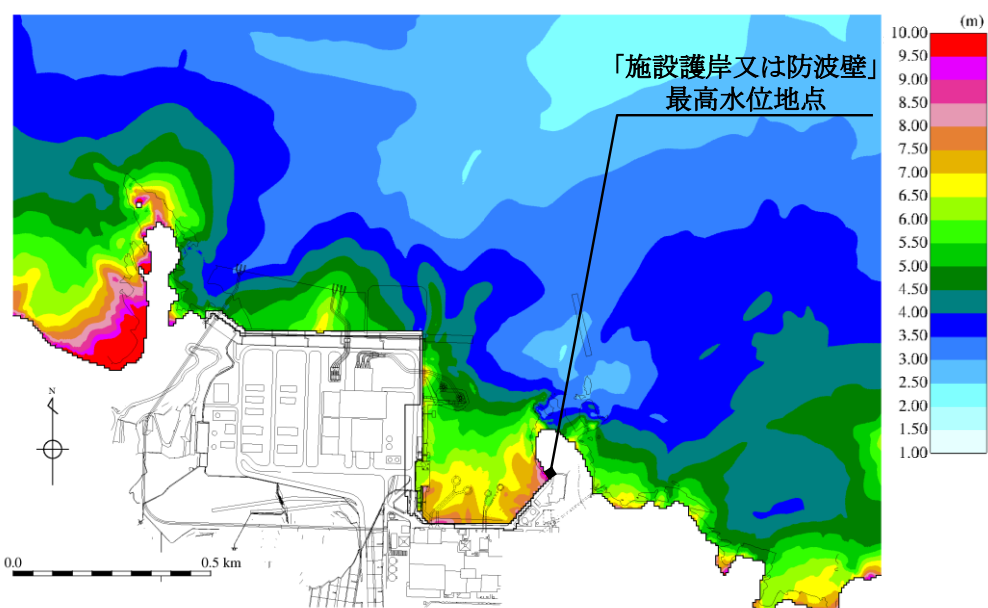
以下に示す最高水位に高潮ハザードを考慮した参照する裕度（0.64m）を加えた津波高さを考慮する。

(a) 日本海東縁部に想定される地震による津波の水位

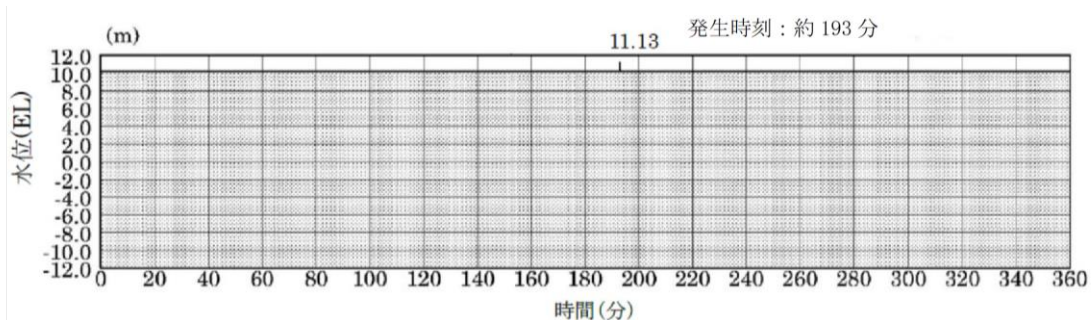
水位上昇側の最高水位は、基準津波 1（防波堤無し）の EL 11.9m（発生時刻：約 193 分，潮位 0.58m 及び潮位のばらつき+0.14m を考慮）であり，高潮ハザードを考慮した参照する裕度を加えた EL 12.6m とする。遡上域における基準津波 1（防波堤無し）の時刻歴波形を図 4.5.2-10 に示す。

(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。



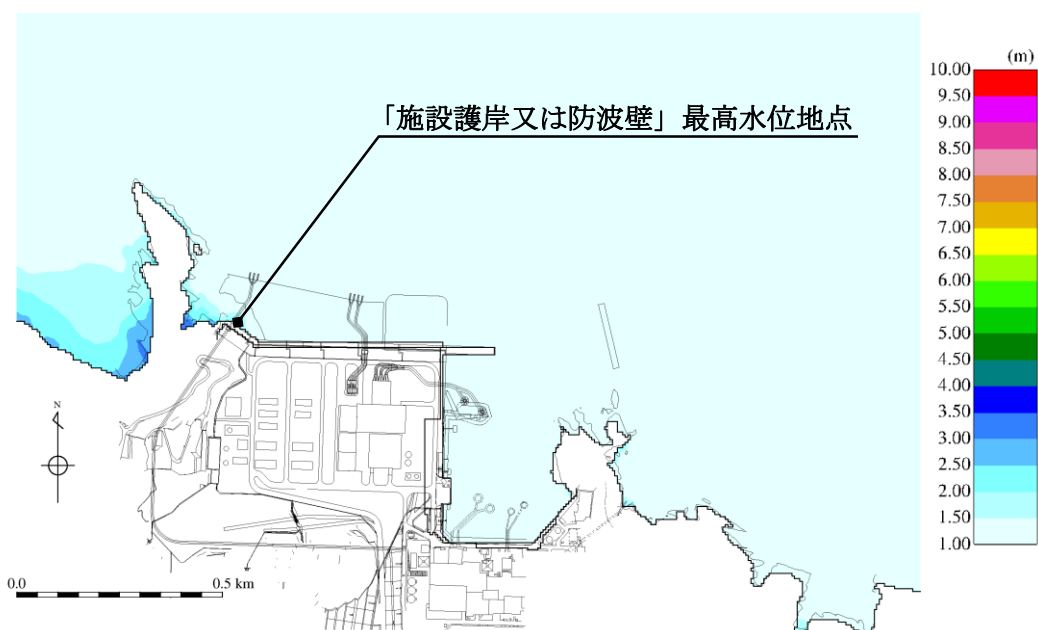
最大水位上昇量分布図
(基準津波1, 防波堤無し)



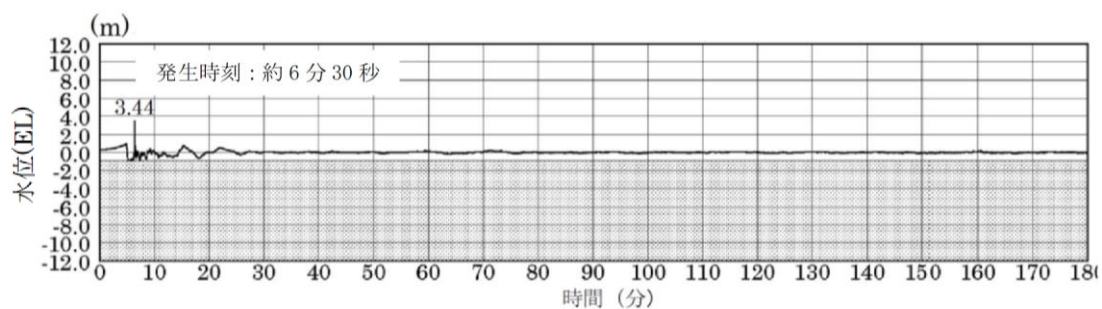
最大水位上昇量 11.13m + 朔望平均満潮位 0.58m + 潮位のばらつき 0.14m \div EL 11.9m
施設護岸又は防波壁 (基準津波1, 防波堤無し)

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 域	作業船	総トン数：約 10 トン	海域	浮遊
		漁船	総トン数：約 0.7 トン	東縁，海域	浮遊
	陸 域	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 域	漁船（500m 以内（操業））	総トン数：3 トン未満	東縁，海域	浮遊
		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。

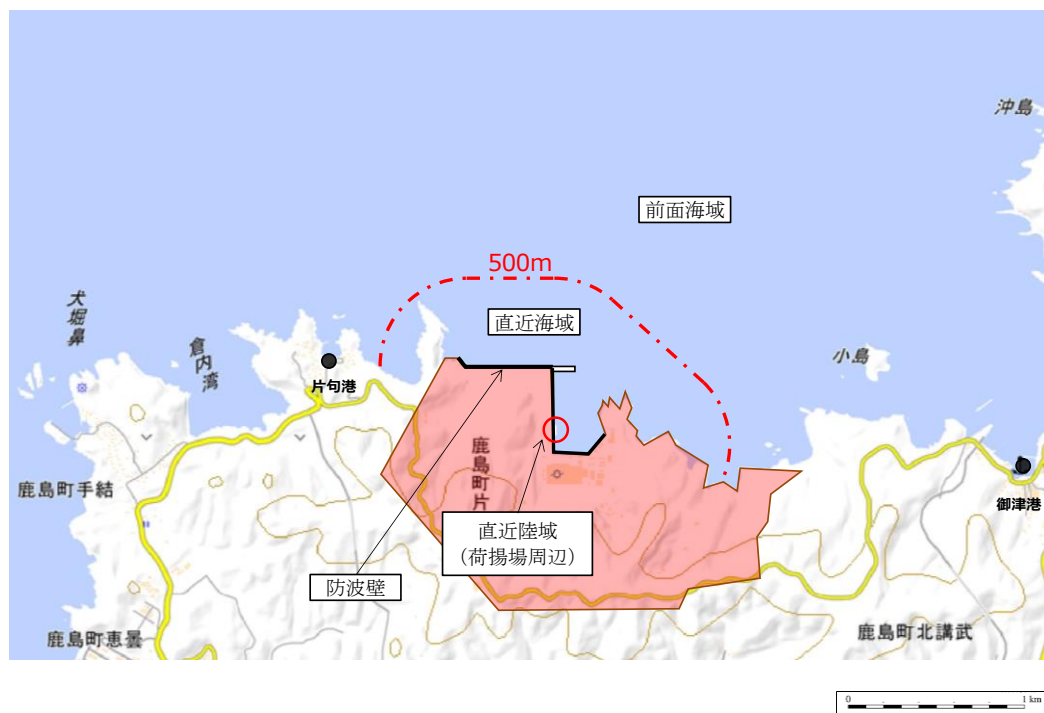


図 4.5.3-1 漂流物を考慮する範囲の区分

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。

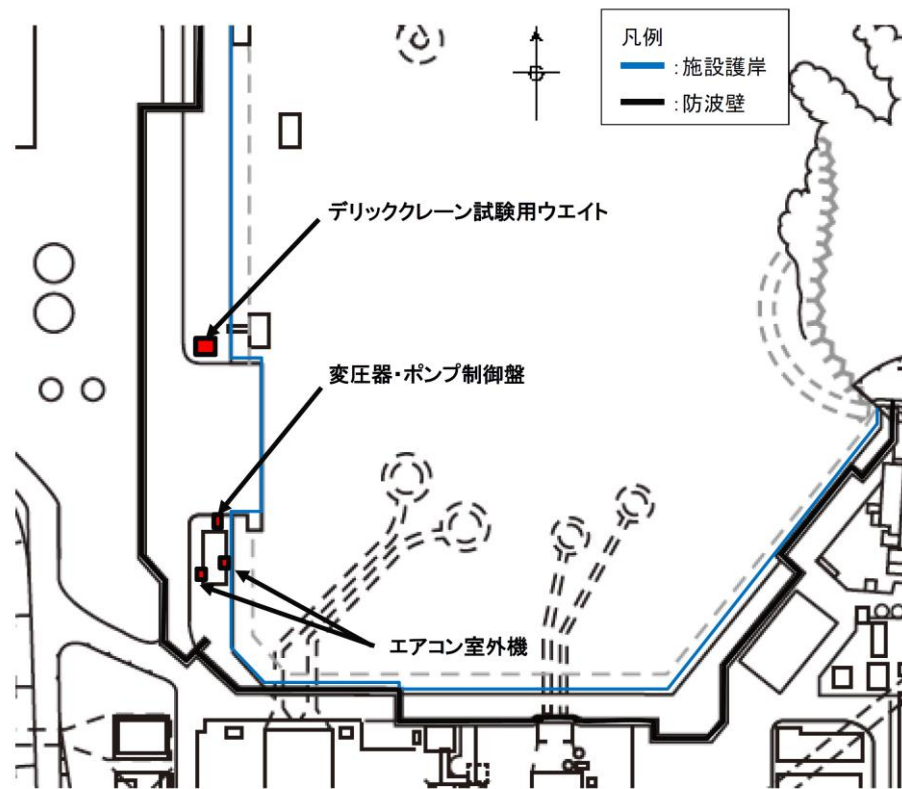
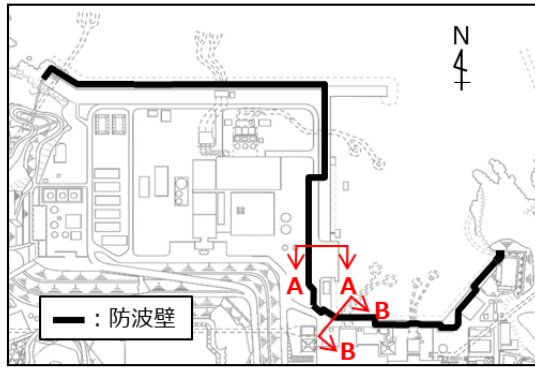


図 4.5.3-2 直近陸域における漂流物（滑動）の配置

KEY-PLAN



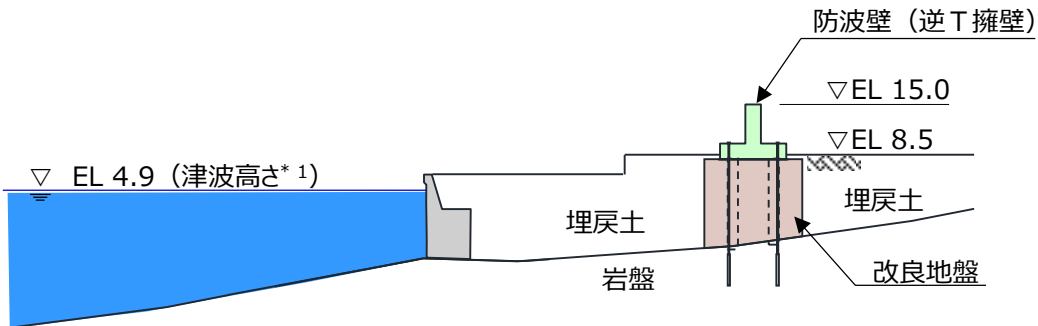
【防波壁（逆T擁壁）】

A-A断面

(単位：m)

海側

敷地側

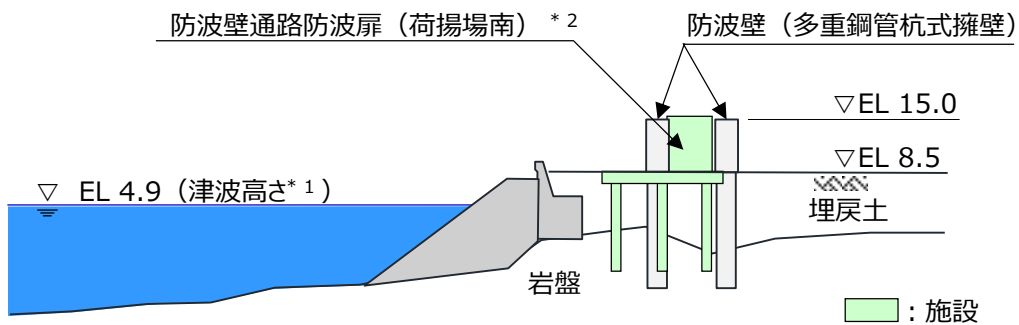


【防波壁通路防波扉（荷揚場南）】

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
							○	○	○	—*3
				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	松置 (1999)	流木	円柱形状の流木が縦向きに衝突する場合は衝突荷重を提案している。 $F_m = 1.6C_{MA}(V_{00}/gD)^{0.5} \cdot 1.2(C_{M1}/V_0)^{0.4}(gD^2L)$ F_m : 衝突力, C_{MA} : 見かけの質量係数, V_{00} : 流木の衝突速度, D : 流木の直径, L : 流木の長さ, σ_r : 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: 305~8615g) ・衝突荷重に関する空中での実験 ・物理模型実験及び空中衝突実験において、流木 (植生林ではない丸太) 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。 $F_H = SC_{MA}(V_H/g)^{0.5} D^{0.25} L^{0.25} \cdot 2.5(gM)$ F_H : 漂流物の衝突力, S : 係数 (5.0), C_{MA} : 見かけの質量係数, V_H : 段波速度, D : 漂流物の代表高さ, L : 漂流物の代表長さ, 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、衝突幅を受圧板前面 80cm (現地換算 30m) 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は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。 $E = E_0 = \frac{WV^2}{(2g)}$, $W = W_0 + W'$ ($W' = (\pi/4)(D^2)L\gamma_w$) E : 衝突エネルギー, W_0 : 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	「漁港・漁場の施設の設計の手引」 (2003) に記載されている。接岸エネルギーの算定式に対して、接岸速度を漂流物速度とすることで、衝突エネルギーを算定できる。 漁船の他、車両・流木・コンテナの衝突エネルギーに対して、支柱及び漂流物相対スクリューの変形でエネルギーを吸収させることにより、漂流物の進入を防ぐための津波漂流物対策施設の設計に適用される式である。
⑤	FEMA (2012)	流木 コンテナ	$F_t = 1.3 v_{max} \sqrt{cm(1+c)}$ F_t : 衝突力, v_{max} : 最大流速, m : 漂流物の質量, c : 付加質量係数, k : 漂流物の有効剛性	「運動方程式に基づく衝突力方程式」 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は、再現性を再現するような剛性を適切に定める必要がある。
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。 $F_m = 2 \rho_w v_{0m} E_c V_c^2 + (WV_x / gdt)$ F_m : 漂流衝突力, dt : 衝突時間, η_a : 最大湖上水位, ρ_w : 水の密度, B : 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 1/75 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
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。 $F = \gamma_{PK} \cdot \left(\frac{5}{4} m \right)^{0.5} v^2 \cdot \frac{4\sqrt{a}}{3\pi} k_1 + k_2$, $k = \frac{m_1 m_2}{m_1 + m_2}$ F : 衝突力, a : 衝突面半径の 1/2 (コンテナ衝突面の総横長さの平均の 1/4), E : ヤング率, v : ボアソン比, m : 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松置 (1999)」にない、上式において $m = C_{0m}$ (C_{0m} : 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。	「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 0.152m, 幅 0.49m, 衝突速度: 1.0~2.5m/s 程度, 材質: 鋼製 物理模型実験では、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。

- 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。

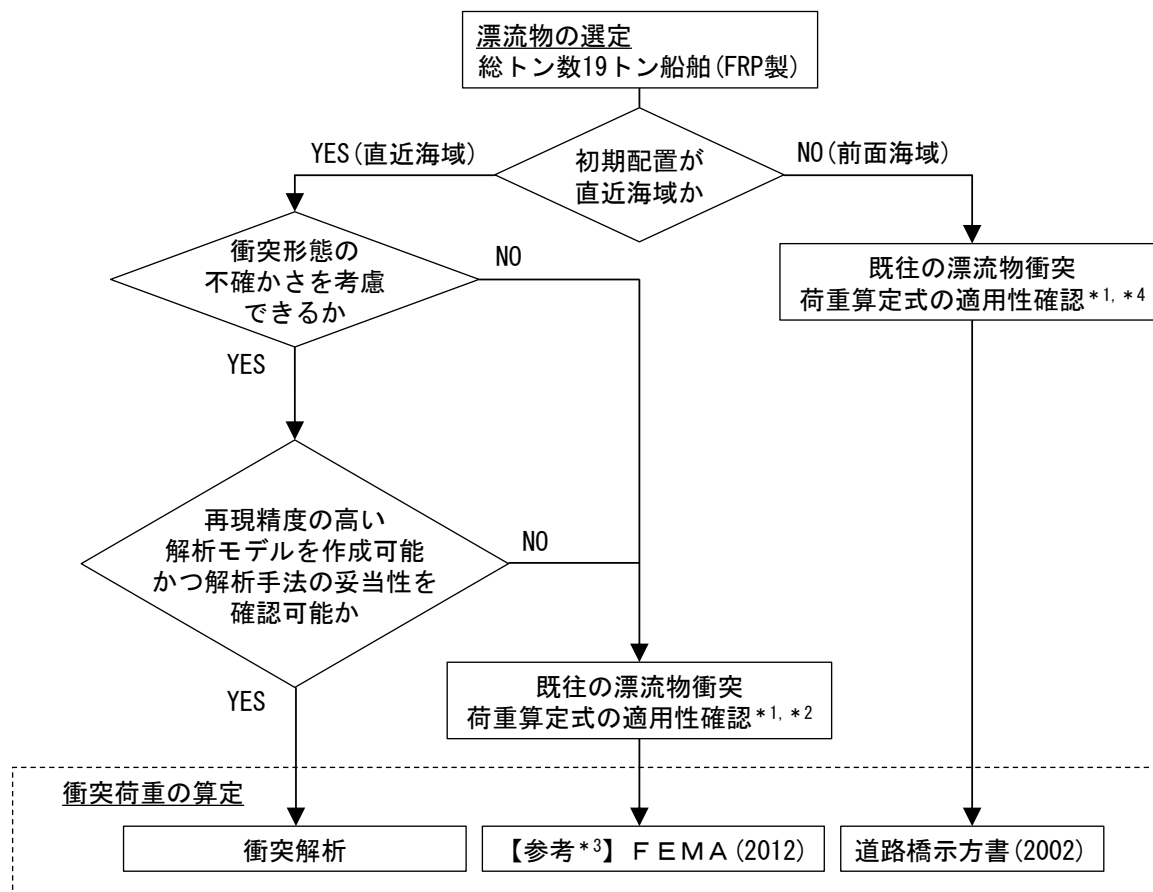
- ・「道路橋示方書（2002）」の式は、漂流物が流下（漂流）して来た場合に、表面流速（津波流速）を与えることで漂流流速に対する衝突荷重を算定でき、新規制基準適合性審査（東北電力（株）女川原子力発電所等）において、初期配置が前面海域の船舶（総トン数19トン）に対する適用実績がある。
- ・「FEMA（2012）」の式は、非減衰系の振動方程式に基づき、衝突物及び被衝突物の両方を完全弾性体とした条件で衝突荷重を評価する。一方、実現象として、衝突物より剛性の大きい被衝突物へ衝突した際は、衝突物自体が破壊することによる、衝突エネルギーの減衰効果がある。そのため、衝突時に塑性変形を伴う漂流物による衝突荷重算定では、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。

上記より、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、対象漂流物である船舶の形状調査を行っていることから、再現精度が高い船舶の解析モデルを作成可能なこと、衝突解析による衝突荷重は衝突実験結果を再現できていること（添付資料3参照）及び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から、衝突解析を衝突荷重の算定方法

として選定する。なお、衝突解析による衝突荷重と比較するため、「F E M A (2012)」の式による衝突荷重を参考に算定する。

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：F E M A (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。
- *3：F E M A (2012) は、船舶の船首方向における衝突荷重の算定となることから、衝突解析による衝突荷重と比較するために参考として算定する（添付資料4参照）。
- *4：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。

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

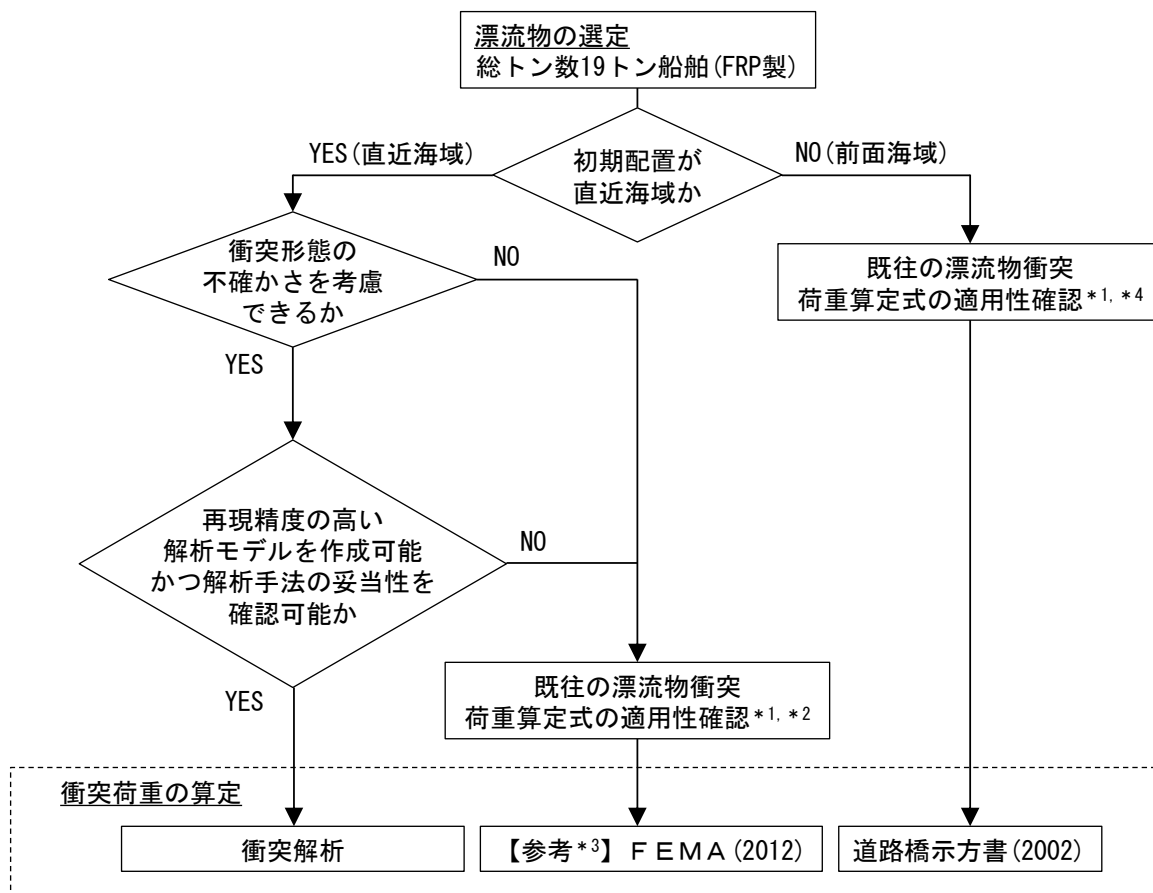
被衝突物に対する、漂流物による衝突荷重の鉛直方向の作用位置は、「4.5.2 津波に関するサイト特性」で示したとおり、日本海東縁部に想定される地震による津波（基準津波1）の入力津波高さ EL 11.9mに高潮ハザードを考慮した参照する裕度を加えた津波高さ EL 12.6m及び海域活断層から想定される地震による津波（海域活断層上昇側最大ケース）の入力津波高さ EL 4.2mに高潮ハザードを考慮した参照する裕度を加えた津波高さ EL 4.9mを基本とするが、設計上の配慮として、安全側に各構造物の部位に対して評価が厳しくなる作用位置を設定する。漂流物が衝突する際は船体幅及び深さに応じた範囲に荷重が分散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方法の選定フローを図4.5.6-1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：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。
- *3：FEMA（2012）は、船舶の船首方向における衝突荷重の算定となることから、衝突解析による衝突荷重と比較するために参考として算定する（添付資料4参照）。
- *4：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。

図 4.5.6-1 漂流物による衝突荷重の算定方法の選定フロー

（図 4.5.4-1 を再掲）

(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、漂流物となつ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。

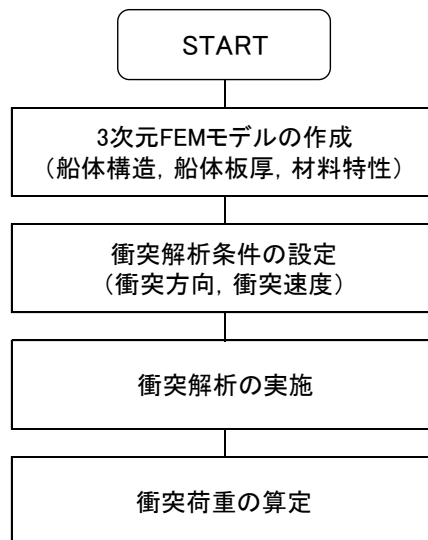


図 4.5.6-2 衝突解析による衝突荷重の算定フロー

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。

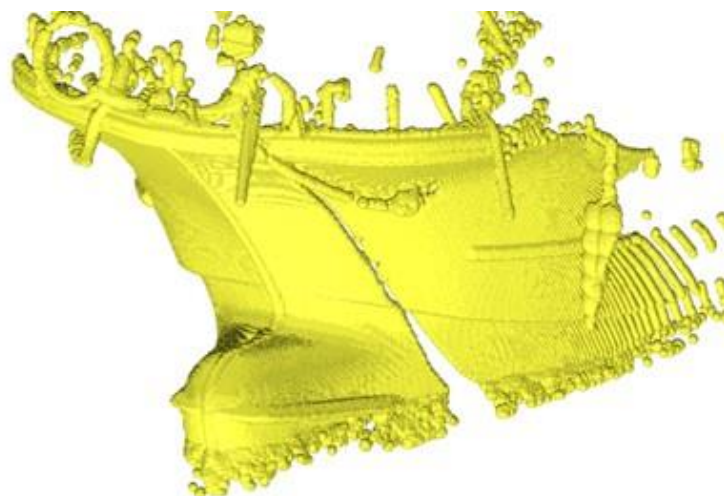
船舶は海水からの流れの抵抗を低減するために、船体の船首から船尾に向けて流線形の複雑な形状となっている。そこで、船舶外形の再現精度を向上させるために、対象船舶に対する巻尺等による測定に加え、3Dレーザースキャナによる3次元測定を行い（図 4.5.6-3）、船体外形の3次元点群データを取得し、3次元FEMモデルの作成に反映した（図 4.5.6-4）。

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。

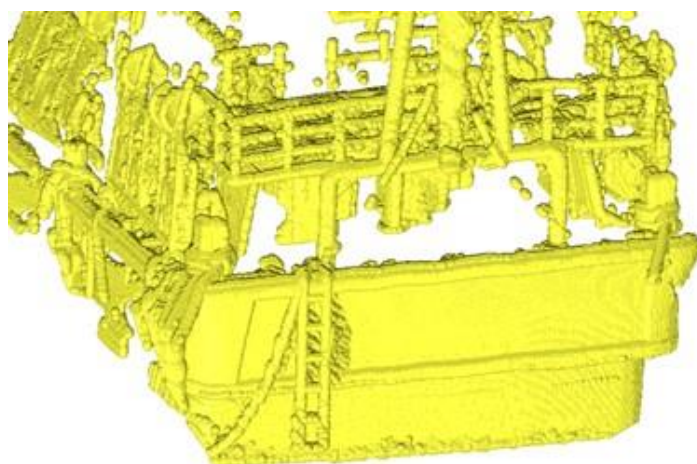


図 4.5.6-3 3Dレーザースキャナによる計測状況

【船首】



【船尾】



【船側】

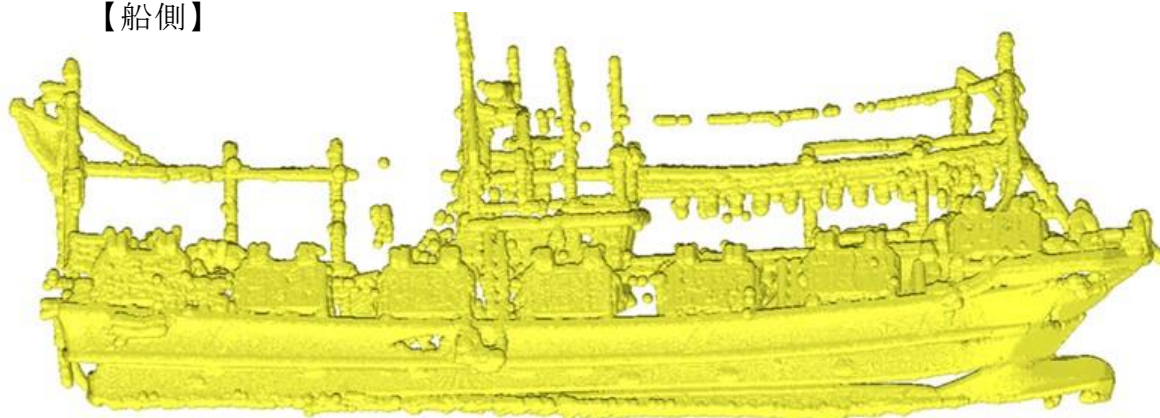


図 4.5.6-4 3Dレーザースキャナによる計測結果（例）

(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長さ
(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

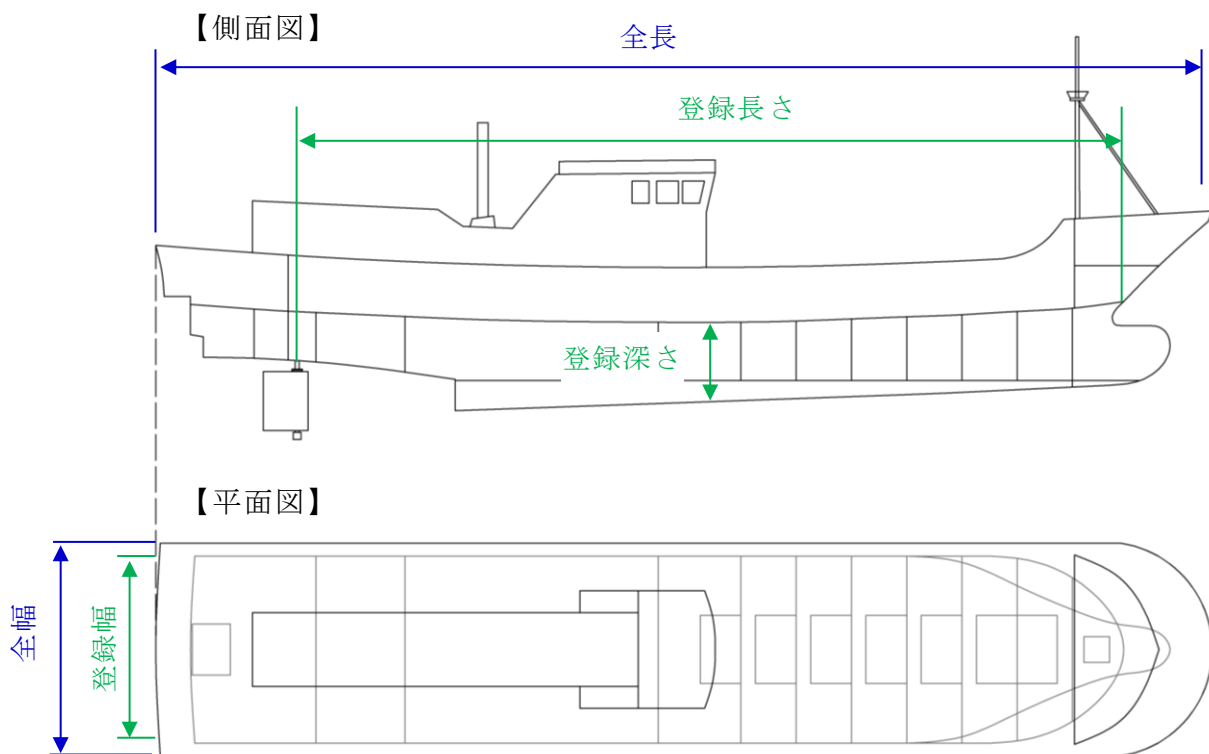
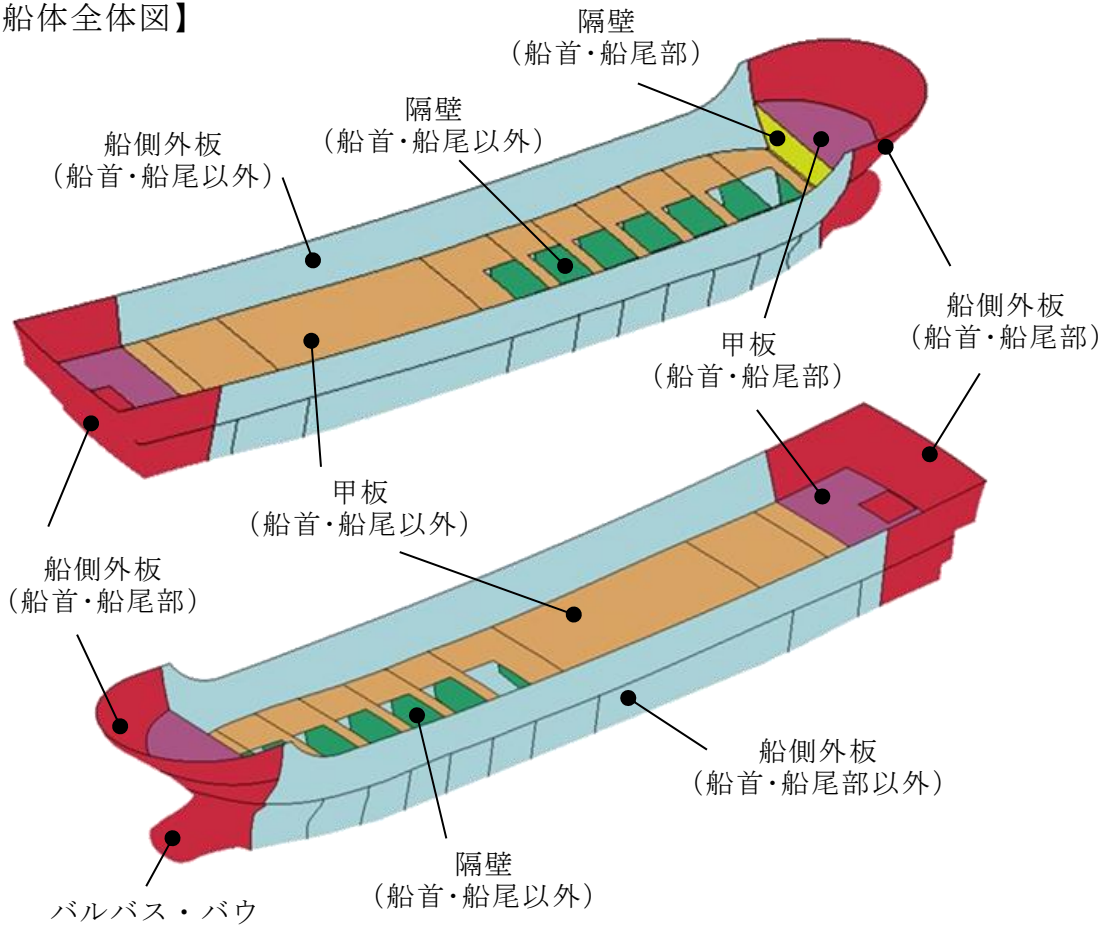
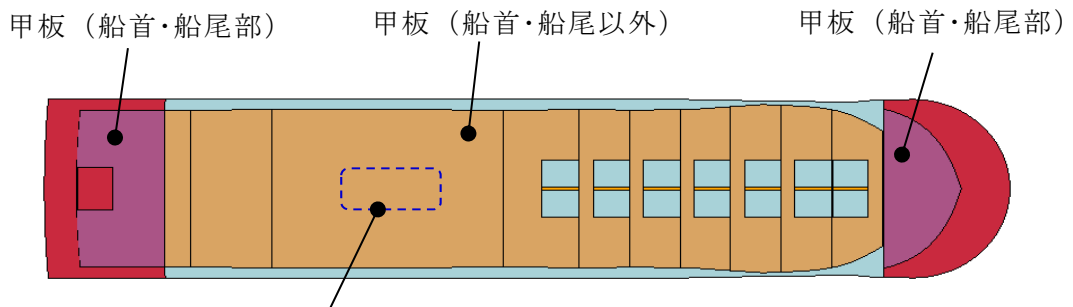


図 4.5.6-5 対象船舶の側面図及び平面図

【船体全体図】



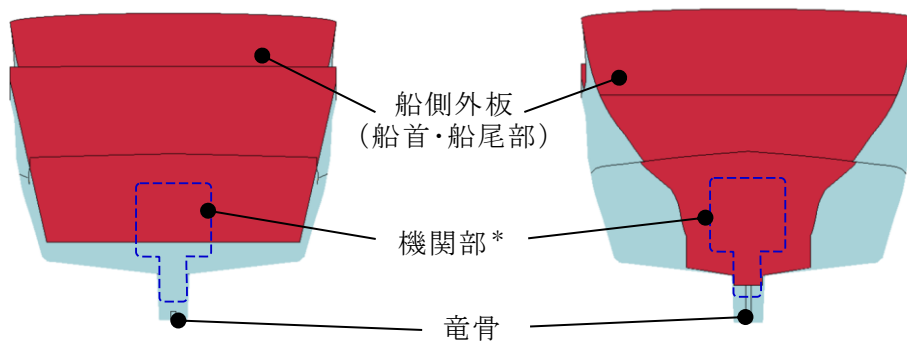
【船体平面 (上面)】



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

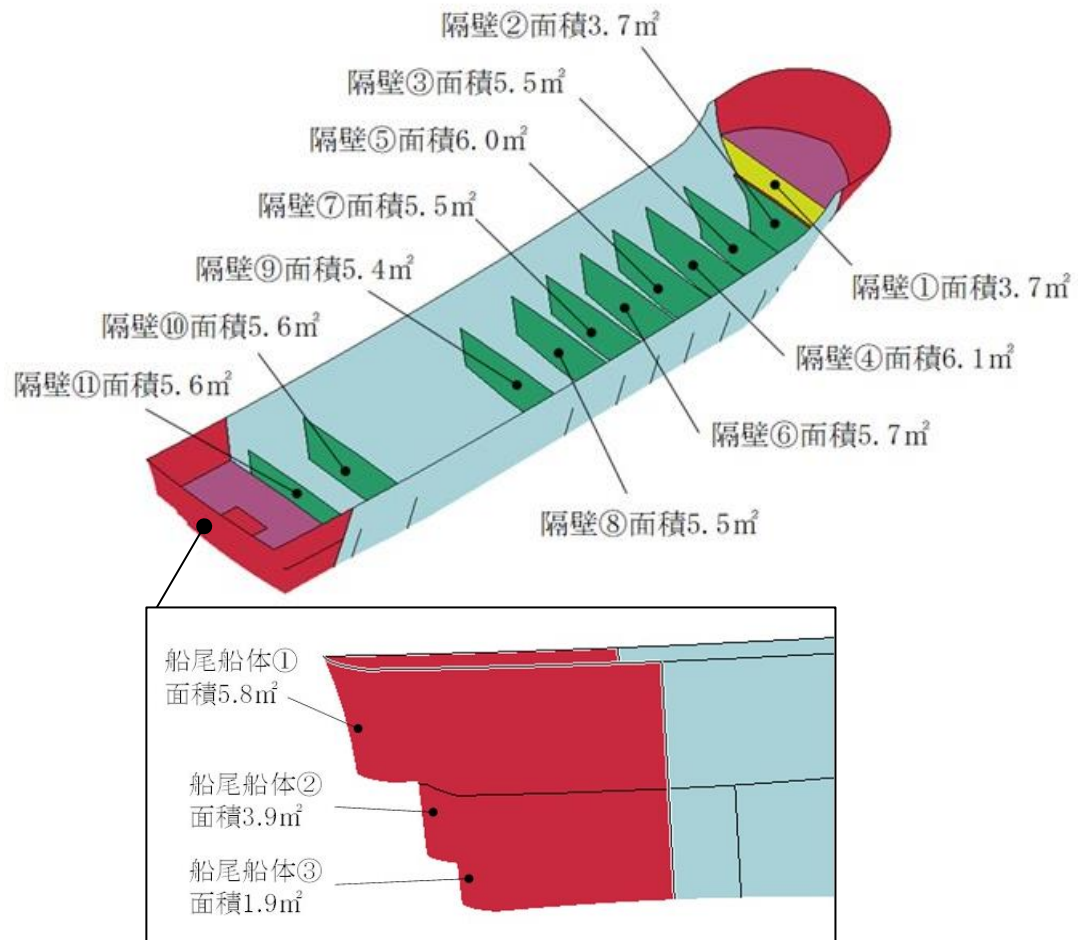


図 4.5.6-7 隔壁及び船尾の船体面積

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	「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

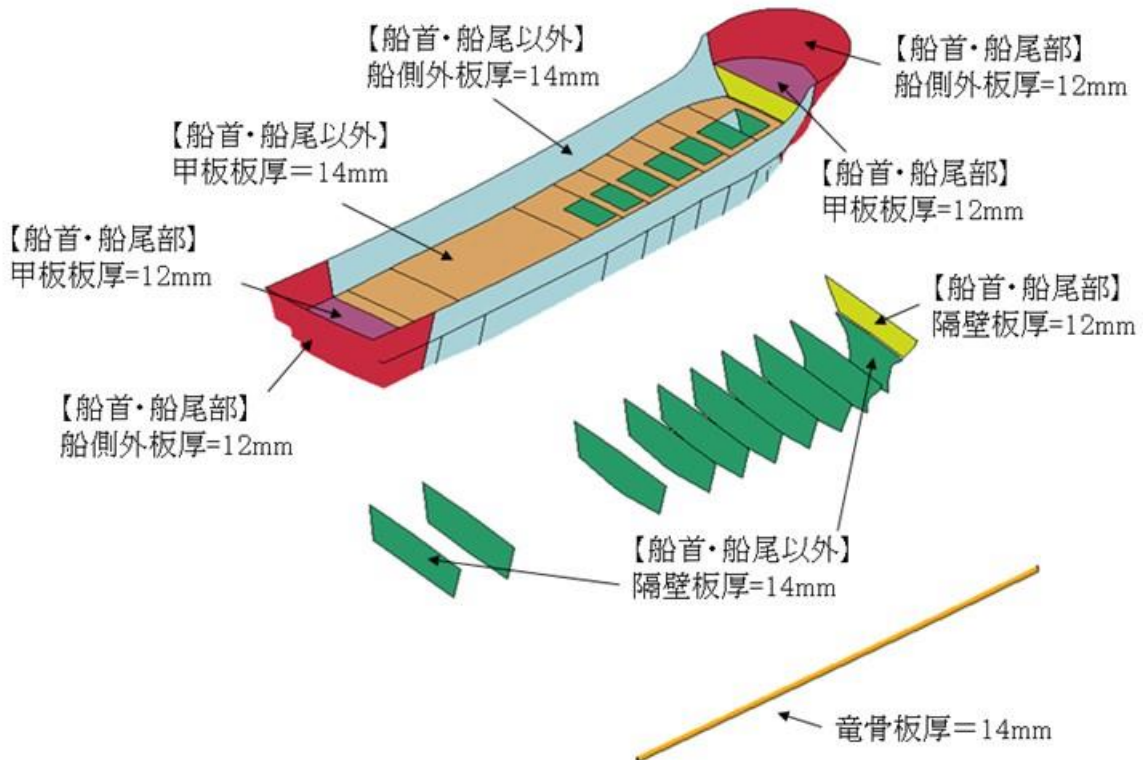


図 4.5.6-10 船体板厚の設定

(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。

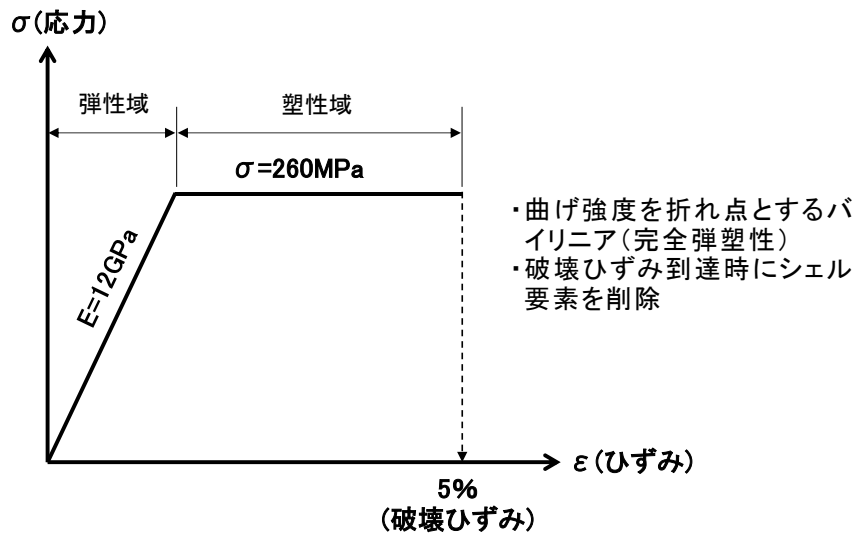


図 4.5.6-11 応力-ひずみ関係

(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。

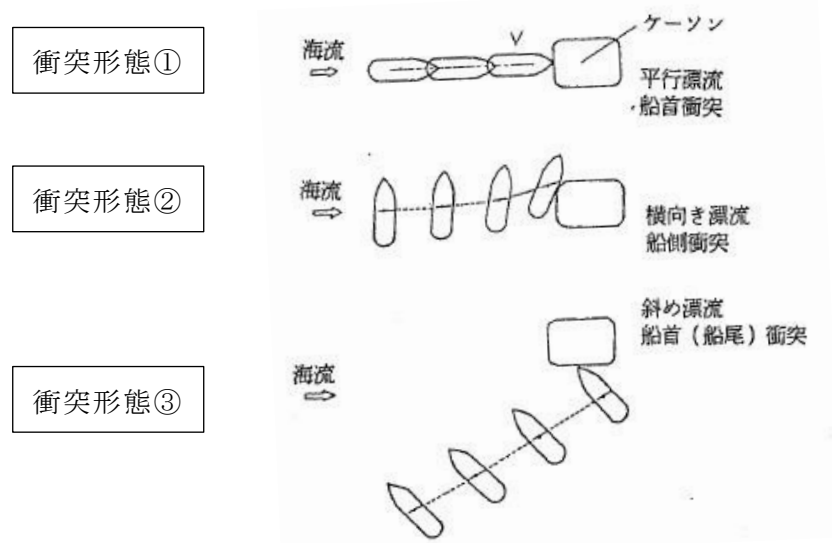


図 4.5.6-12 漂流による衝突形態（「土木学会（1994）」に一部加筆）

「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 度を越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>船首 船尾 船側(真横)</p>	<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>津波の来襲方向と同じで船首、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>斜め船首 斜め船尾</p>	<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>斜め船首 斜め船尾</p>	<p>被衝突物となる施設に斜め方向から津波が来襲。</p>	<p>津波の来襲方向と同じ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>斜め船首 斜め船尾</p>	<p>被衝突物となる施設に斜め方向から津波が来襲。</p>	<p>津波の来襲方向と同じで船首側から衝突。</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。

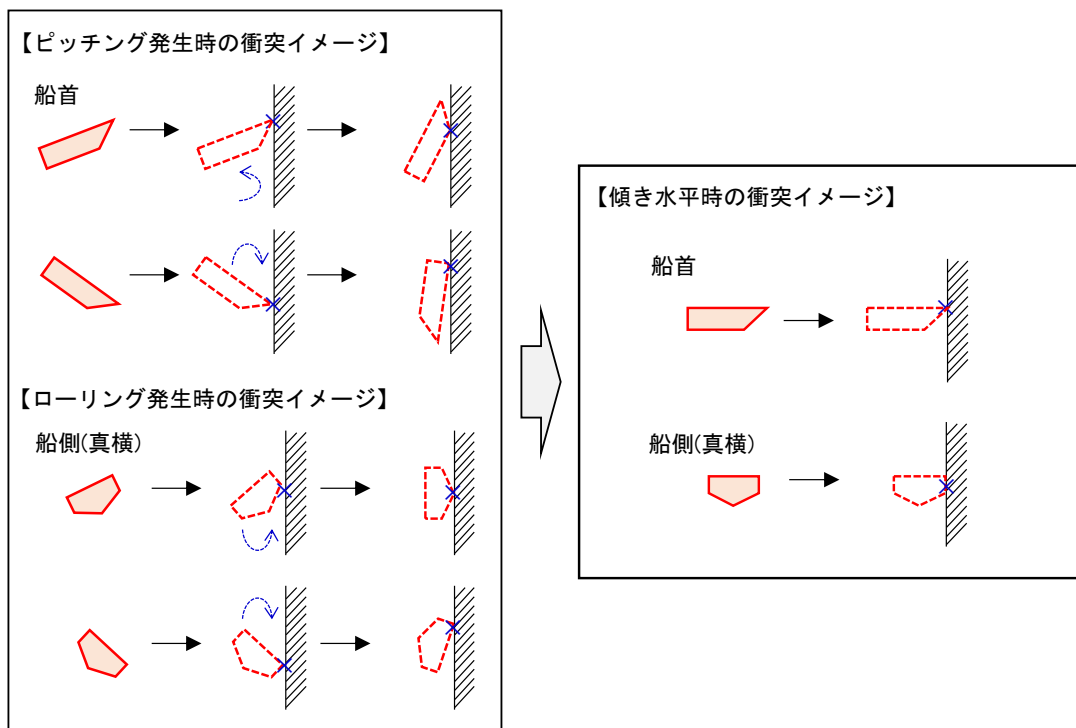


図 4.5.6-13 鉛直断面方向の傾きに対する衝突イメージ

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	

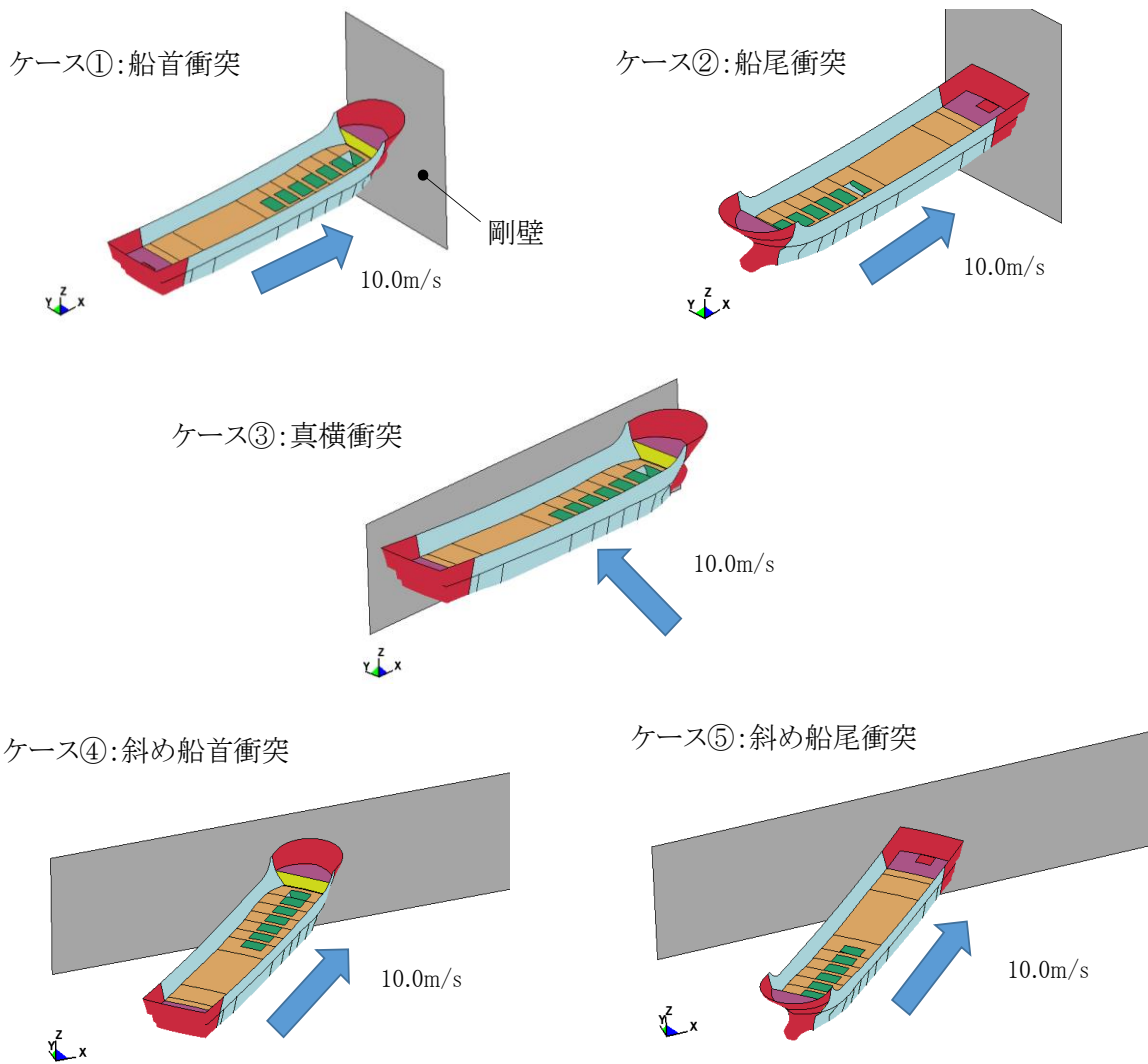


図 4.5.6-14 衝突解析の解析ケースと衝突イメージ

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。

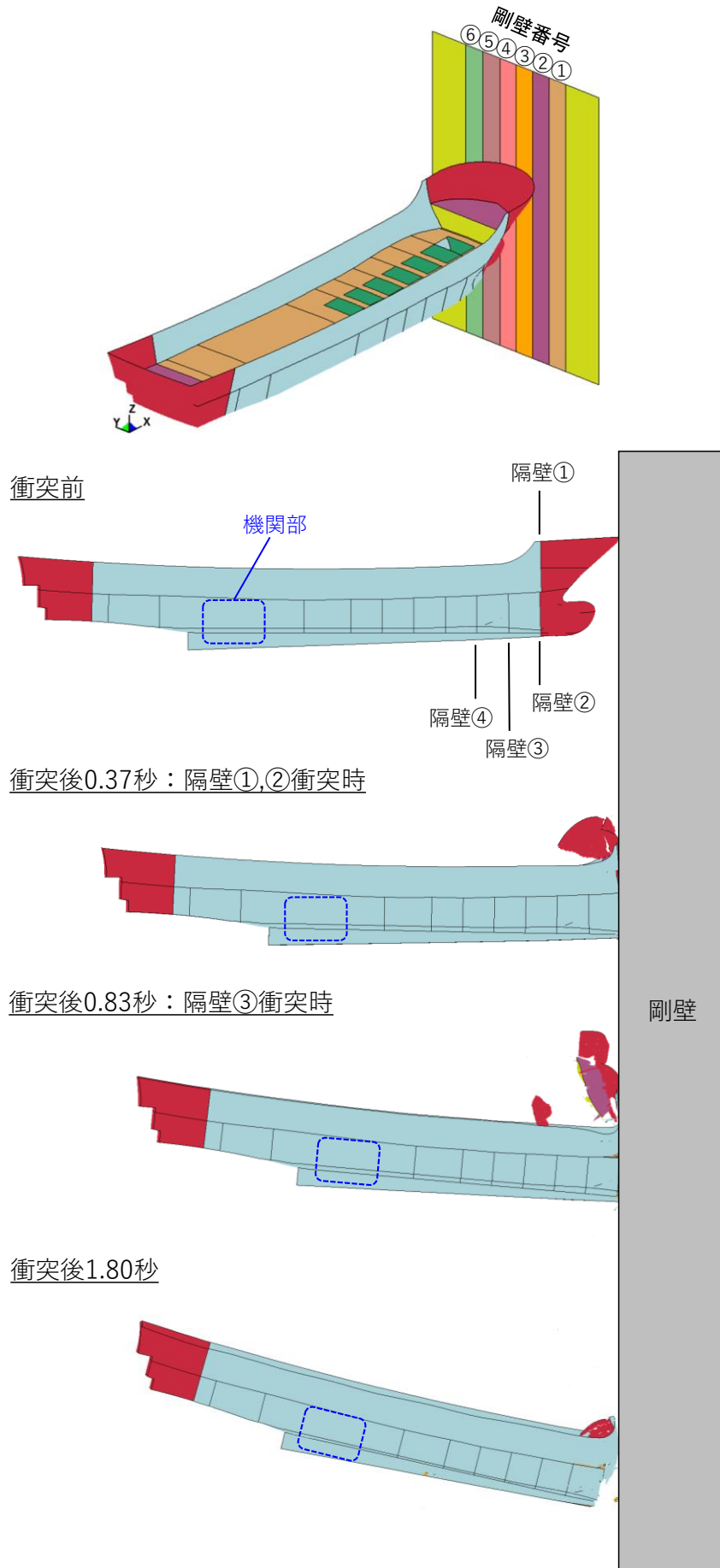


图 4.5.6-15 衝突狀況

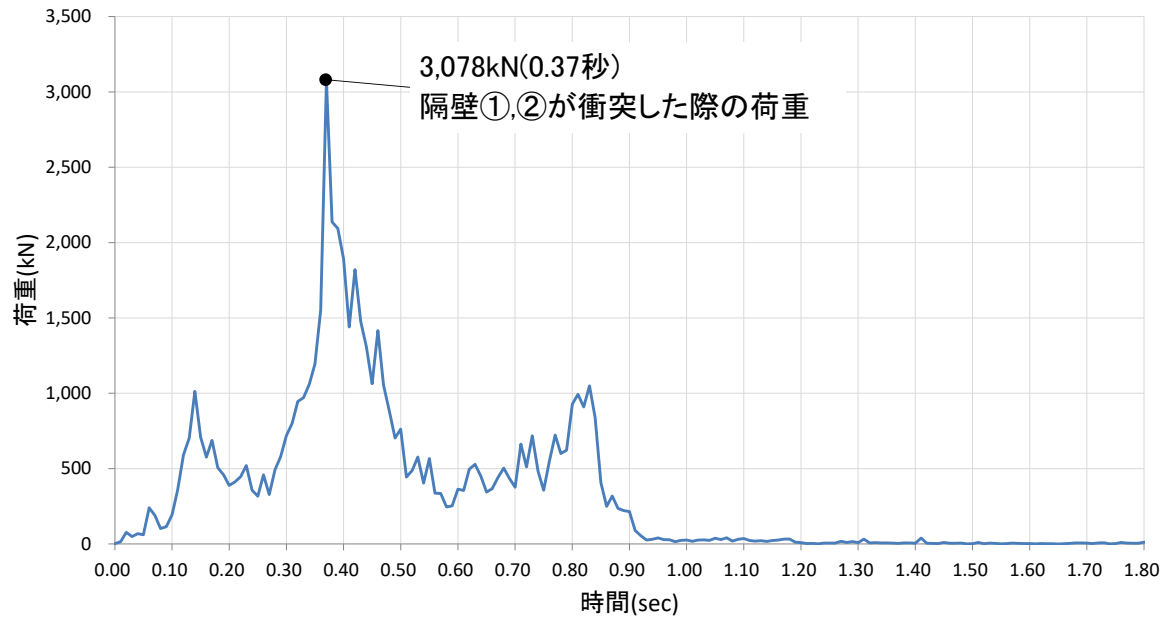
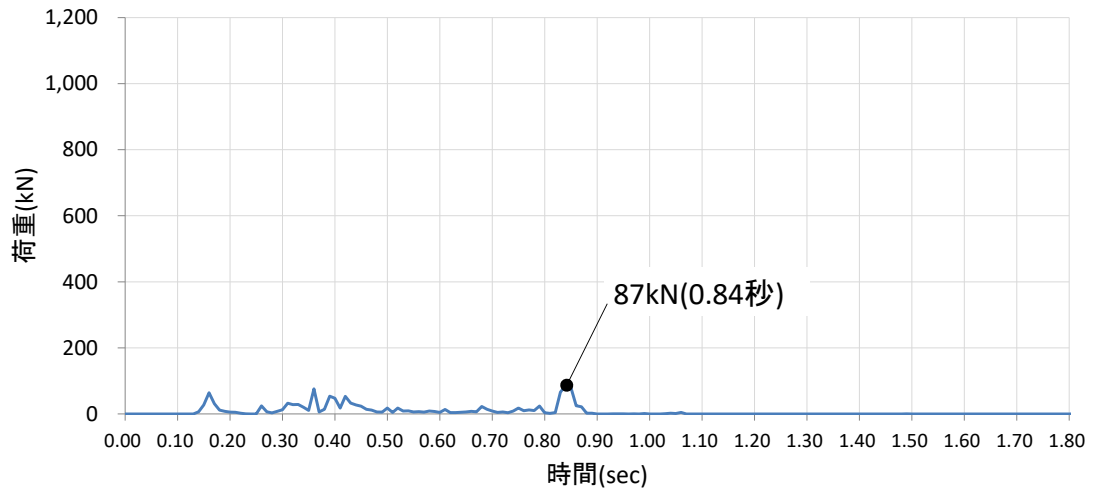
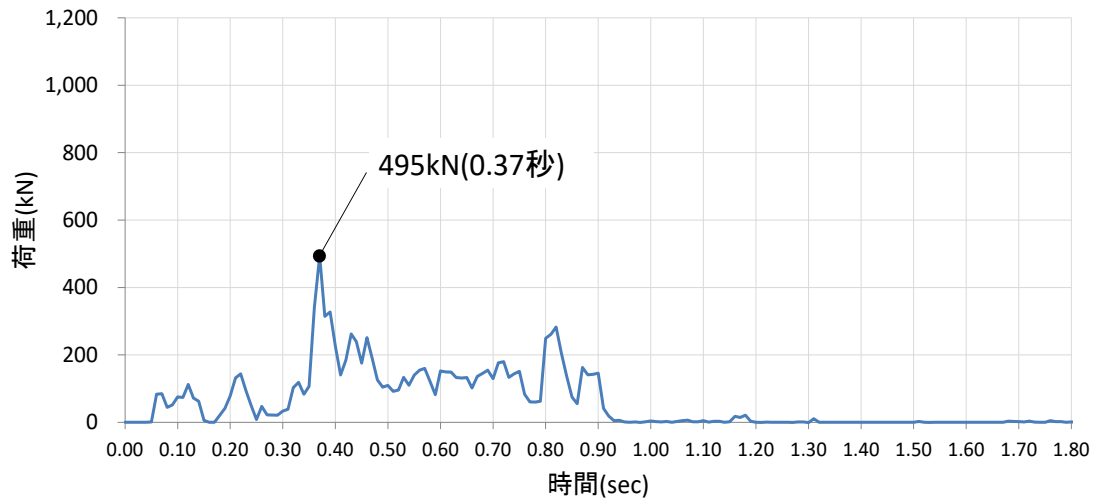


図 4.5.6-16 各剛壁の衝突荷重を集計した時刻歴

剛壁番号①



剛壁番号②



剛壁番号③

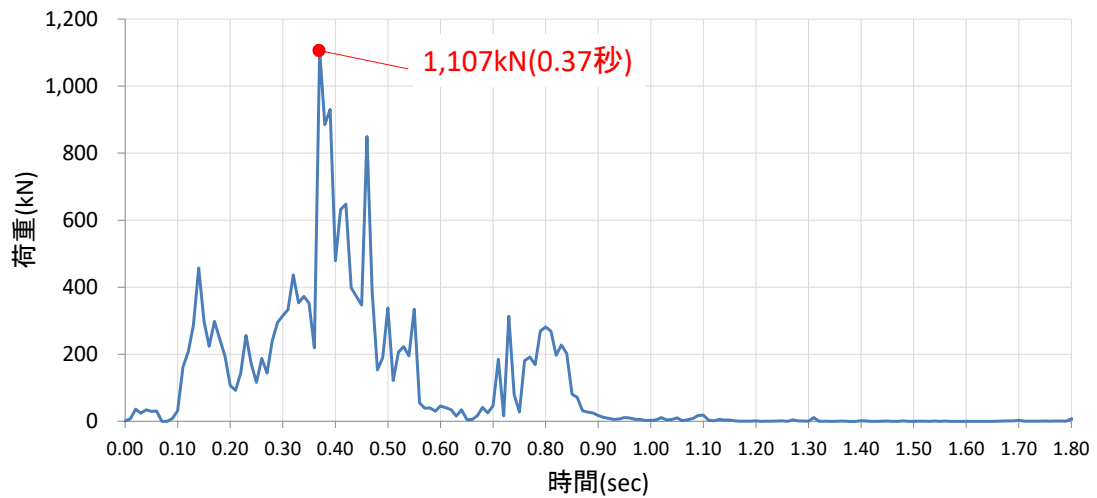
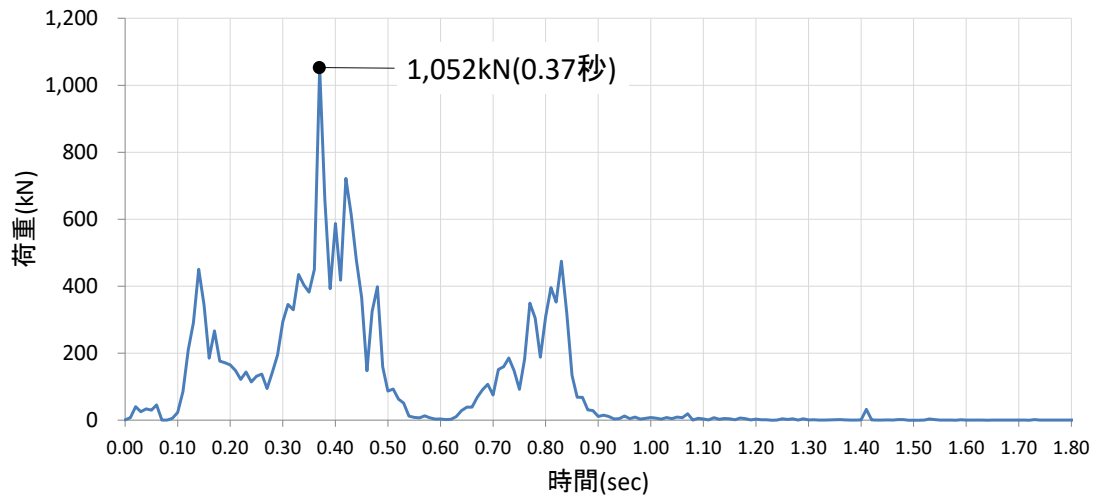
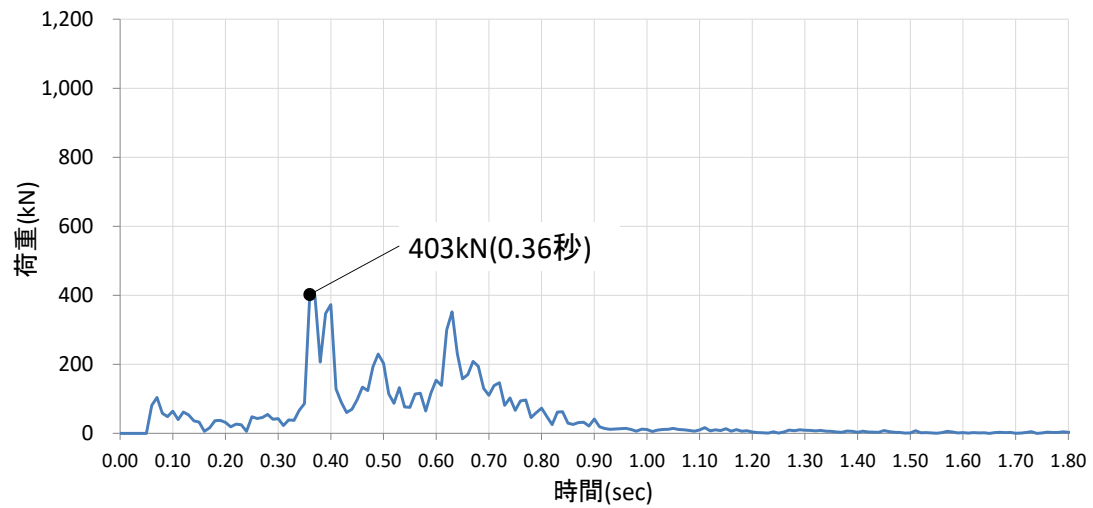


図 4.5.6-17 (1) 剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴

剛壁番号④



剛壁番号⑤



剛壁番号⑥

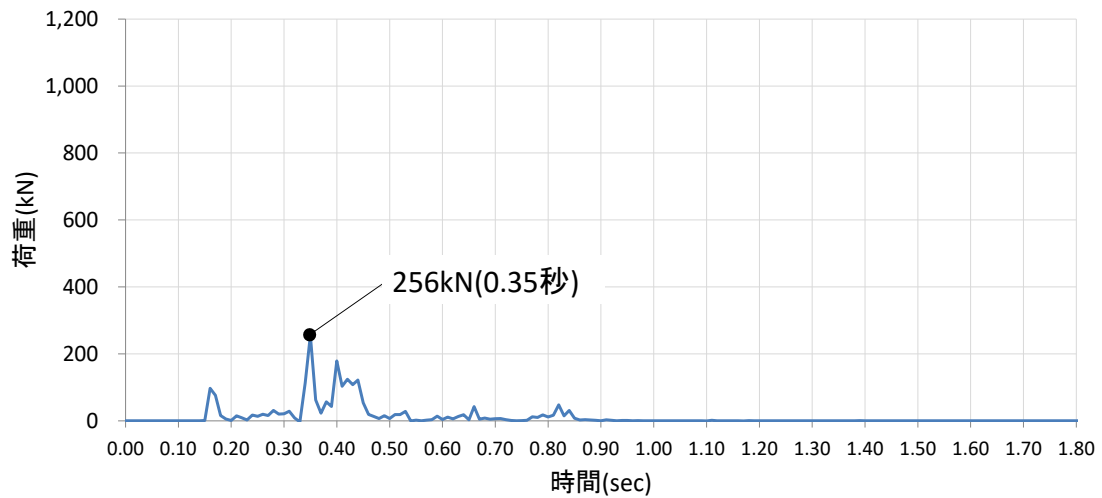


図 4.5.6-17 (2) 剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴

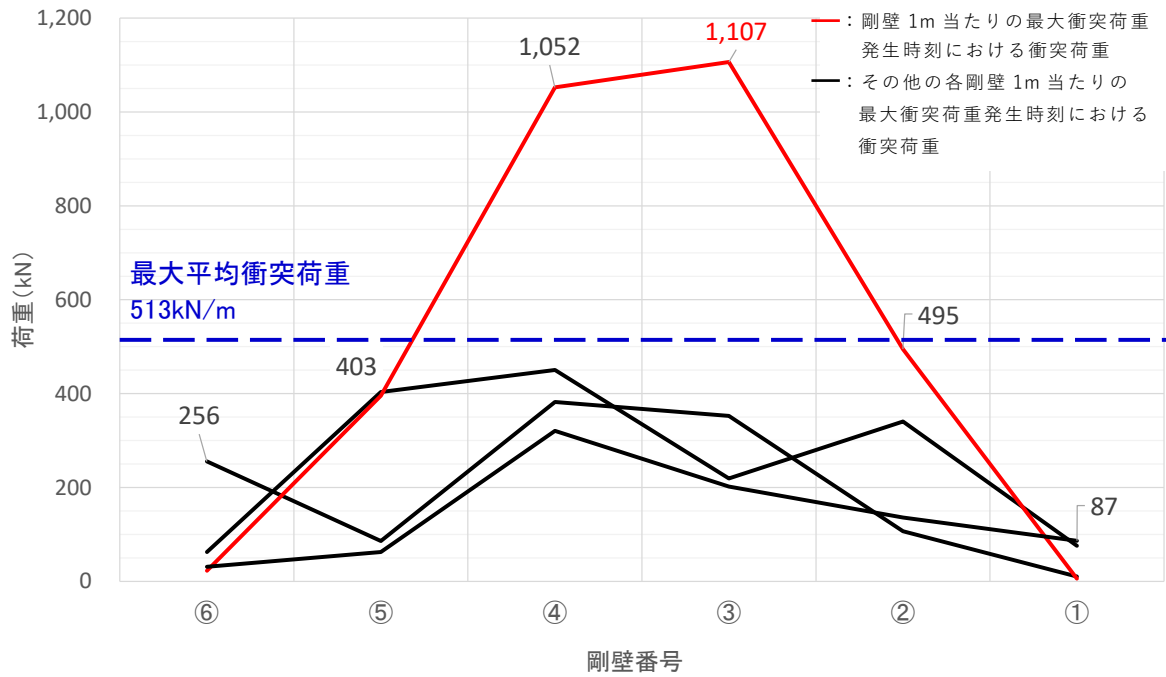


図 4.5.6-18 剛壁 1m 当たりの最大衝突荷重発生時刻における衝突荷重分布

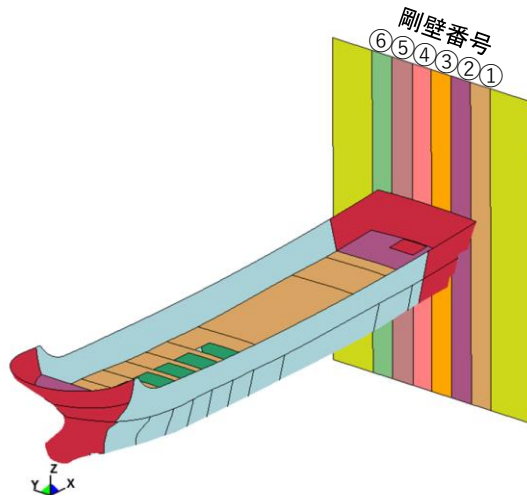
表 4.5.6-7 衝突荷重のまとめ

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】

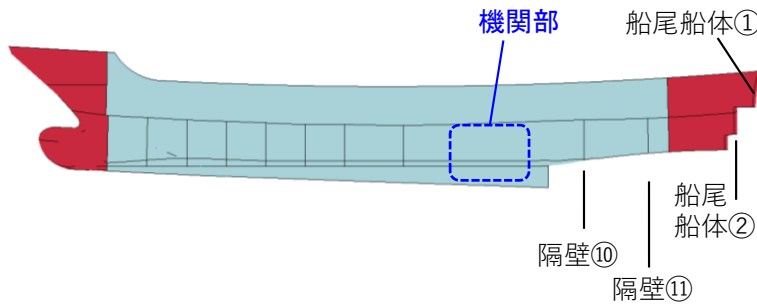
(b) ケース②（船尾衝突）

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。

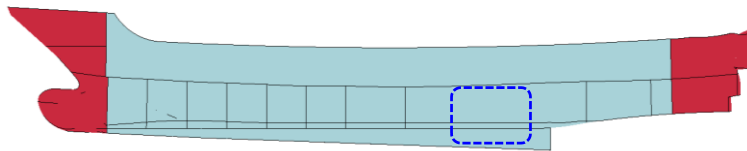
- ・ 図 4.5.6-19 より，船舶が剛壁に衝突することで，船尾から隔壁⑩付近まで破壊することを確認した。また，機関部（エンジン）が剛壁へ衝突していないことから，機関部の影響がないことを確認した。
- ・ 図 4.5.6-20 より，各剛壁（剛壁番号①～⑥）の衝突荷重を集計し，衝突後 0.48 秒（隔壁⑩衝突時）で最大となる 3,019kN となることを確認した。
- ・ 最大衝突荷重 3,019kN が発生する衝突後 0.48 秒において，残存質量として約 98.8% であることから，衝突時の船体破壊に伴う質量低下による衝突荷重への影響は軽微と判断する。
- ・ 衝突荷重の作用時間は 1.57 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。



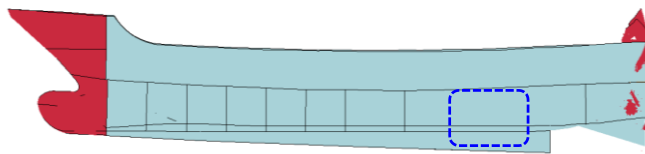
衝突前



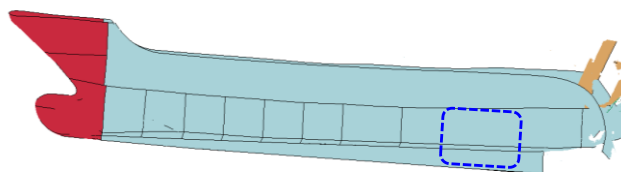
衝突後0.03秒：船尾船体①衝突時



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

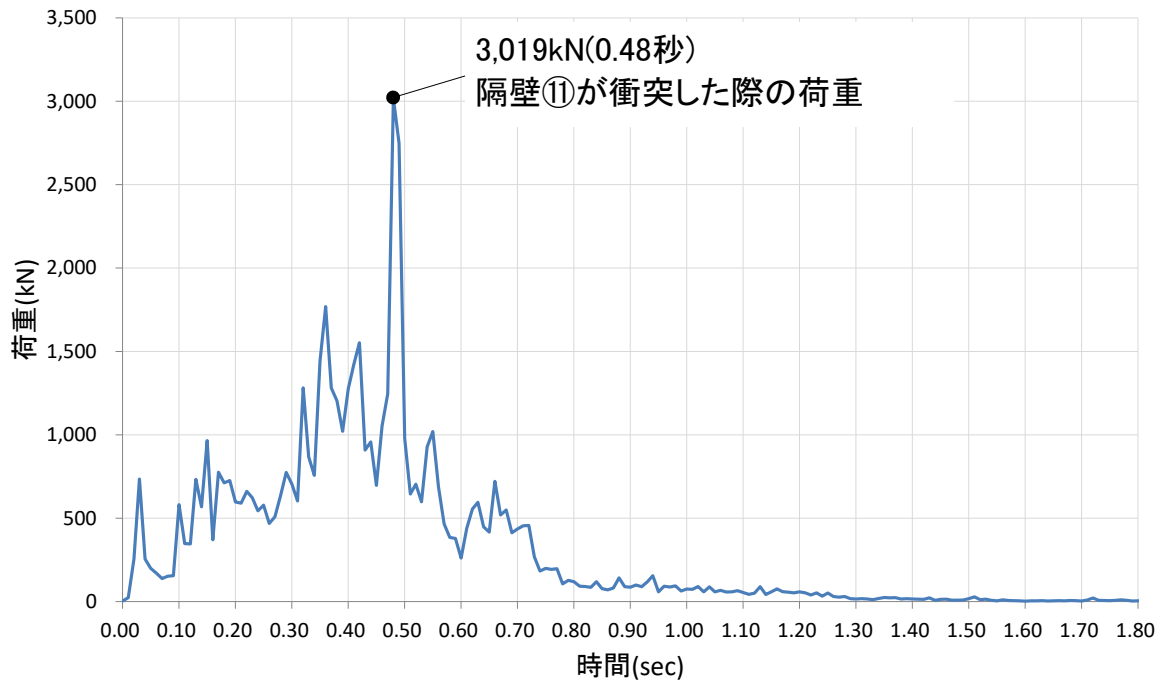
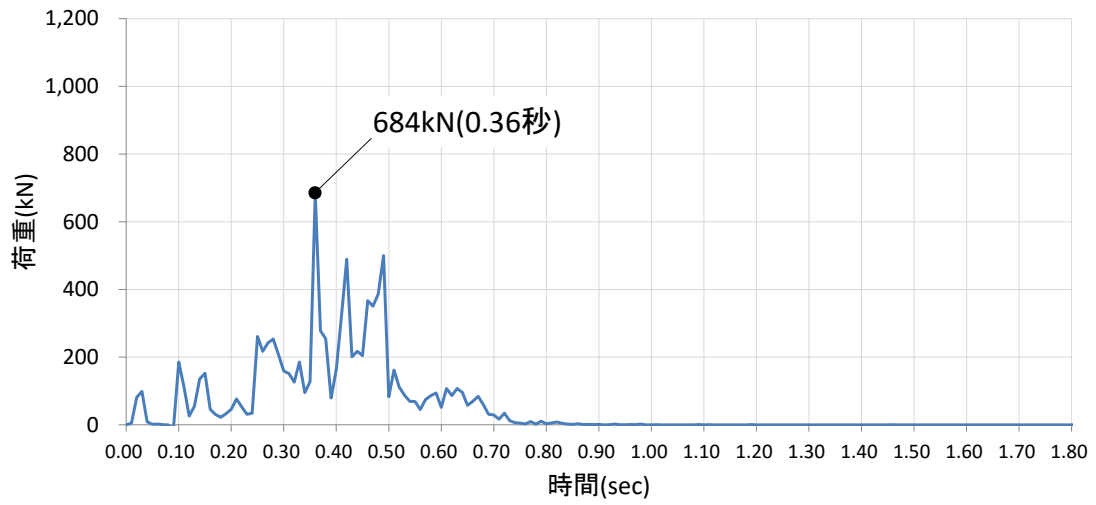
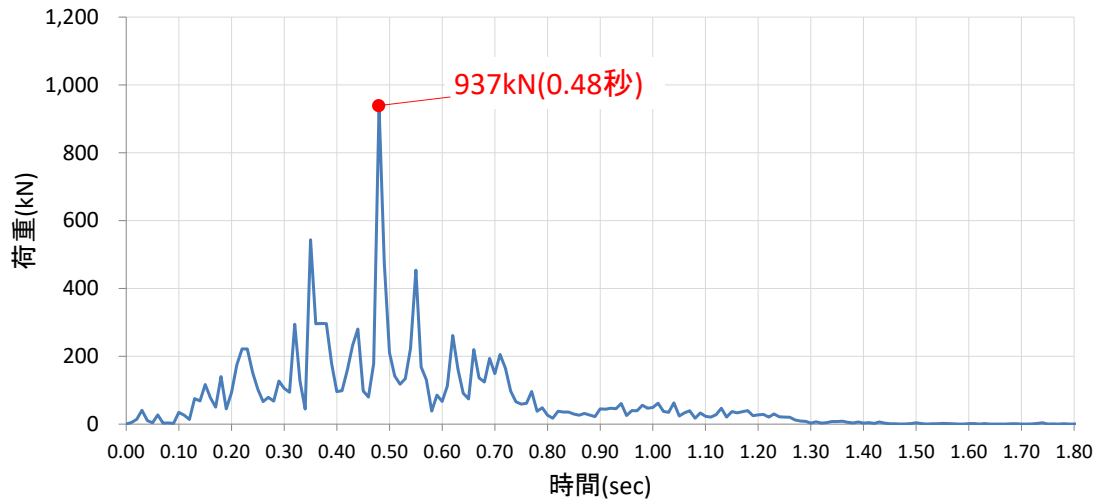


図 4.5.6-20 各剛壁の衝突荷重を集計した時刻歴

剛壁番号①



剛壁番号②



剛壁番号③

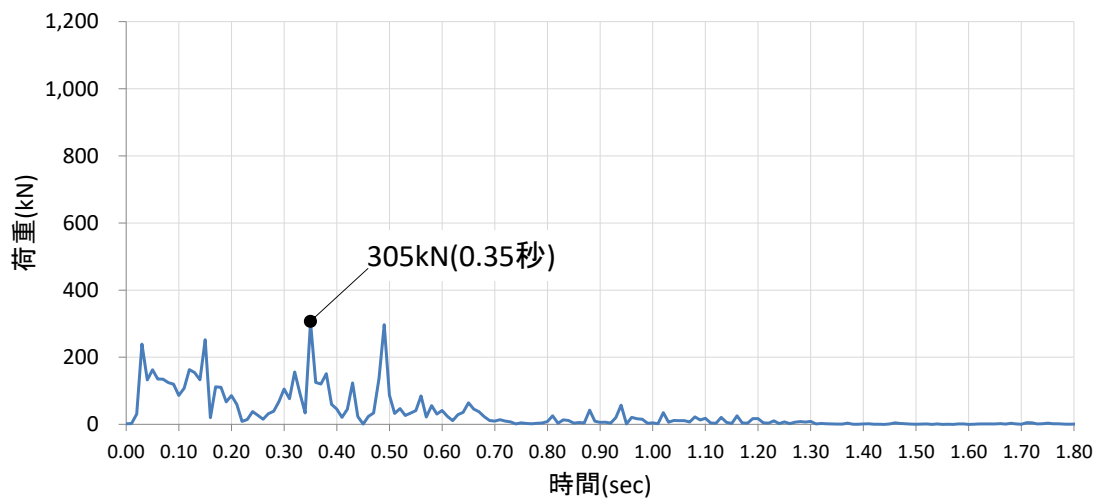
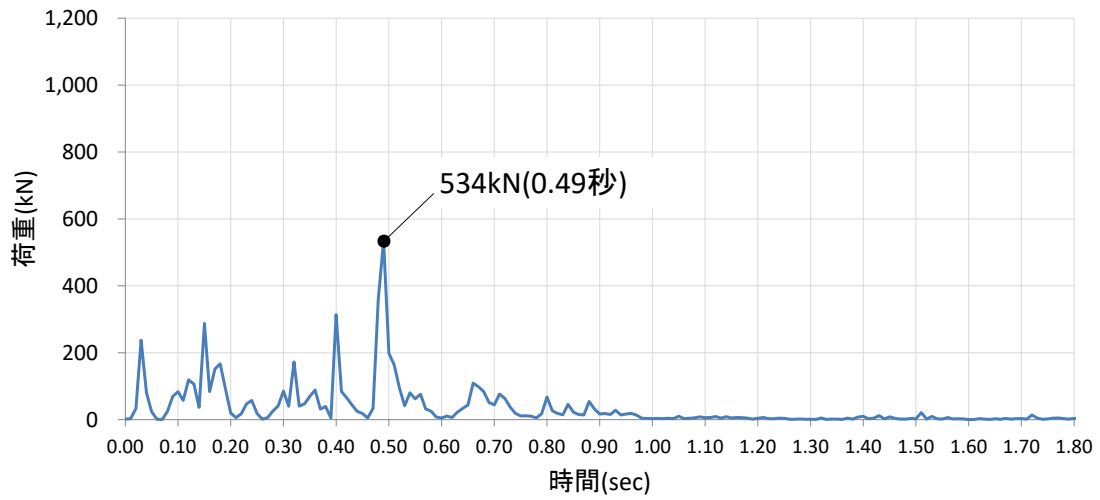
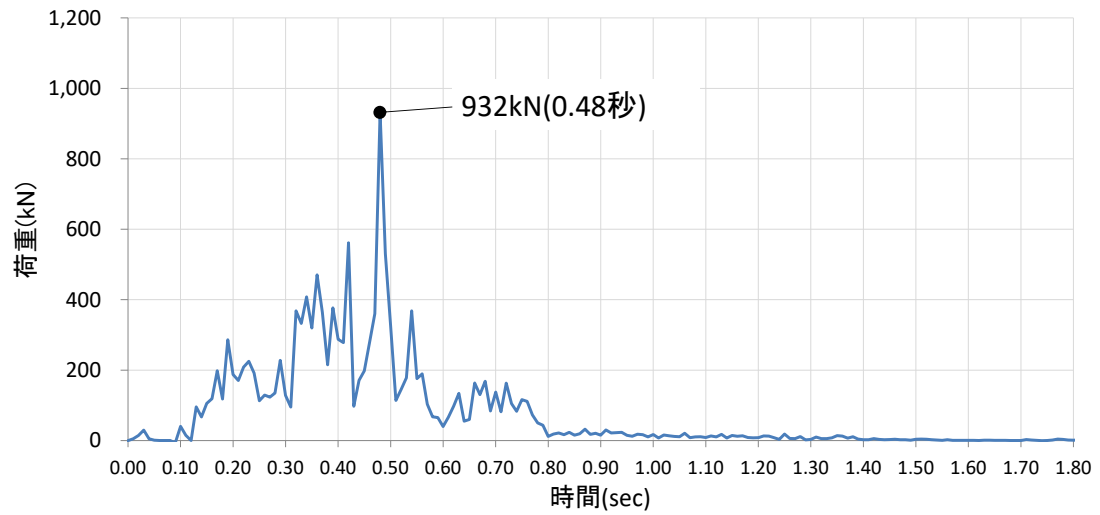


図 4.5.6-21 (1) 剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴

剛壁番号④



剛壁番号⑤



剛壁番号⑥

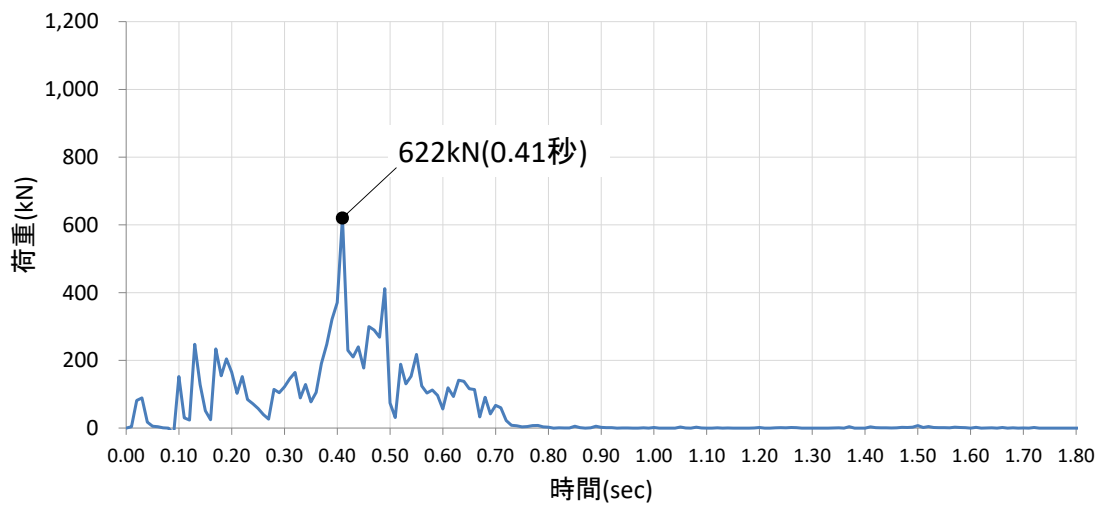


図 4.5.6-21 (2) 剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴

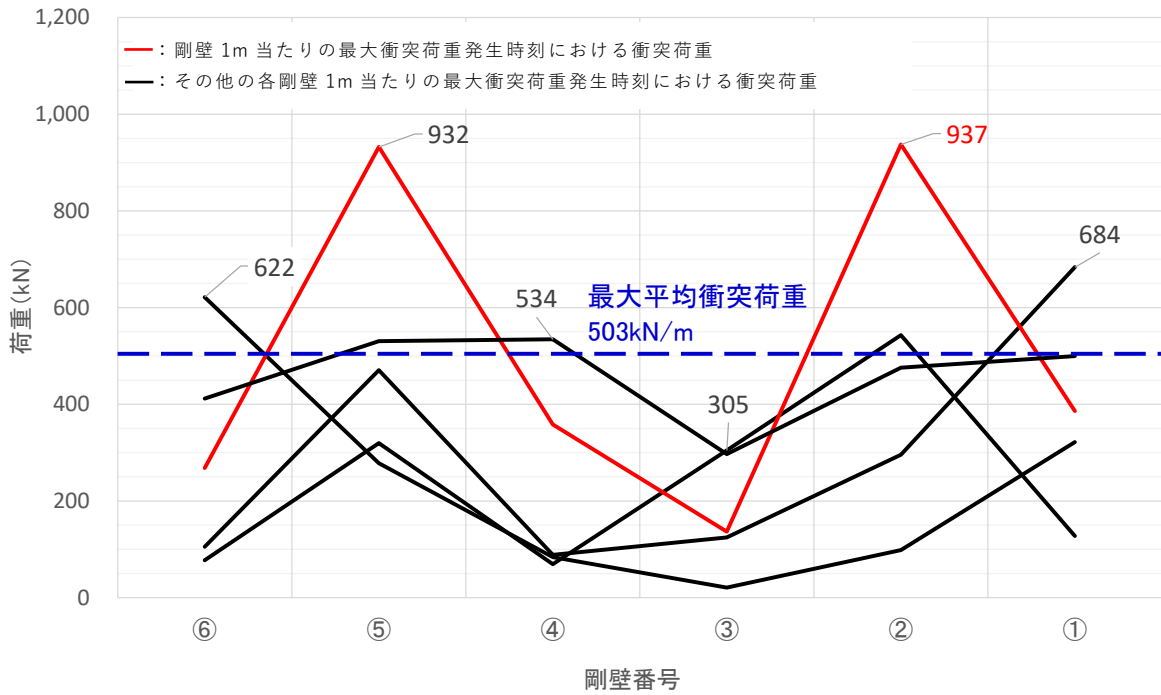


図 4.5.6-22 剛壁 1m 当たりの最大衝突荷重発生時刻における衝突荷重分布

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。

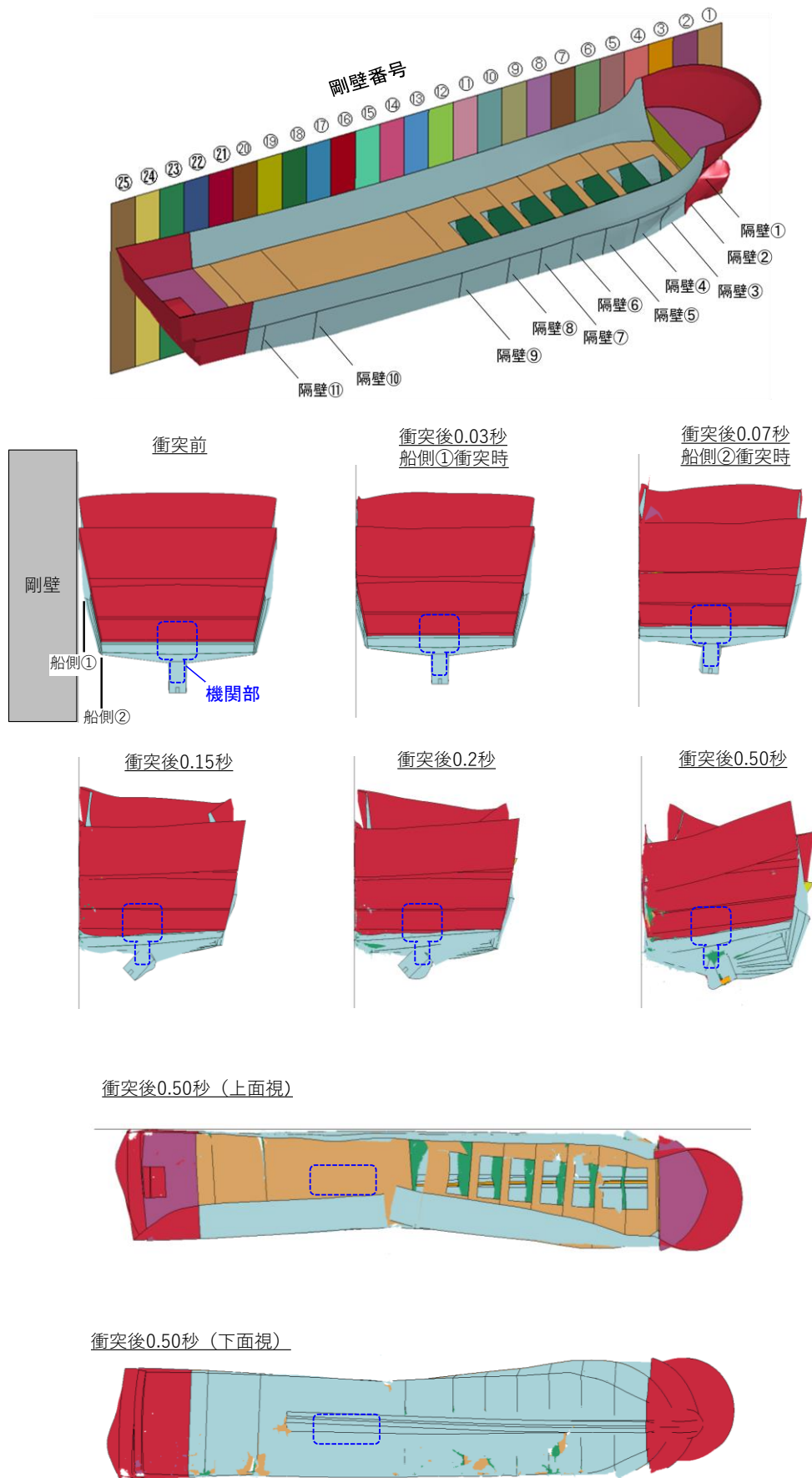


图 4.5.6-23 衝突狀況

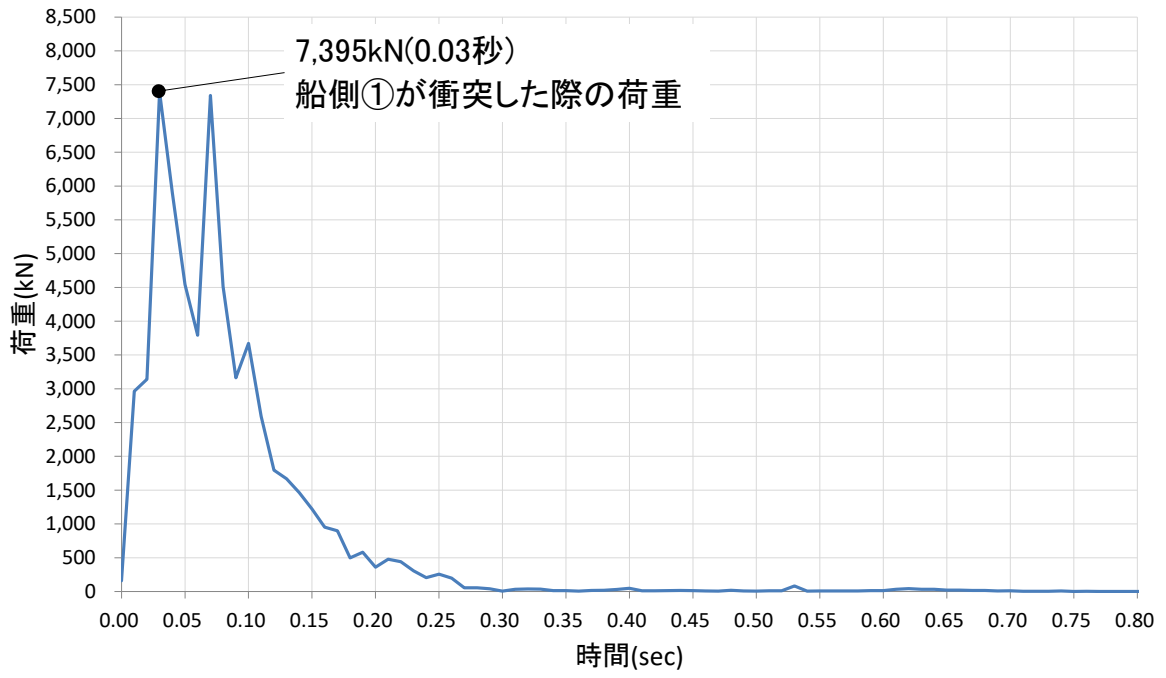
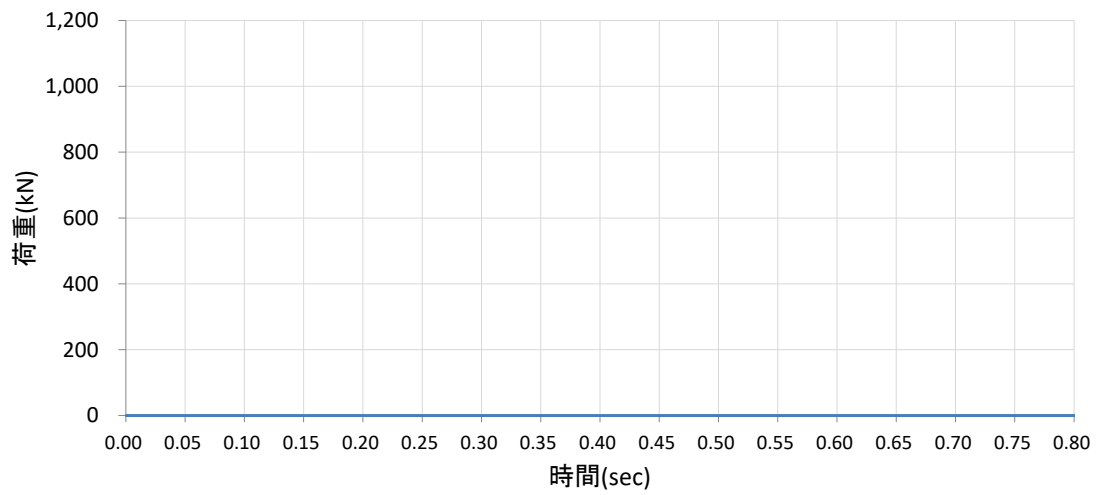
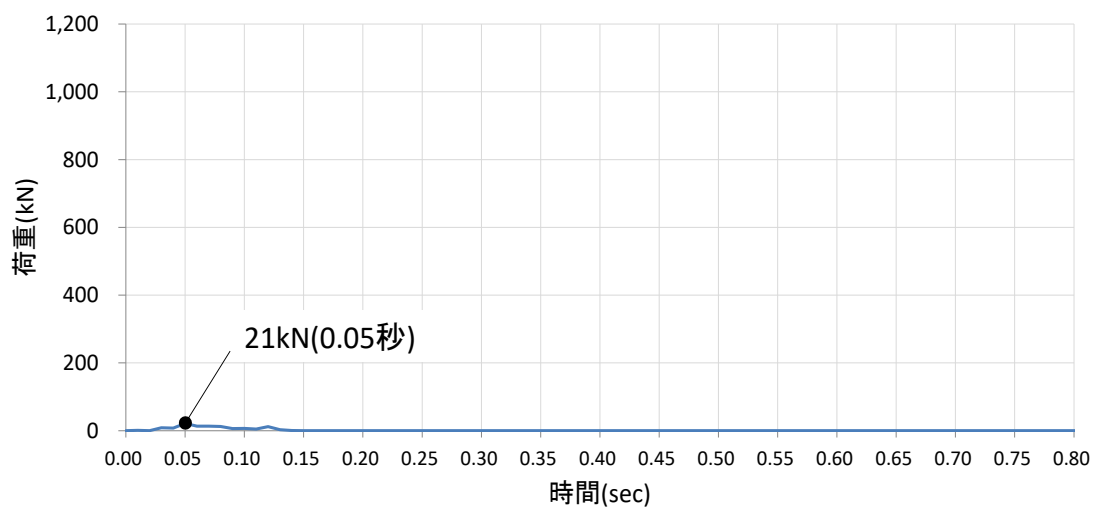


図 4.5.6-24 各剛壁の衝突荷重を集計した時刻歴

剛壁番号①



剛壁番号②



剛壁番号③

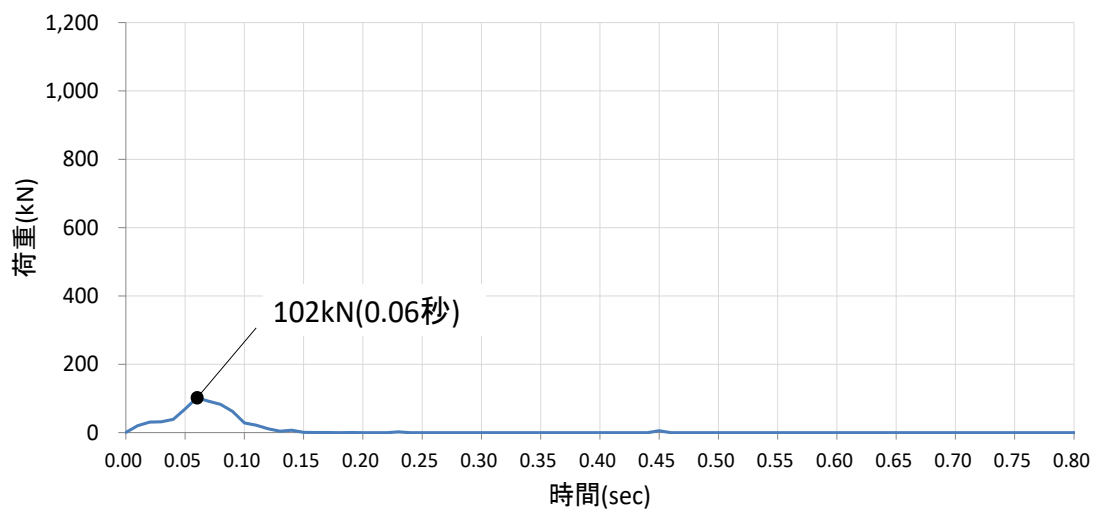
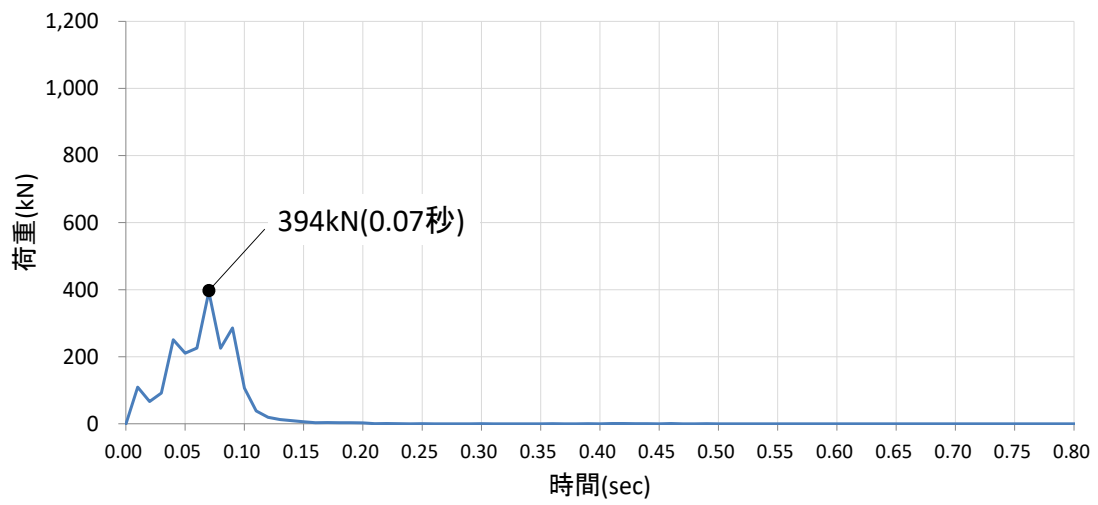
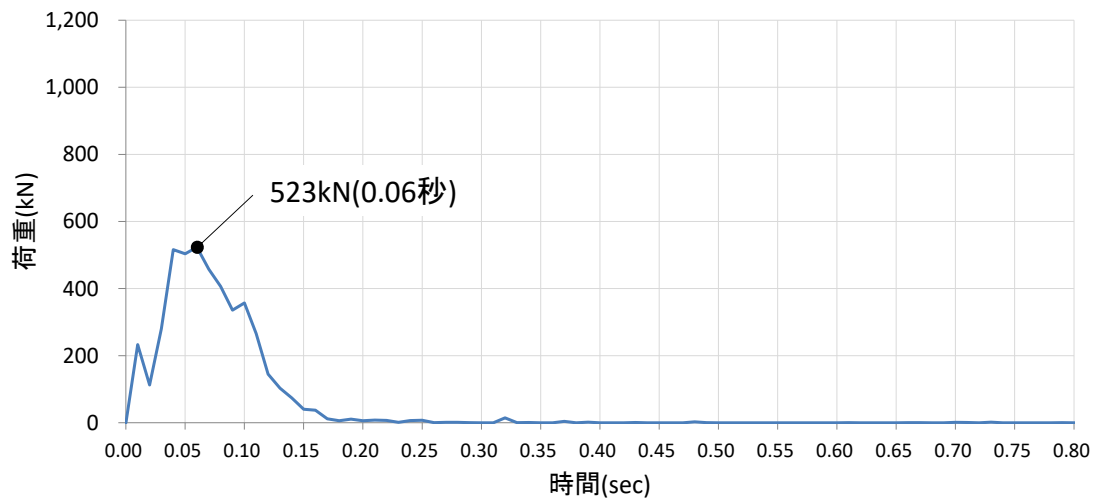


図 4.5.6-25 (1) 剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴

剛壁番号④



剛壁番号⑤



剛壁番号⑥

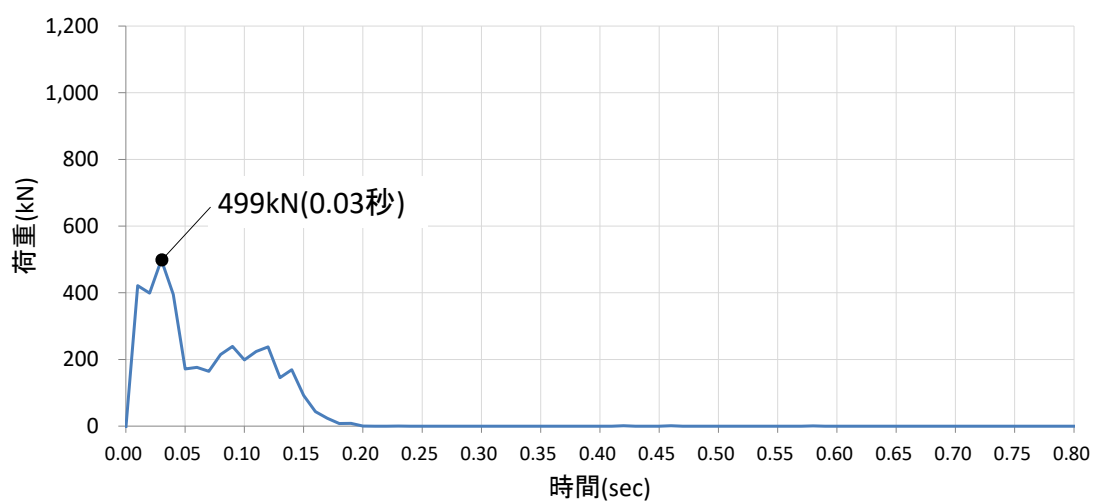
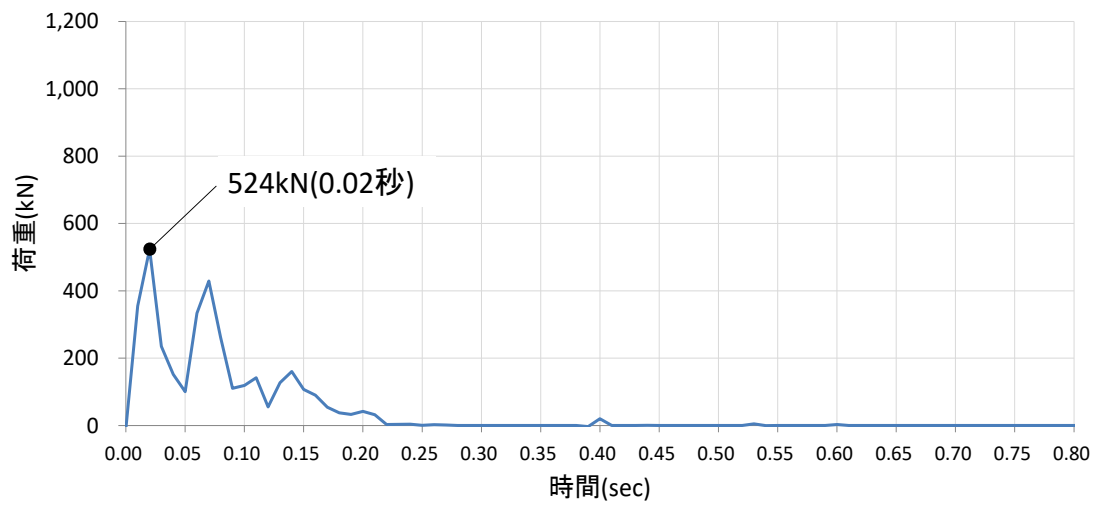
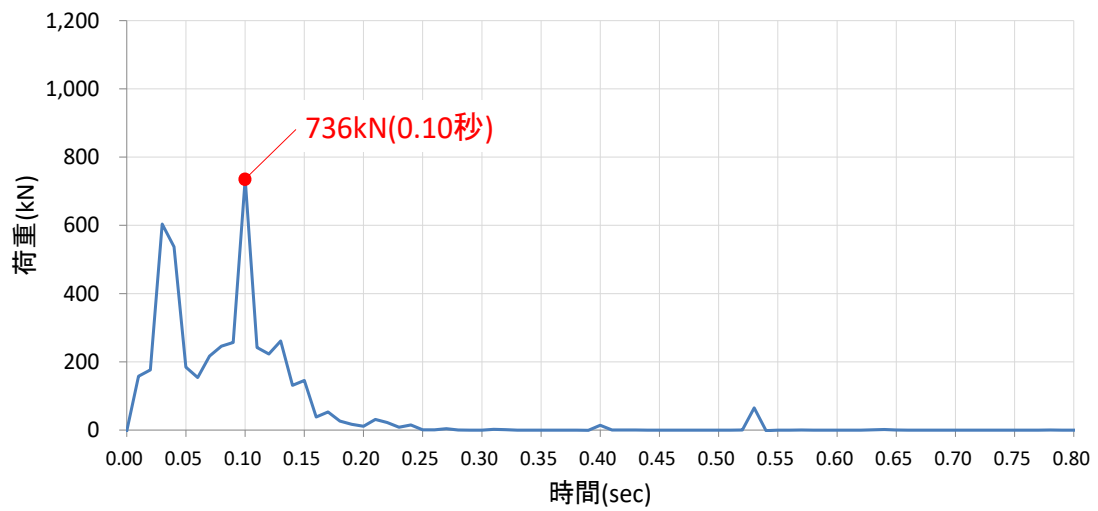


図 4.5.6-25 (2) 剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴

剛壁番号⑦



剛壁番号⑧



剛壁番号⑨

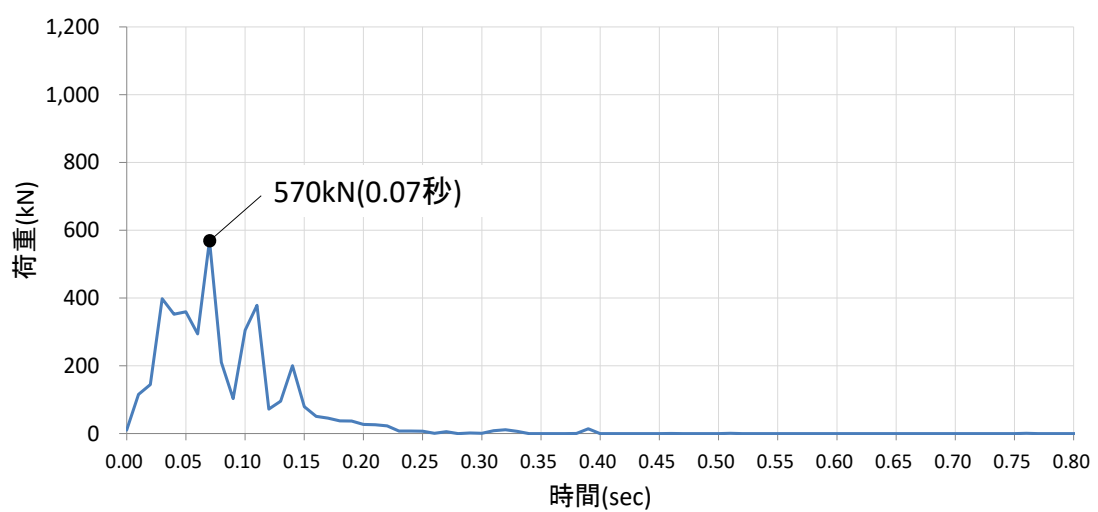
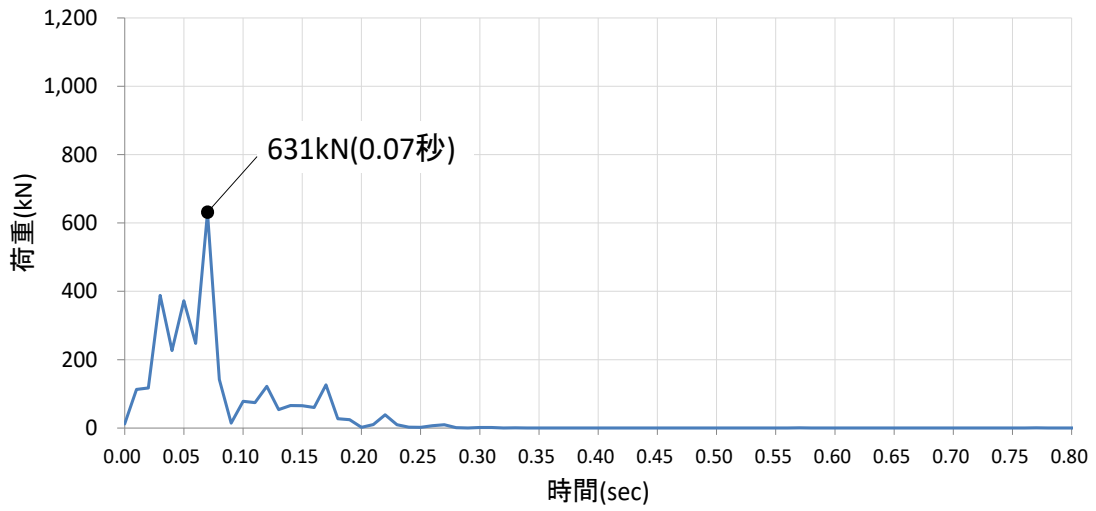
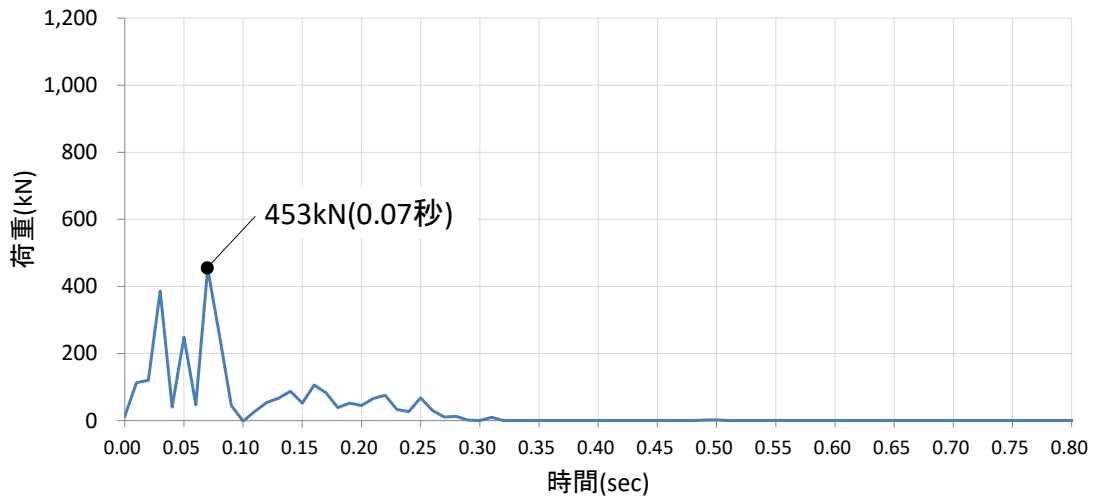


図 4.5.6-25 (3) 剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴

剛壁番号⑩



剛壁番号⑪



剛壁番号⑫

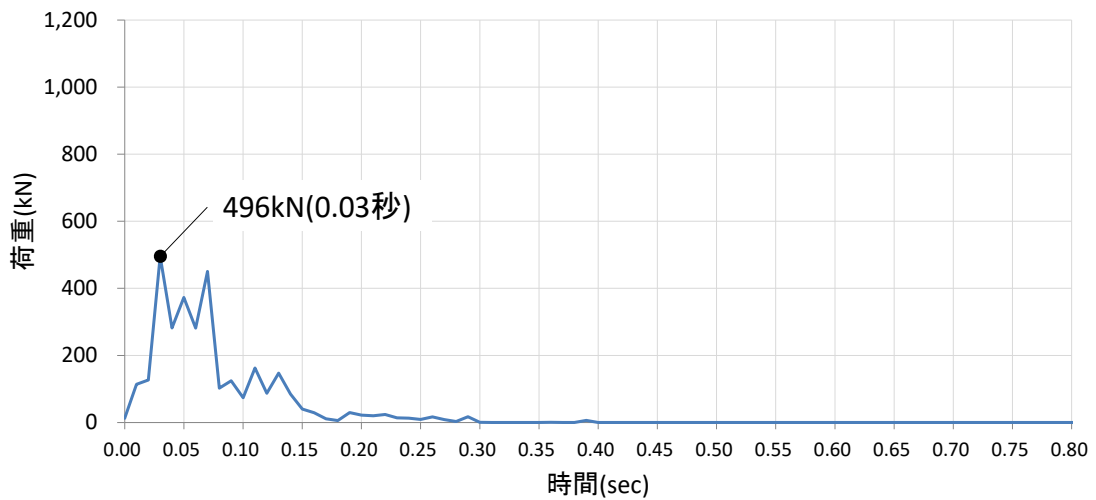
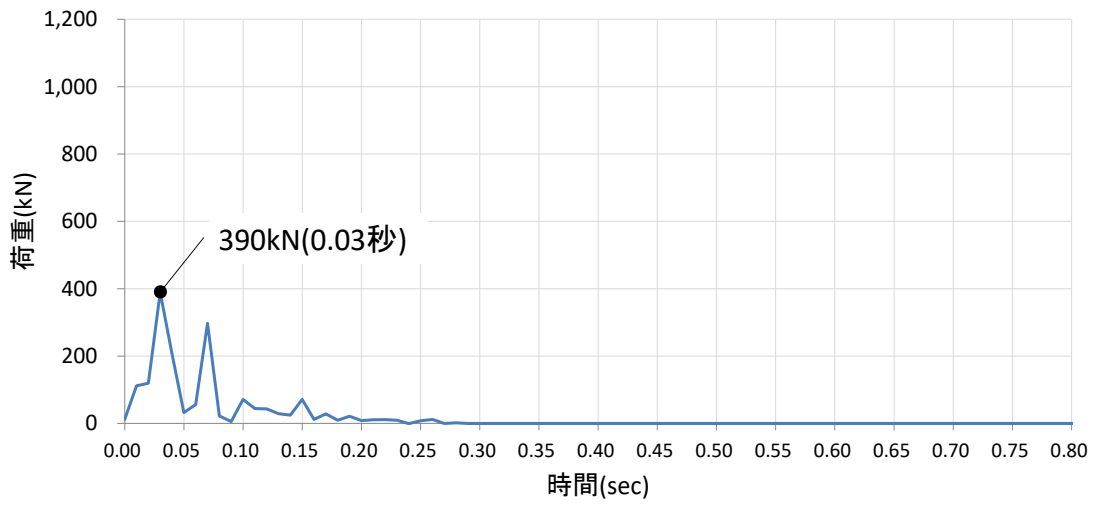
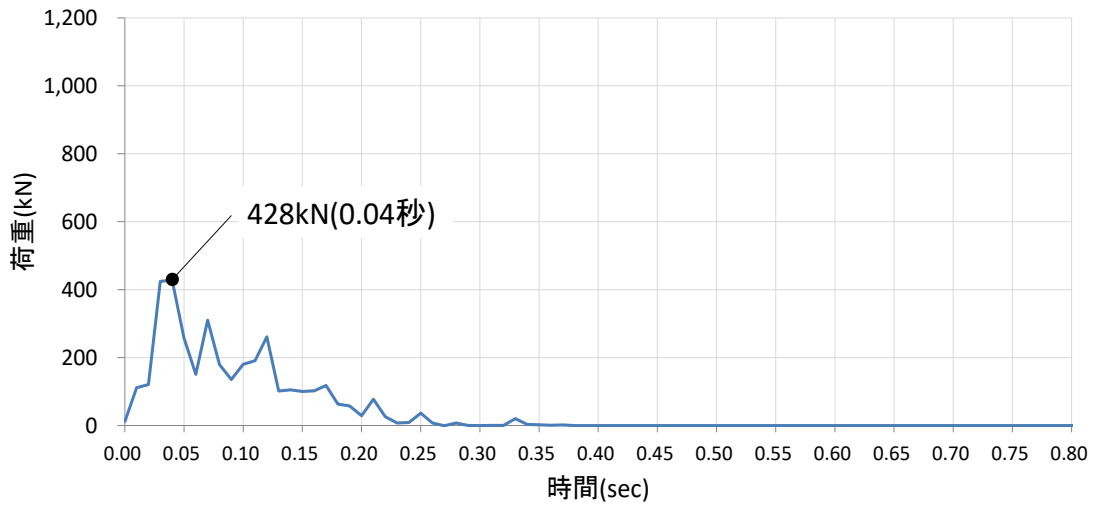


図 4.5.6-25 (4) 剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴

剛壁番号⑬



剛壁番号⑭



剛壁番号⑮

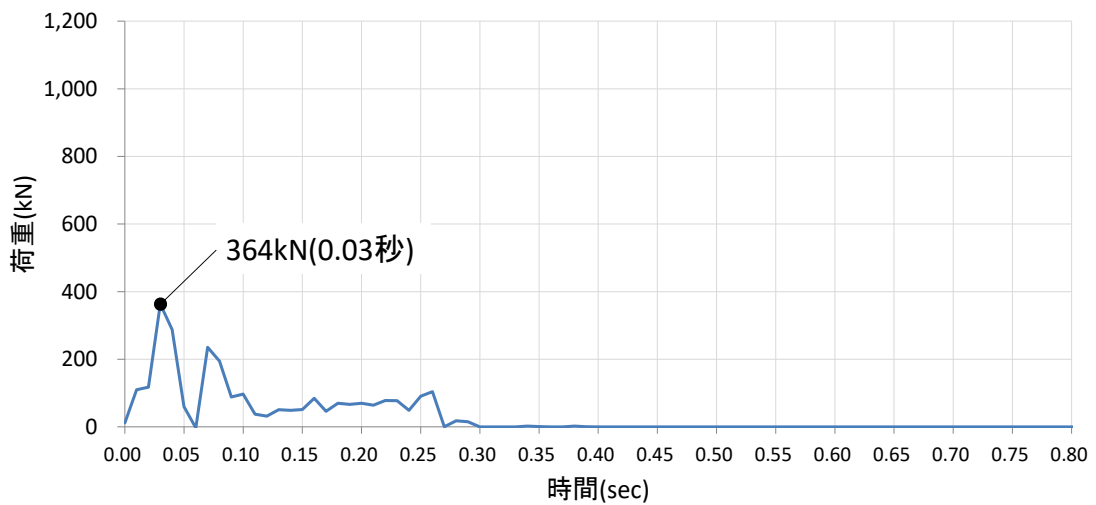
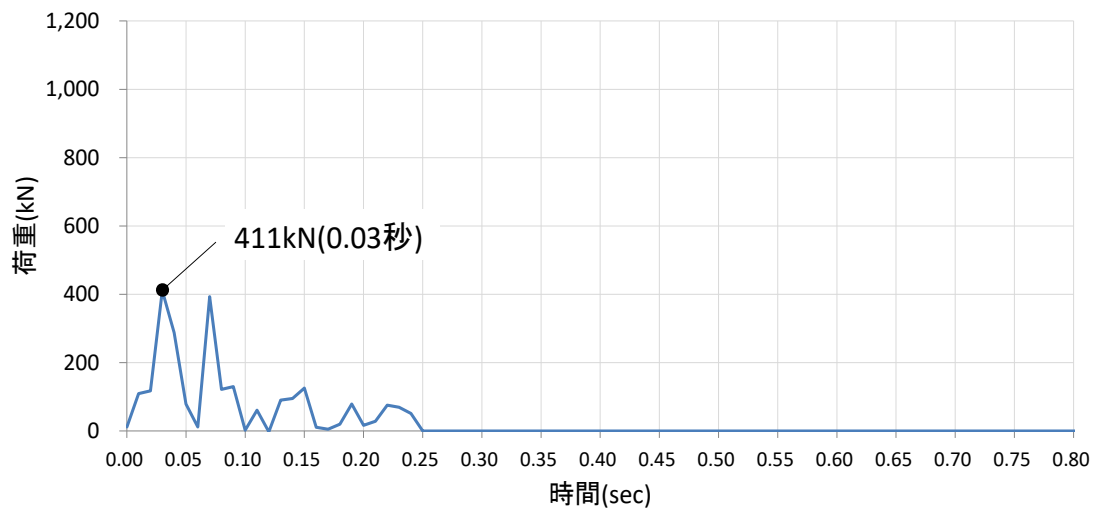
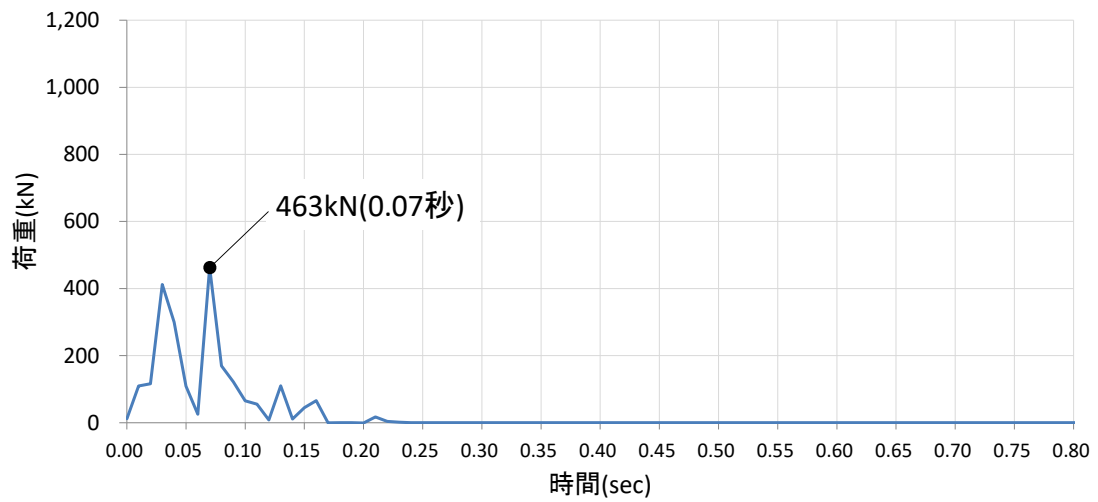


図 4.5.6-25 (5) 剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴

剛壁番号⑬



剛壁番号⑭



剛壁番号⑮

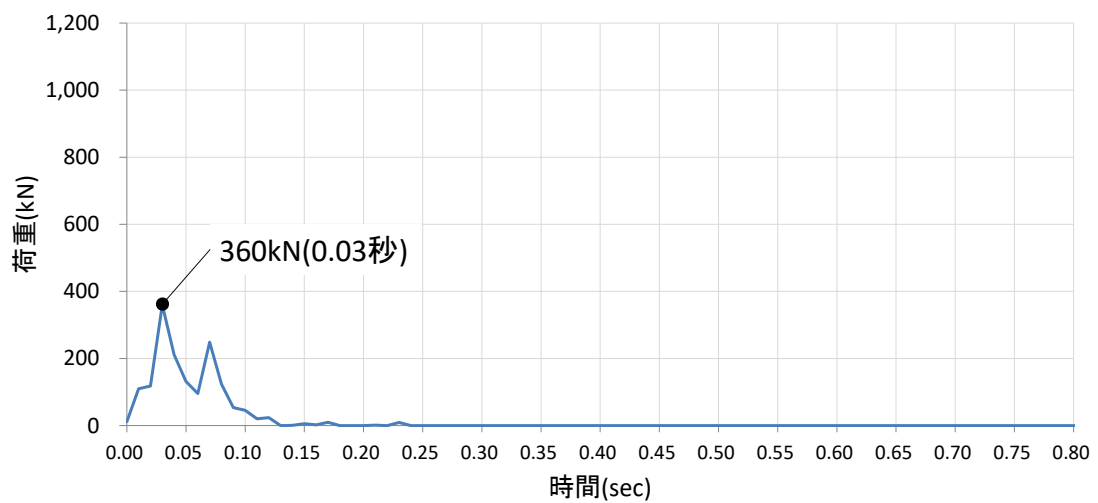
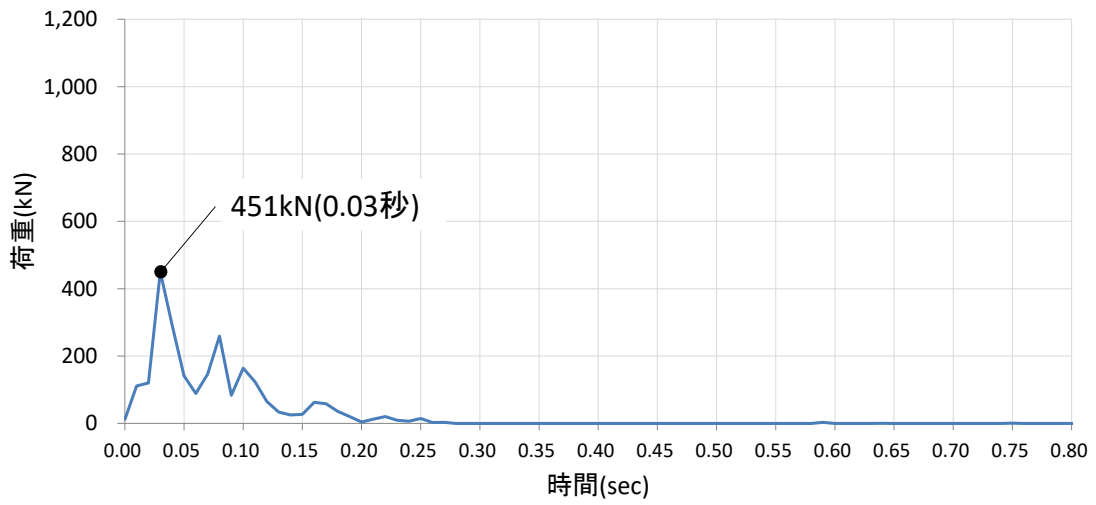
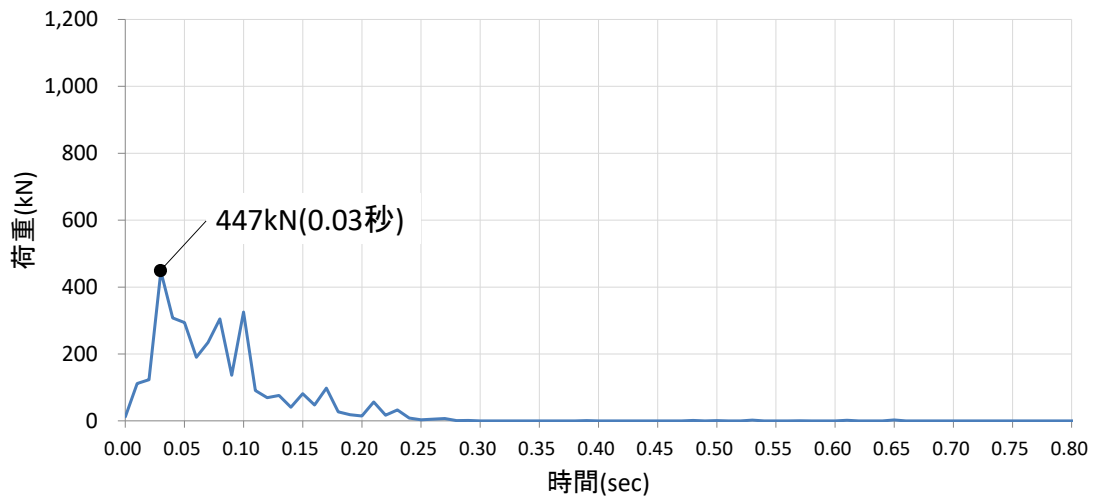


図 4.5.6-25 (6) 剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴

剛壁番号⑱



剛壁番号㉑



剛壁番号㉒

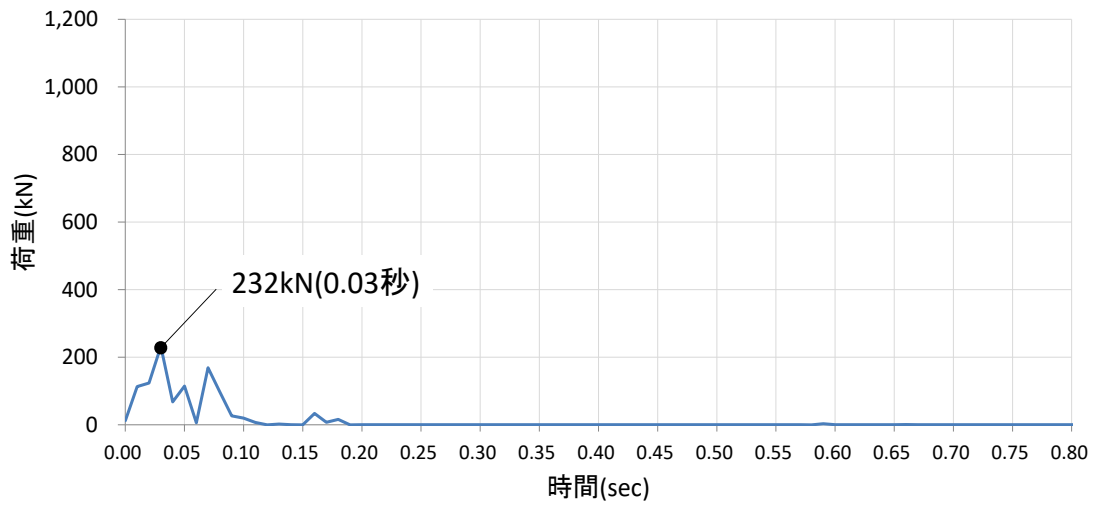
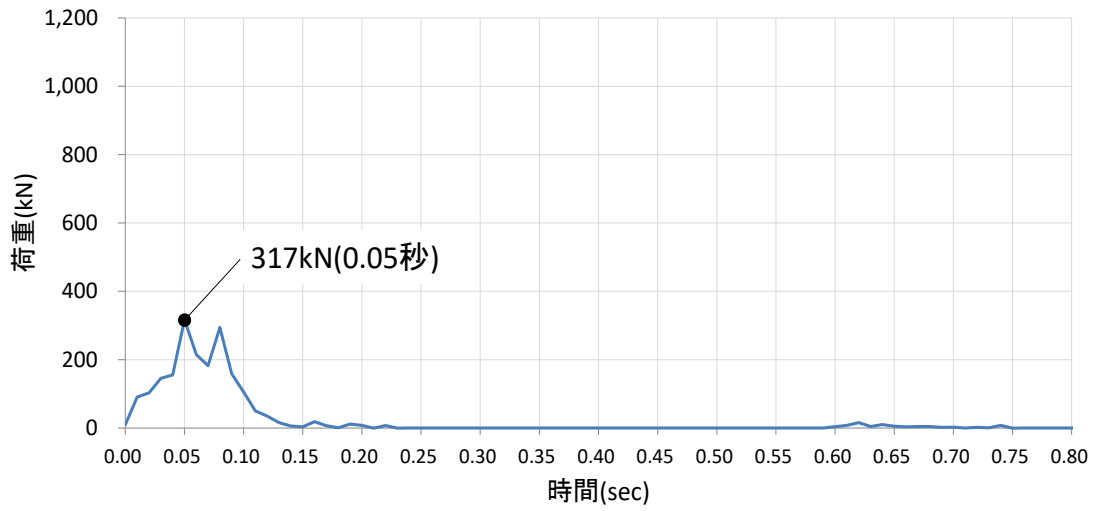
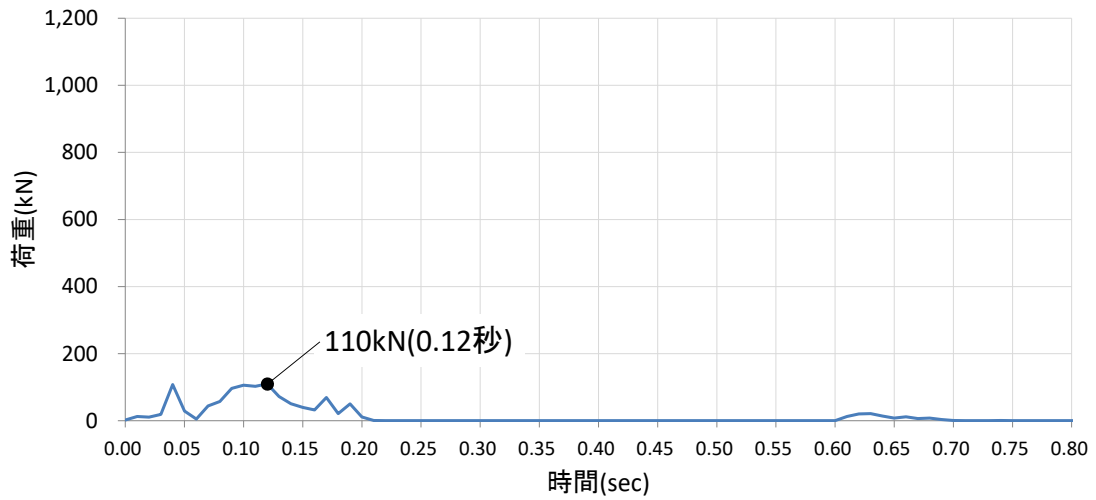


図 4.5.6-25 (7) 剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴

剛壁番号②②



剛壁番号②③



剛壁番号②④

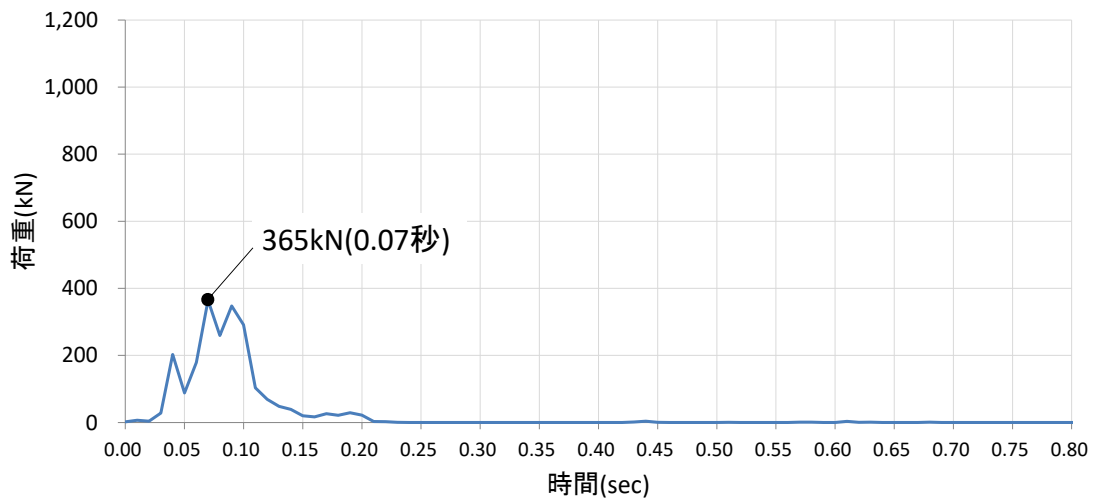


図 4.5.6-25 (8) 剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴

剛壁番号⑮

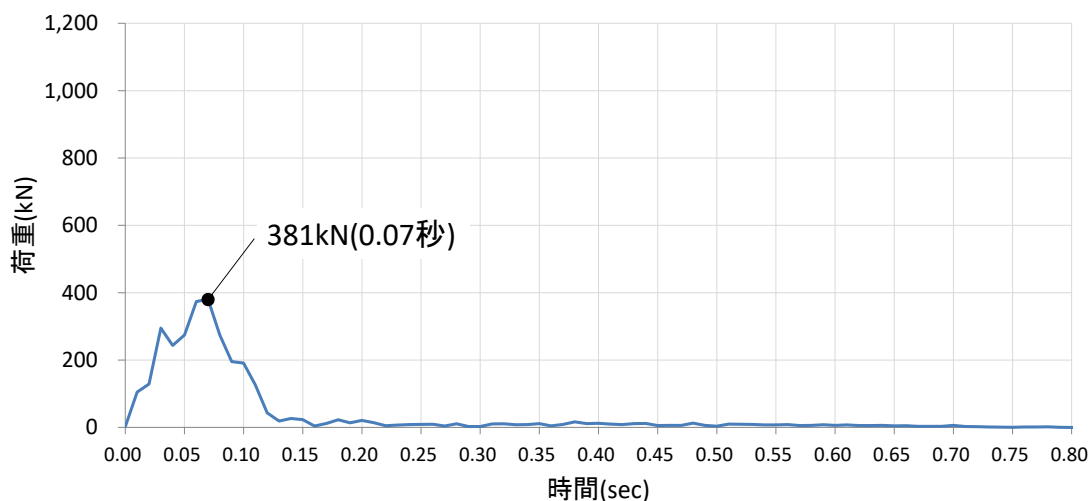


図 4.5.6-25 (9) 剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴

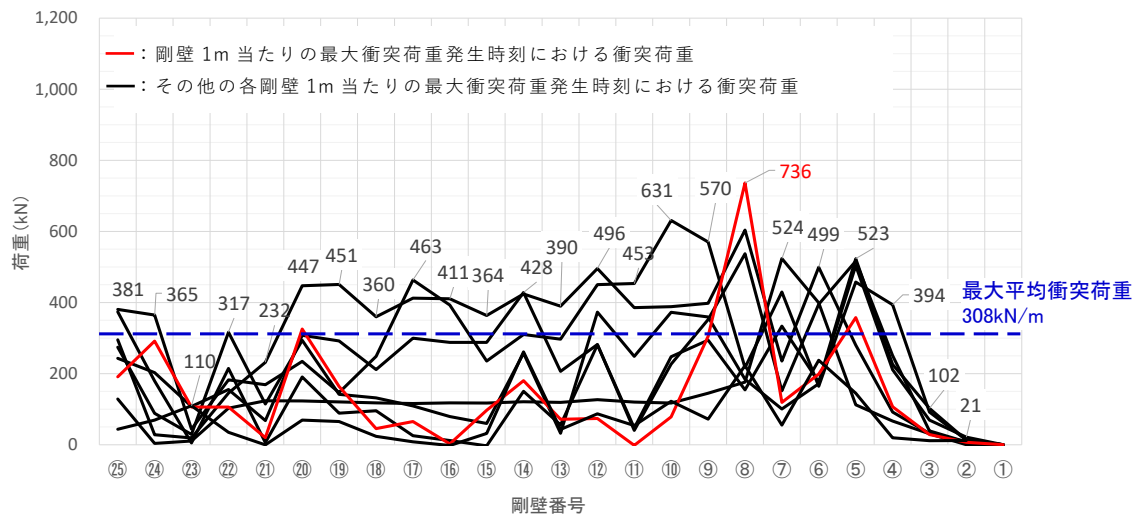


図 4.5.6-26 剛壁 1m 当たりの最大衝突荷重発生時刻における衝突荷重分布

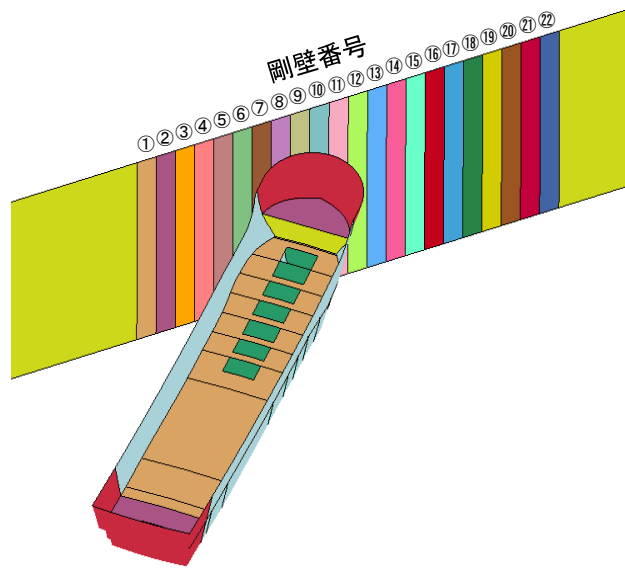
表 4.5.6-9 衝突荷重のまとめ

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】

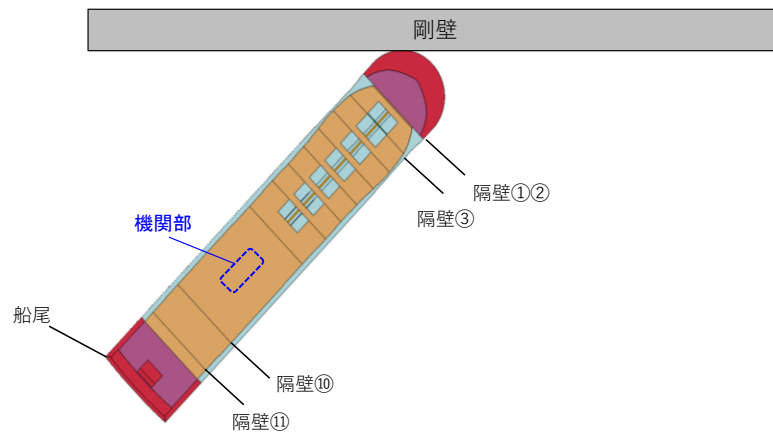
(d) ケース④（斜め船首衝突）

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。

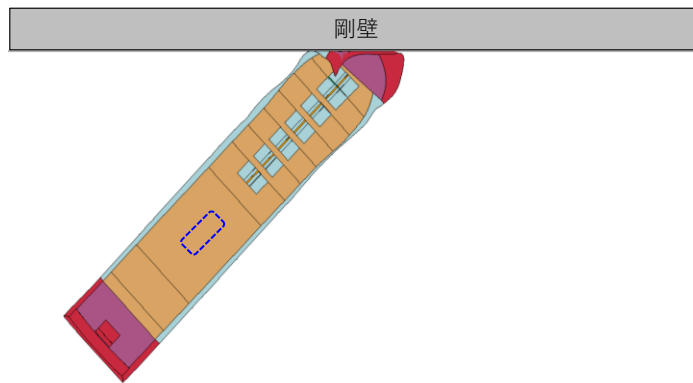
- ・ 図 4.5.6-27 より，機関部（エンジン）が剛壁へ衝突していないことから，機関部の影響がないことを確認した。
- ・ 図 4.5.6-28 より，各剛壁（剛壁番号①～⑫）の衝突荷重を集計した場合においては，衝突直後から荷重が大きくなり，衝突後 0.31 秒（隔壁①，②衝突時）に最大となる 1,073kN が作用することを確認した。また，衝突後 2.27 秒（船尾，隔壁⑩，⑪衝突時）にも 541kN の荷重が作用しているが，これは斜めから衝突した後に船体が剛壁に平行となる方向に回転し，船尾付近の船体側面が衝突することにより瞬間的に生じていることを確認した。
- ・ 最大衝突荷重 1,073kN 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

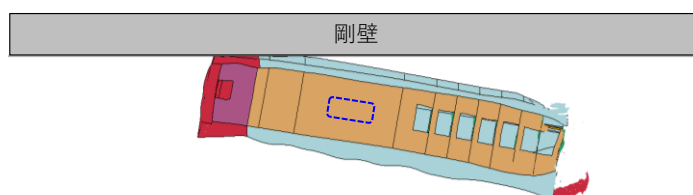


図 4.5.6-27 衝突状況

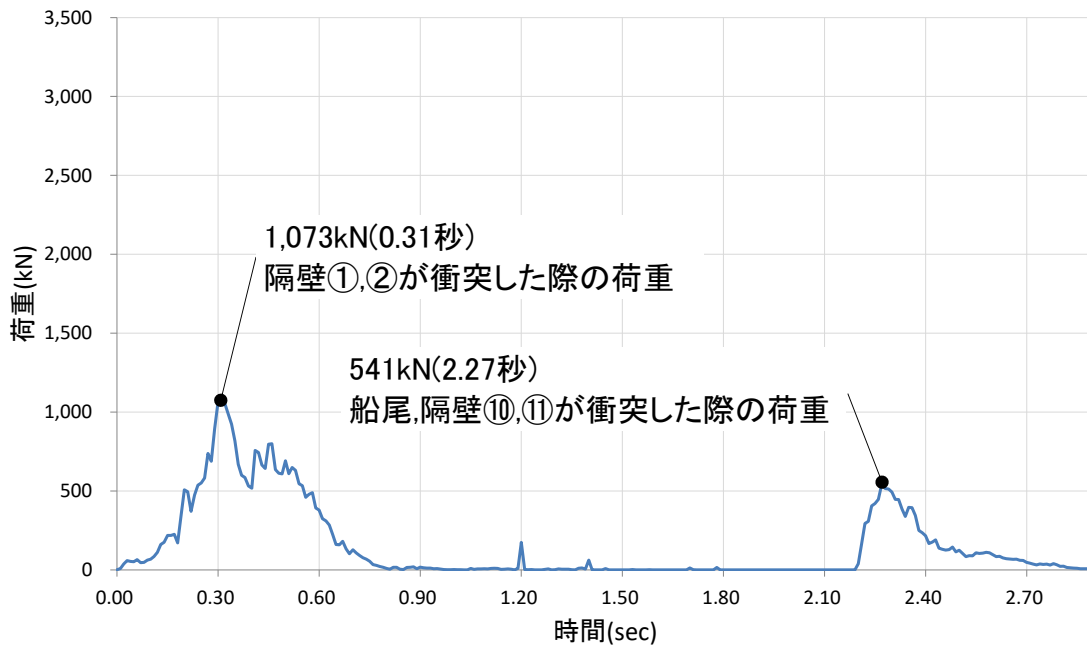
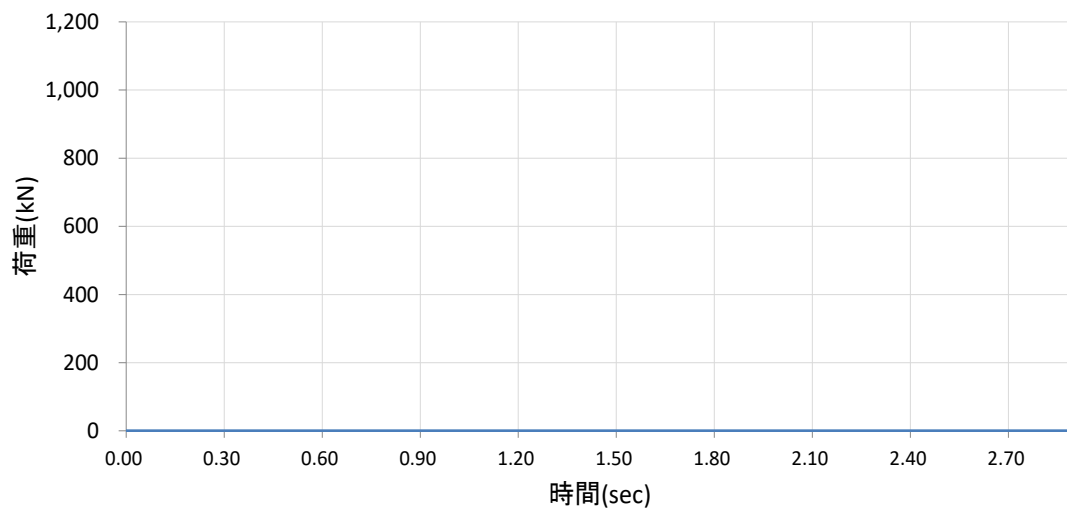
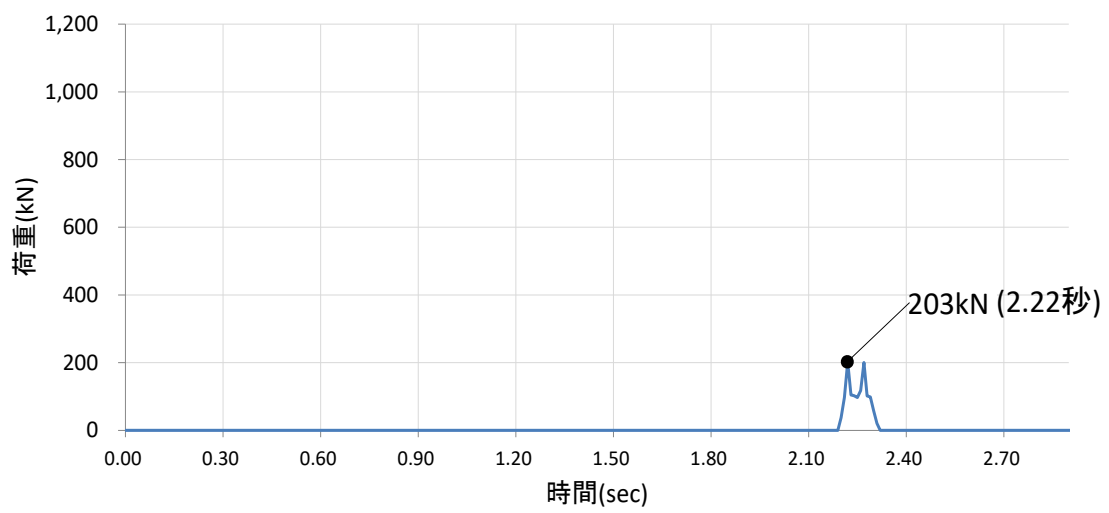


図 4.5.6-28 各剛壁の衝突荷重を集計した時刻歴

剛壁番号①



剛壁番号②



剛壁番号③

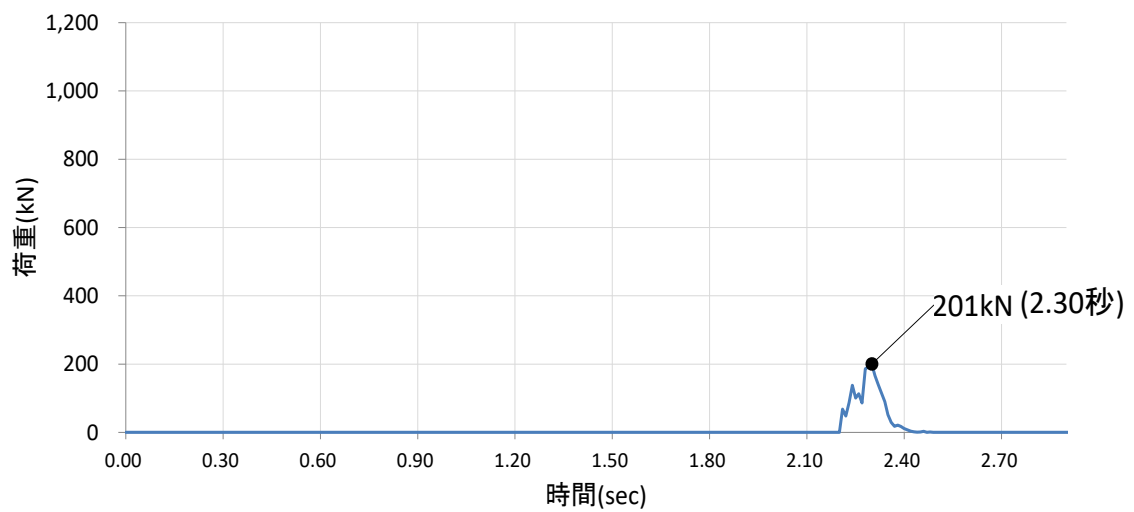
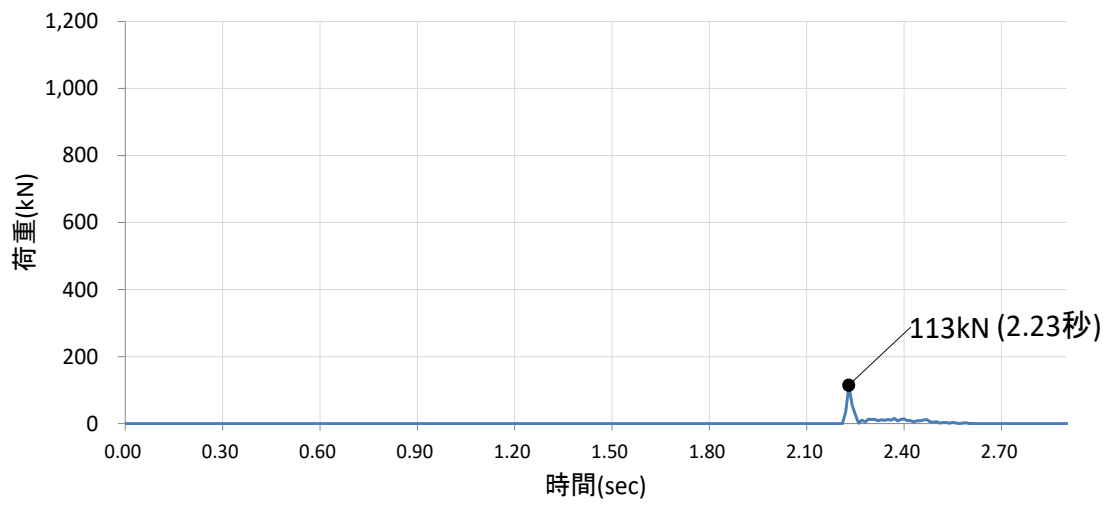
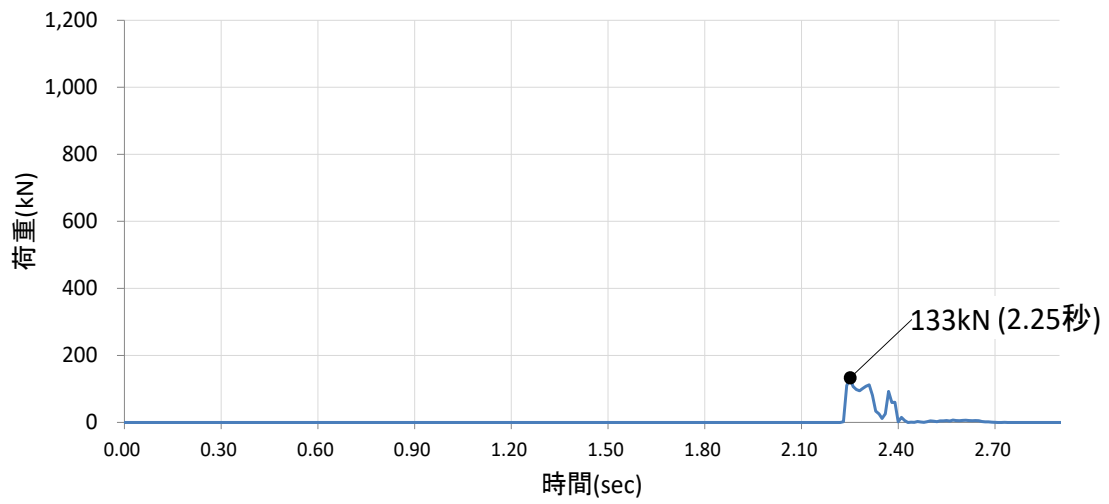


図 4.5.6-29 (1) 剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴

剛壁番号④



剛壁番号⑤



剛壁番号⑥

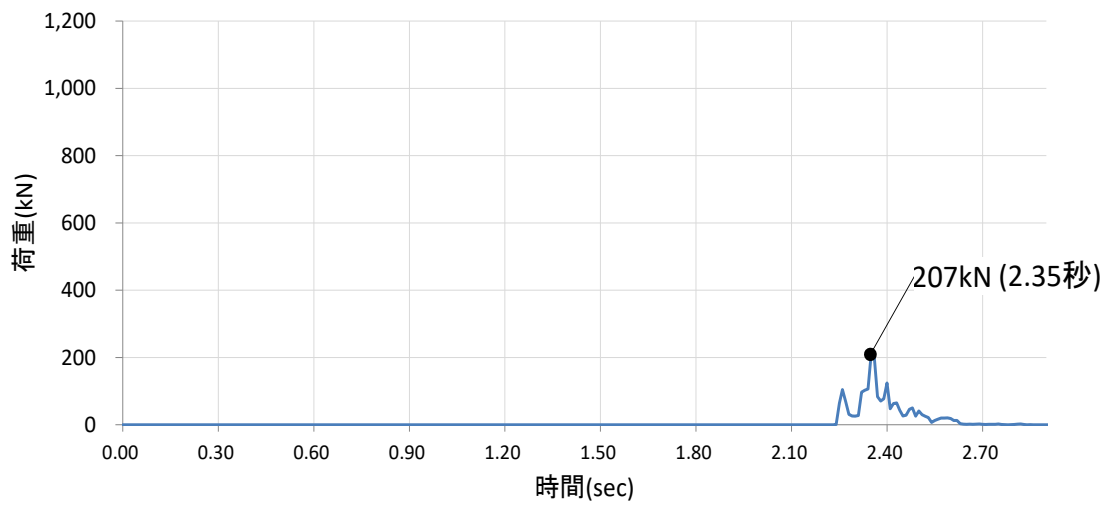
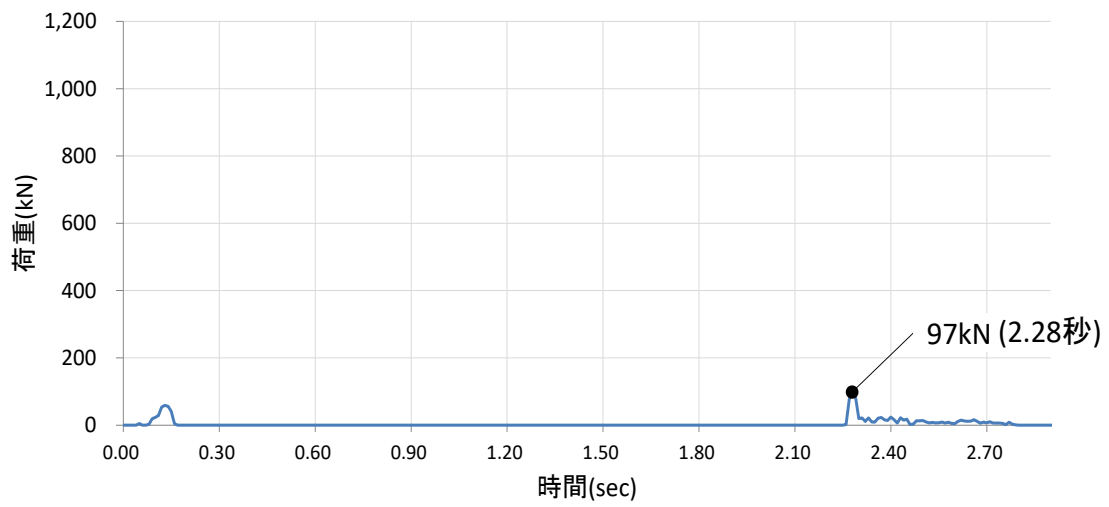
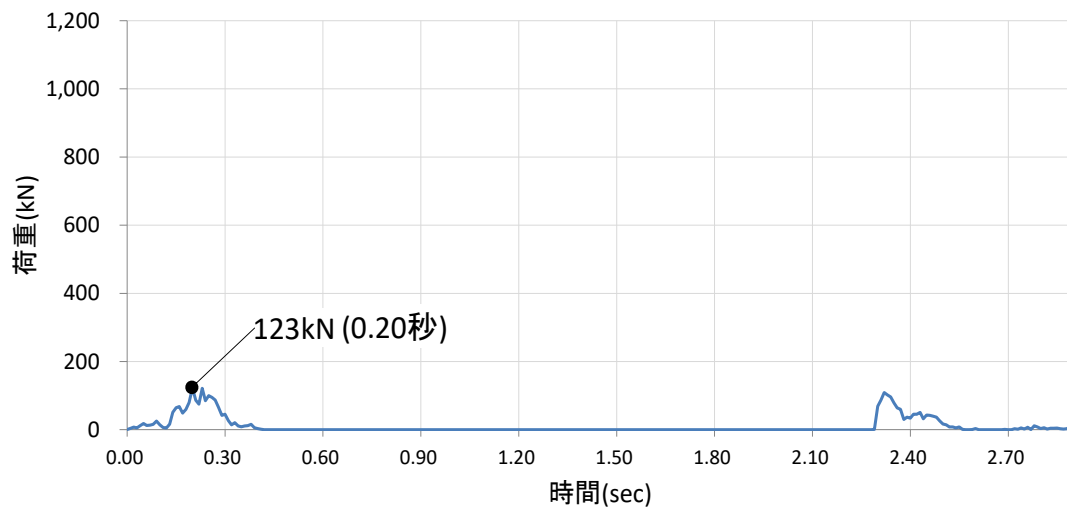


図 4.5.6-29 (2) 剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴

剛壁番号⑦



剛壁番号⑧



剛壁番号⑨

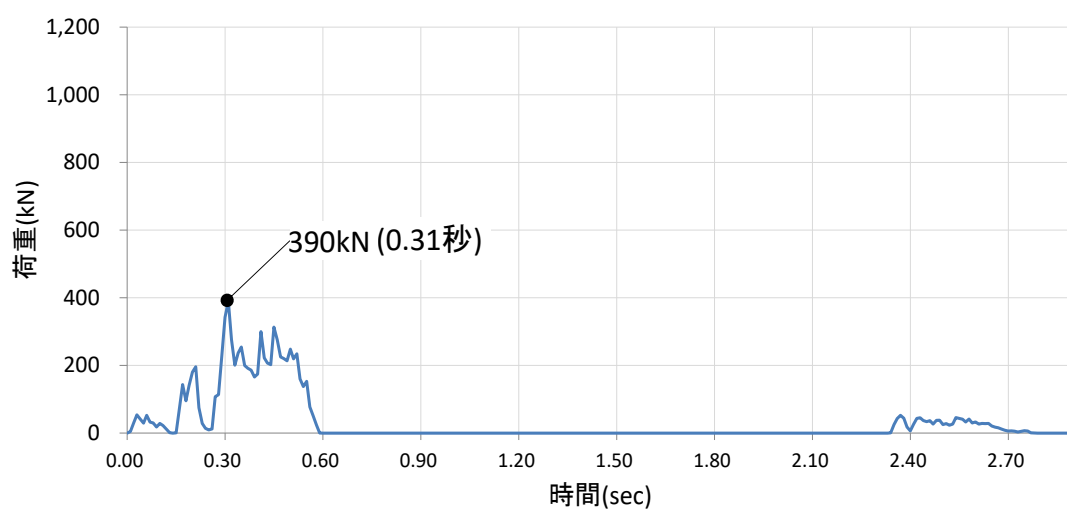
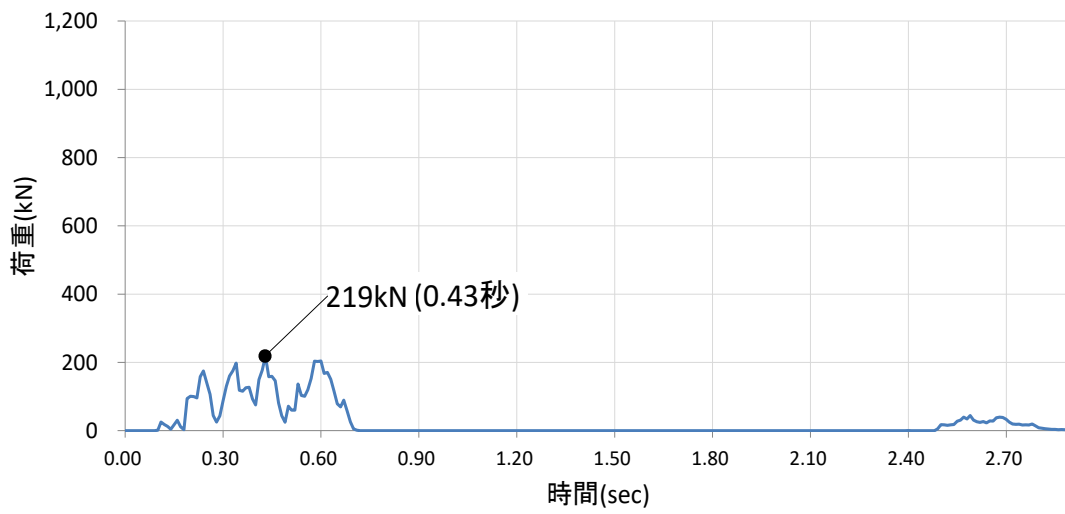
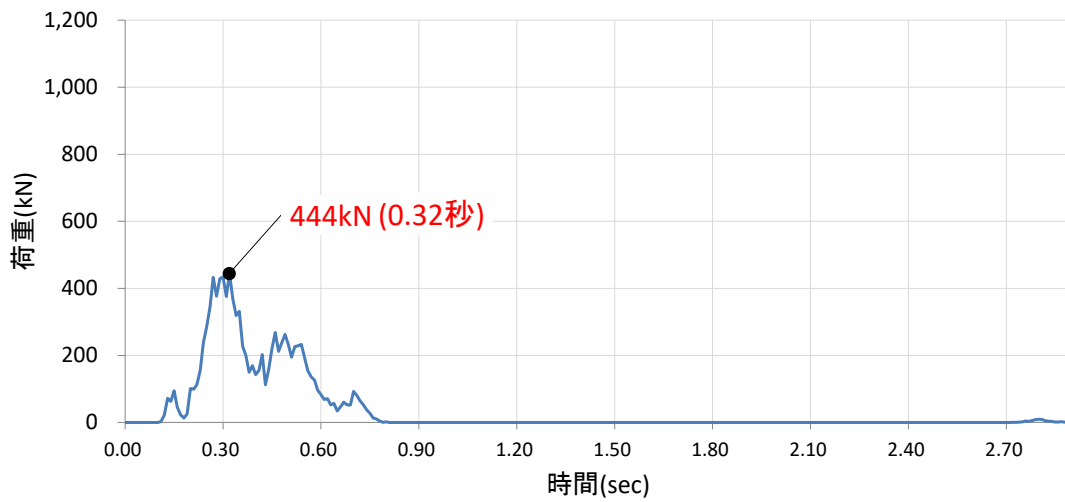


図 4.5.6-29 (3) 剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴

剛壁番号⑩



剛壁番号⑪



剛壁番号⑫

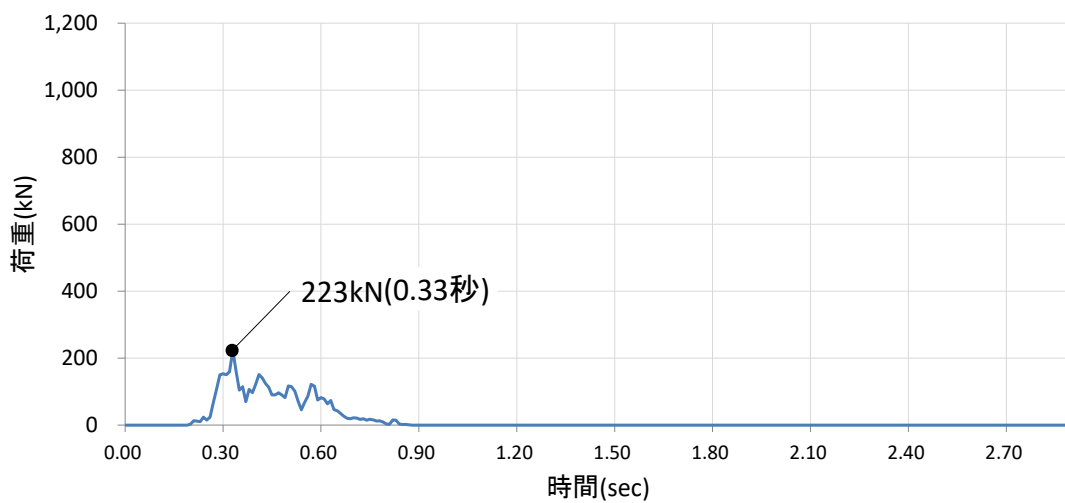
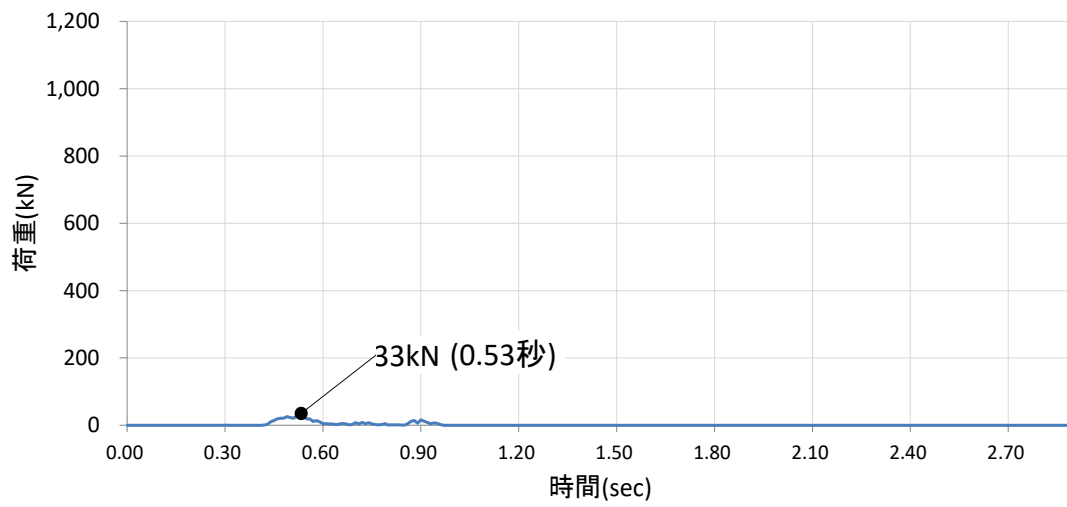
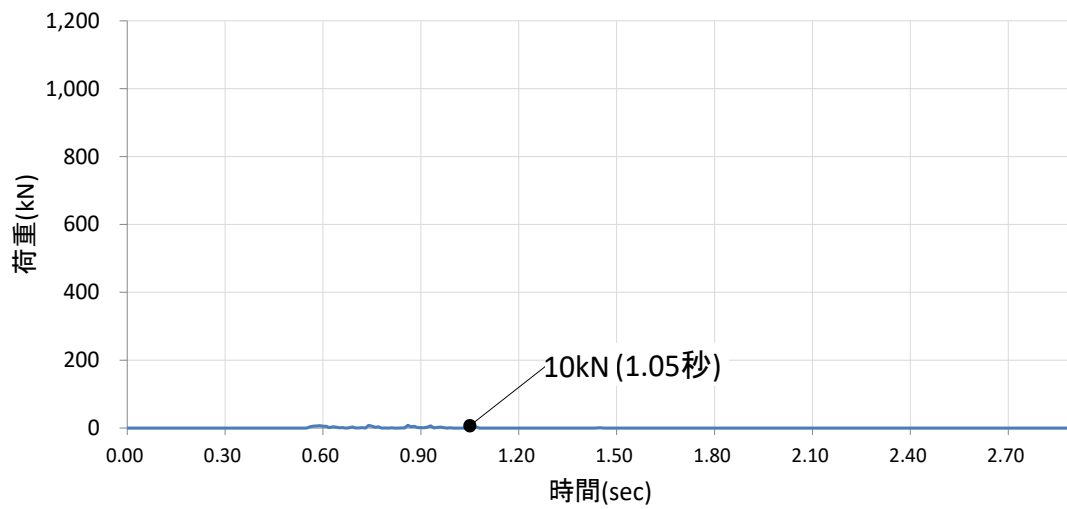


図 4.5.6-29 (4) 剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴

剛壁番号⑬



剛壁番号⑭



剛壁番号⑮

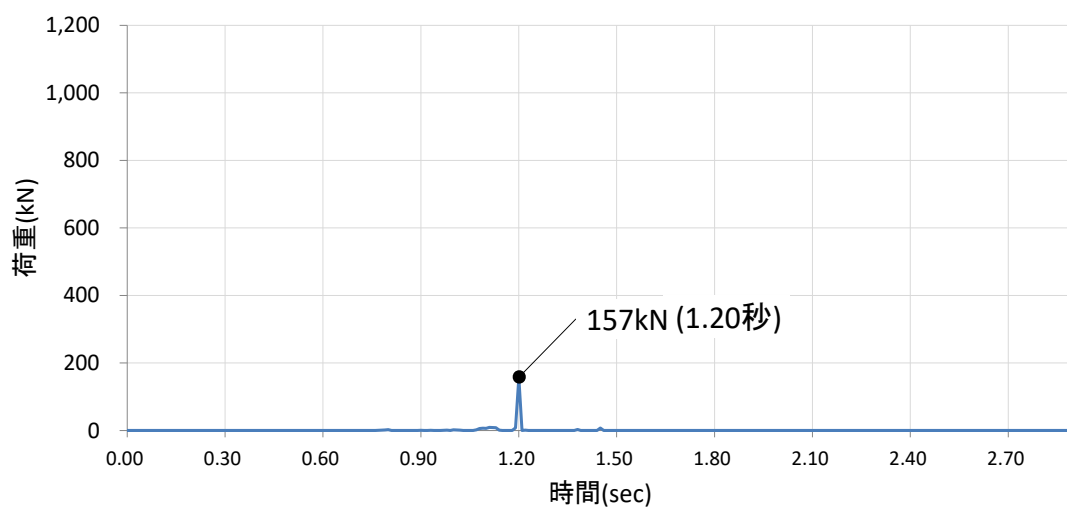
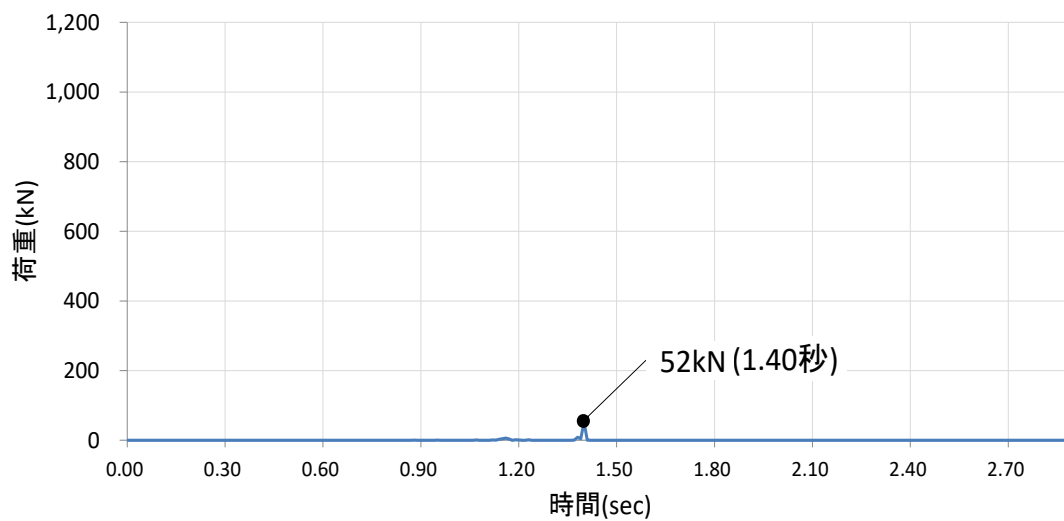
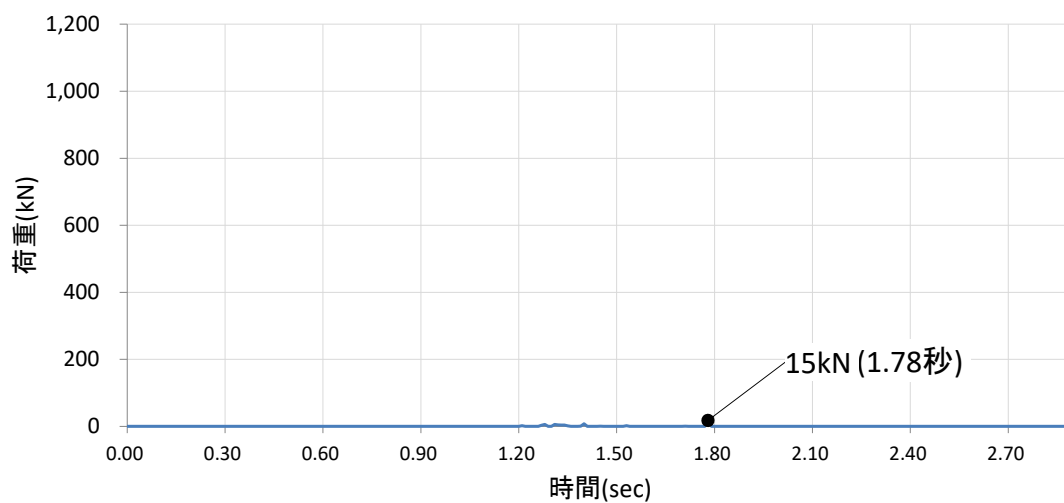


図 4.5.6-29 (5) 剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴

剛壁番号⑬



剛壁番号⑭



剛壁番号⑮

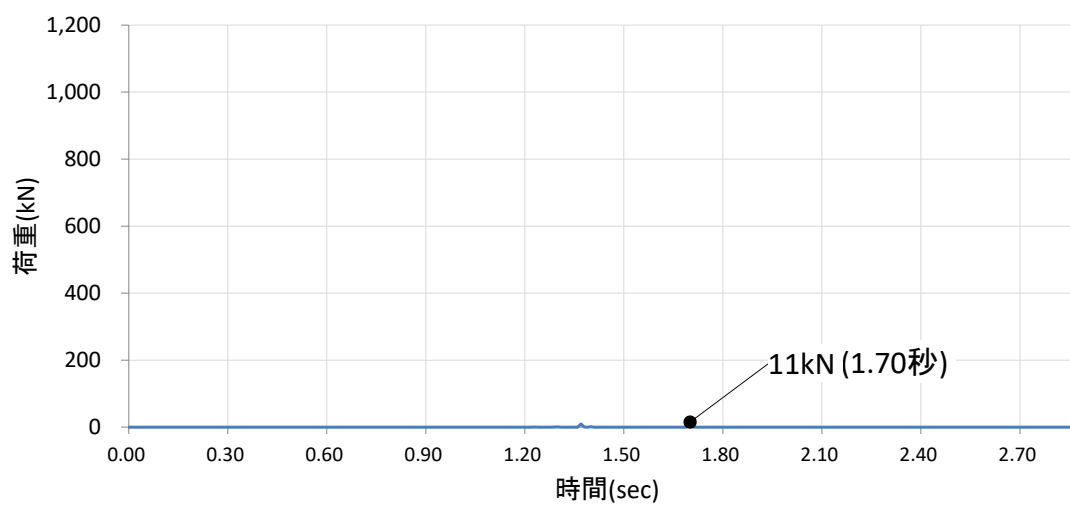
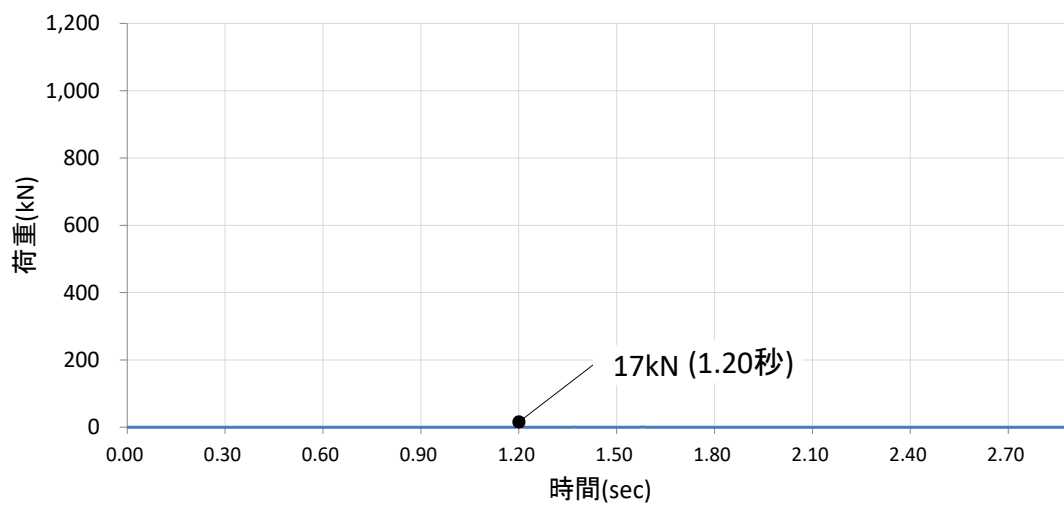
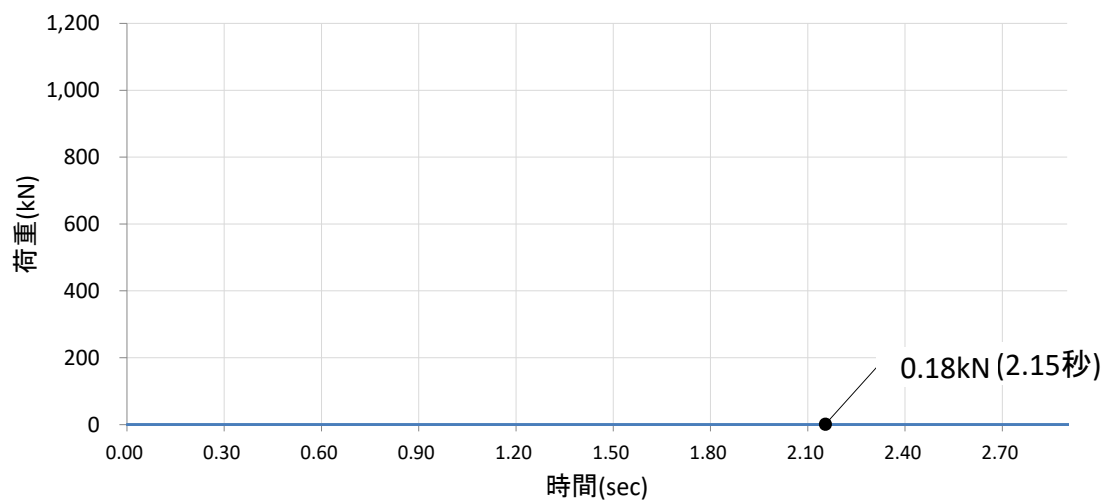


図 4.5.6-29 (6) 剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴

剛壁番号⑱



剛壁番号㉑



剛壁番号㉒

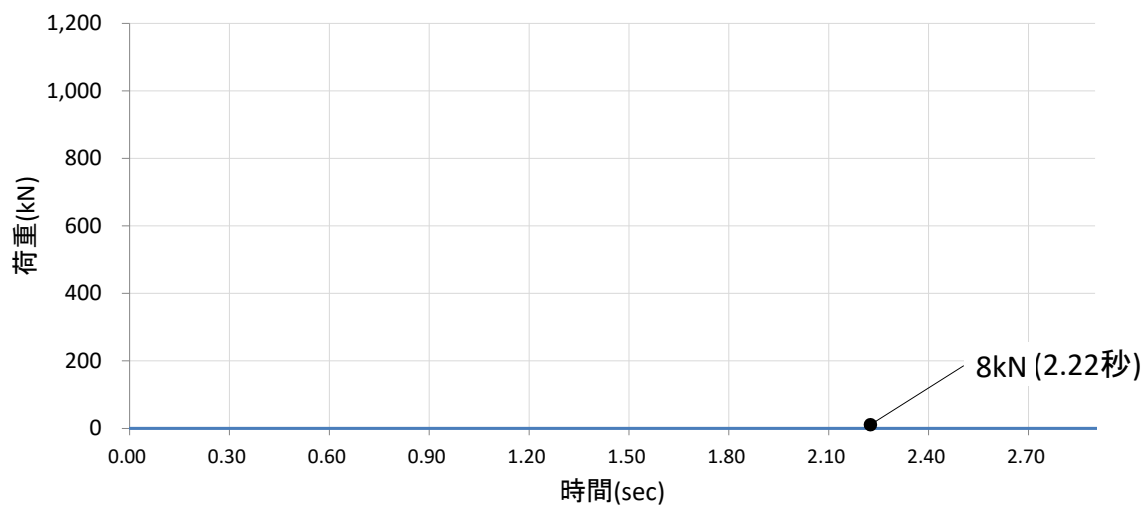


図 4.5.6-29 (7) 剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴

剛壁番号②②

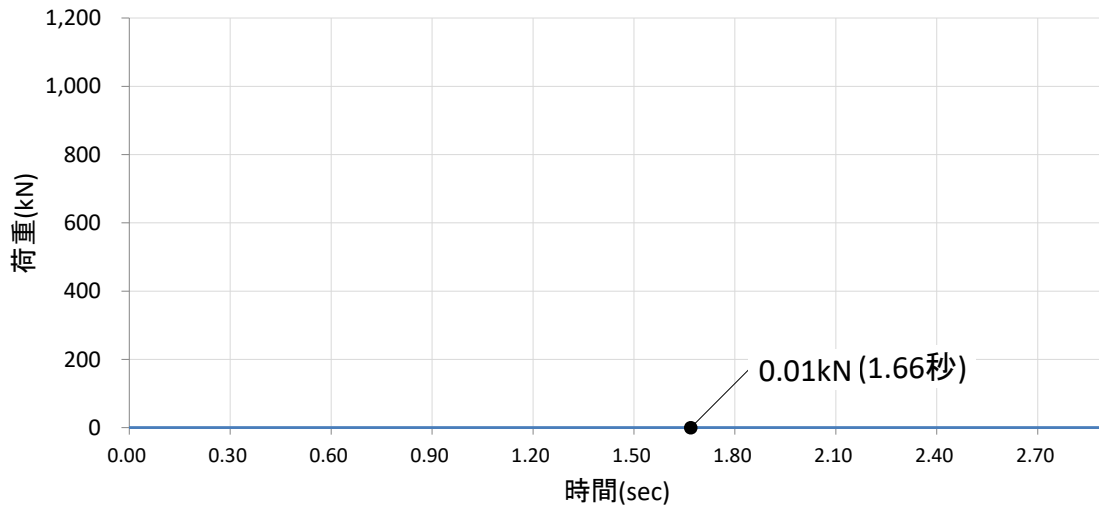


図 4.5.6-29 (8) 剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴

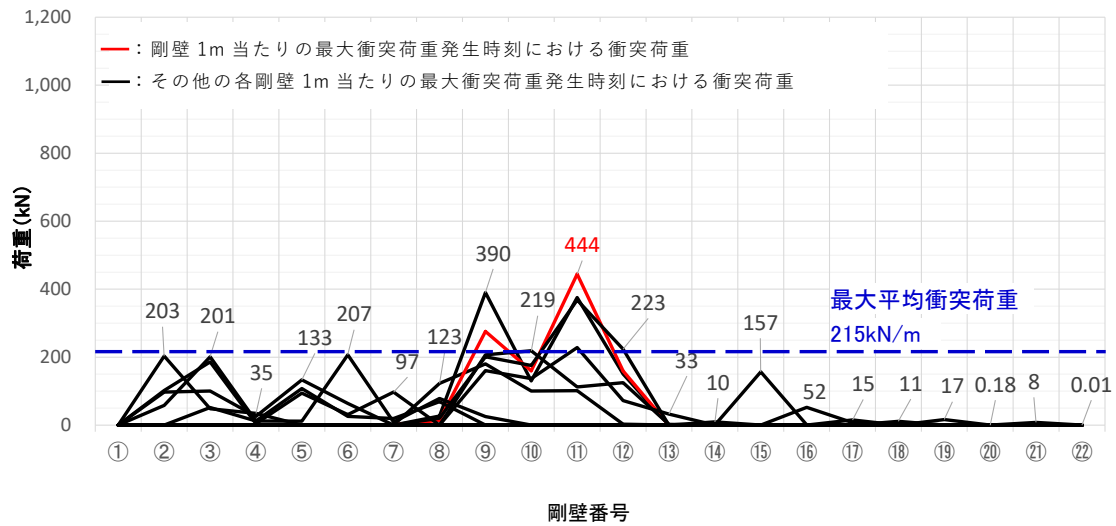


図 4.5.6-30 剛壁 1m 当たりの最大衝突荷重発生時刻における衝突荷重分布

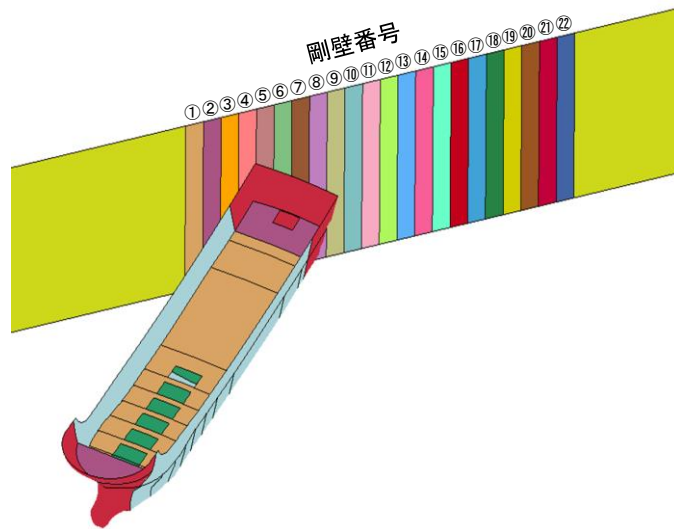
表 4.5.6-10 衝突荷重のまとめ

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】

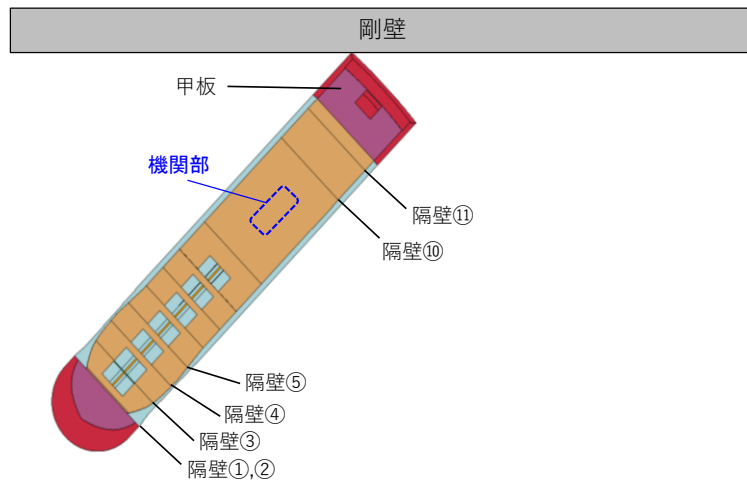
(e) ケース⑤（斜め船尾衝突）

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。

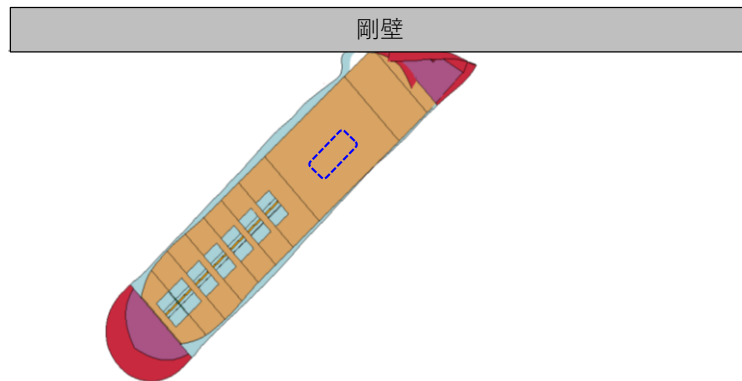
- ・図 4.5.6-31 より，機関部（エンジン）が剛壁へ衝突していないことから，機関部の影響がないことを確認した。
- ・図 4.5.6-32 より，各剛壁（剛壁番号①～②）の衝突荷重を集計した場合においては，衝突直後から荷重が大きくなり，衝突後 0.51 秒（船尾，隔壁①衝突時）に 685kN の荷重が作用していることを確認した。また，衝突後 2.48 秒（隔壁①～⑤付近衝突時）で最大となる 1,294kN とする荷重が作用しており，これは斜めから衝突した後に船体が剛壁に平行となる方向に回転し，船尾付近の船体側面が衝突することにより瞬間的に生じていることを確認した。
- ・最大衝突荷重 1,294kN 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 が作用していることを確認した。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していることを確認した。



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

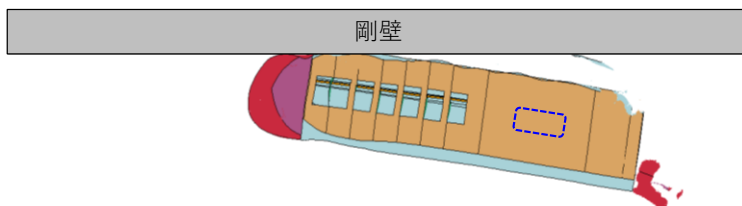


図 4.5.6-31 衝突状況

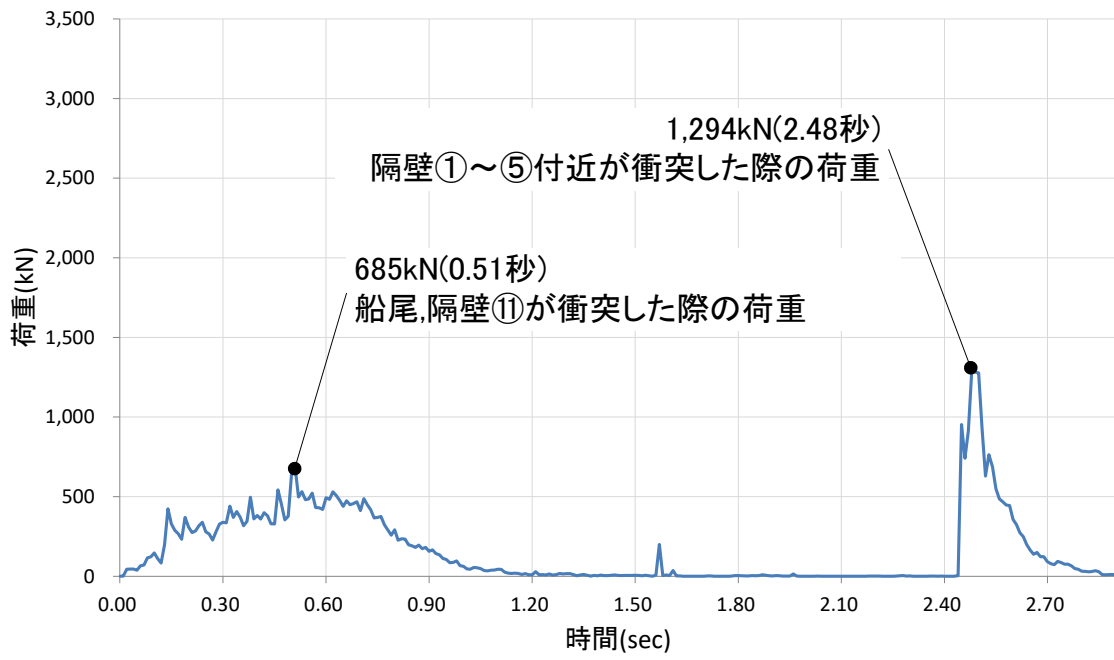
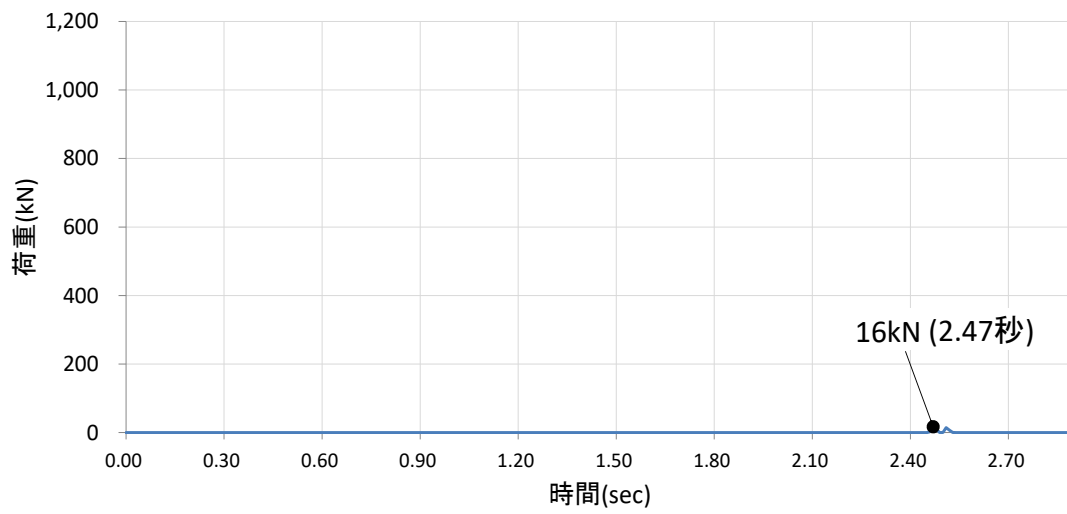
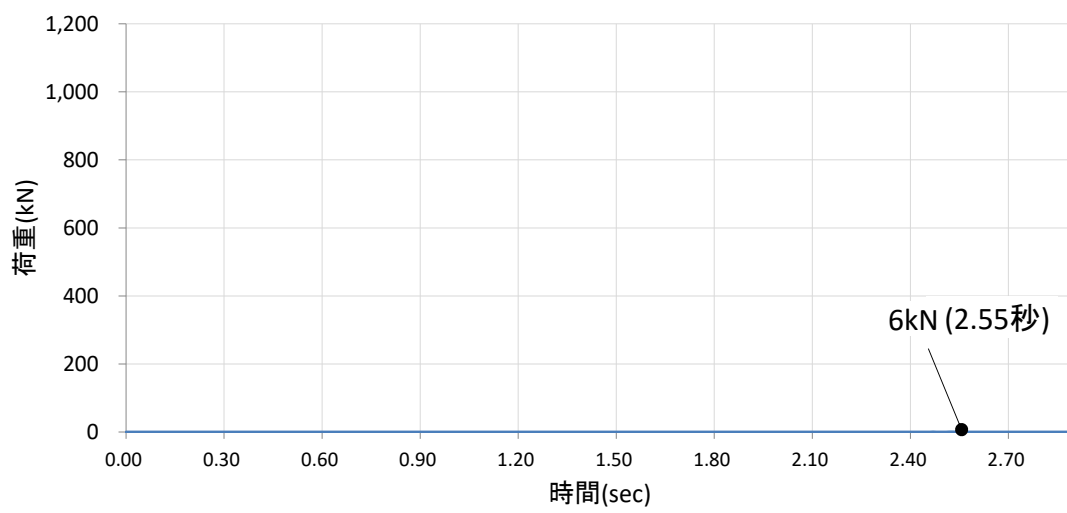


図 4.5.6-32 各剛壁の衝突荷重を集計した時刻歴

剛壁番号①



剛壁番号②



剛壁番号③

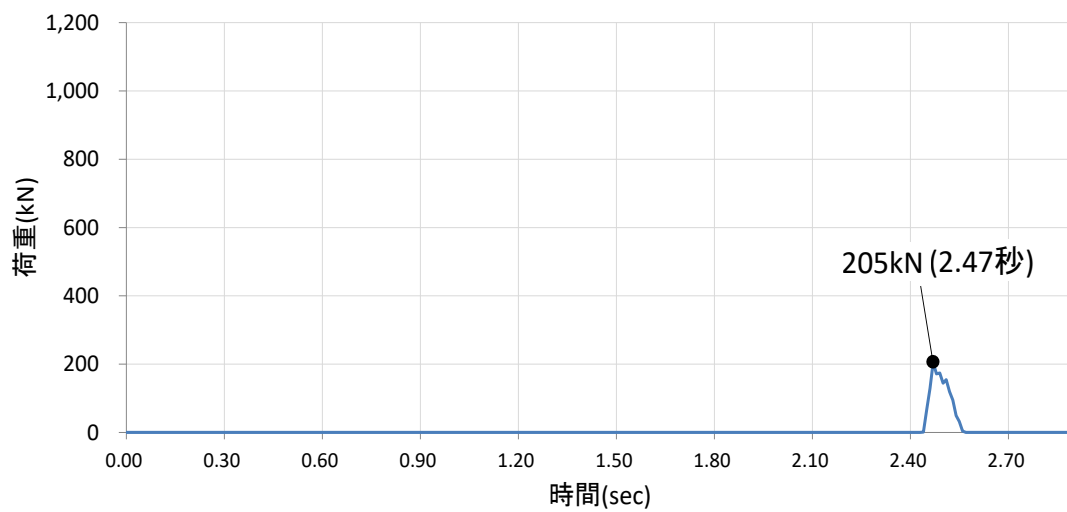
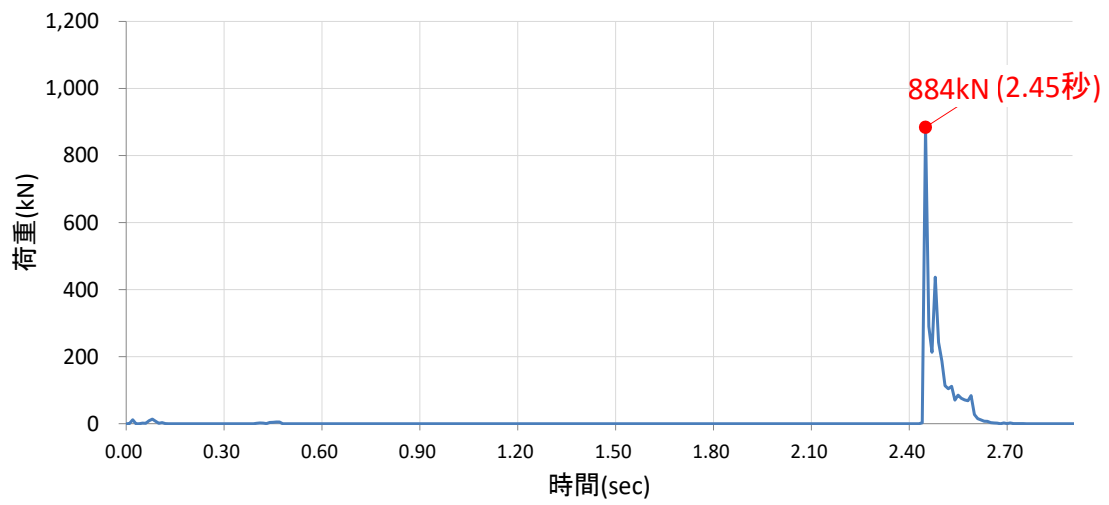
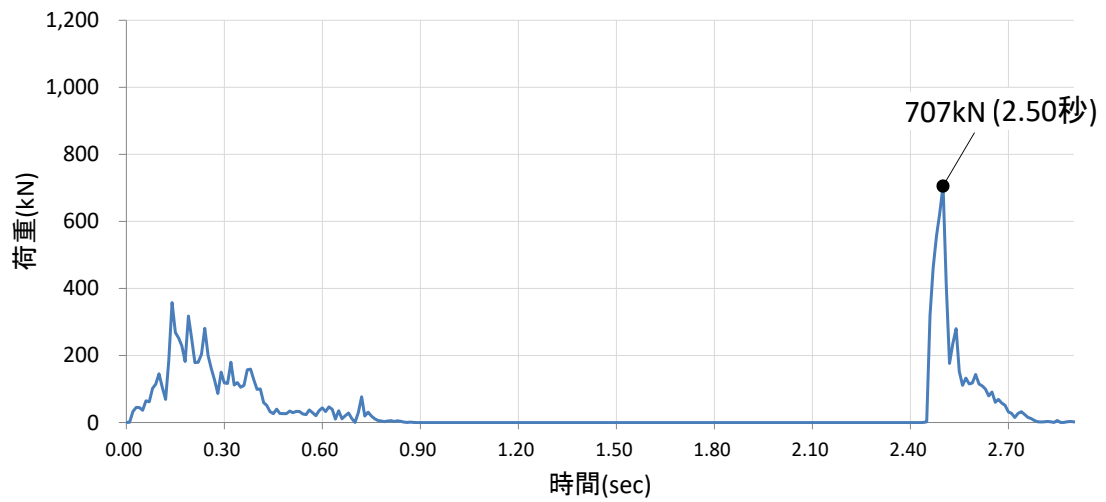


図 4.5.6-33 (1) 剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴

剛壁番号④



剛壁番号⑤



剛壁番号⑥

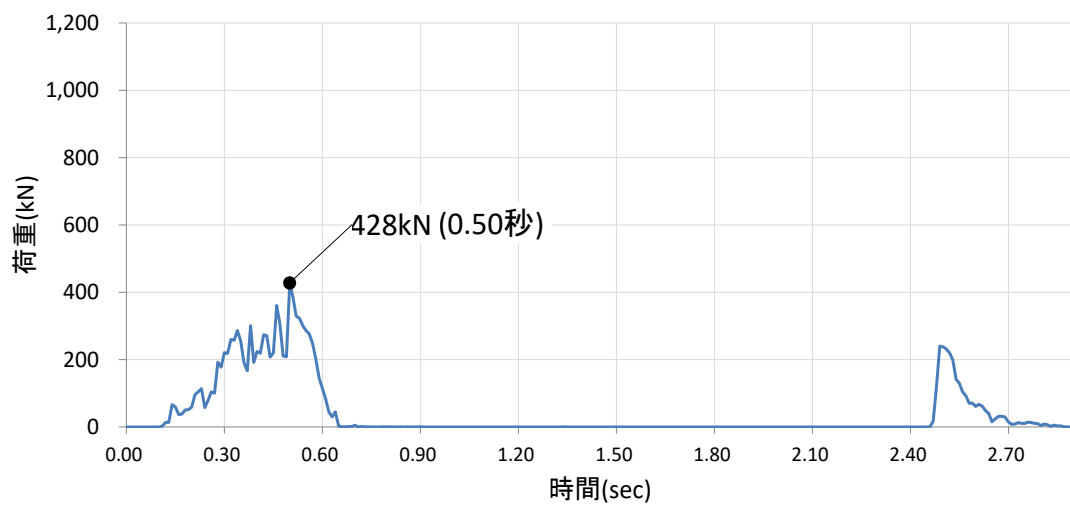
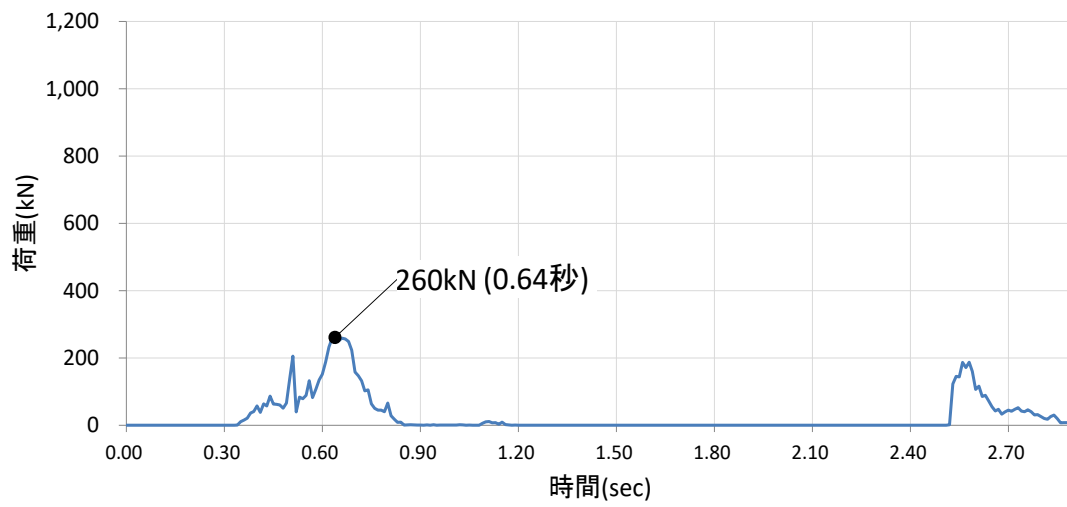
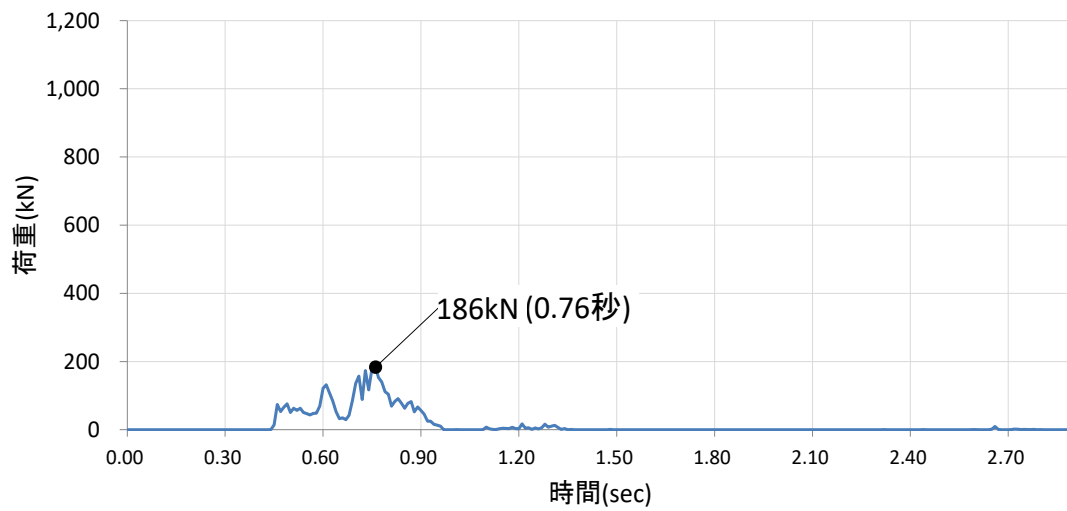


図 4.5.6-33 (2) 剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴

剛壁番号⑦



剛壁番号⑧



剛壁番号⑨

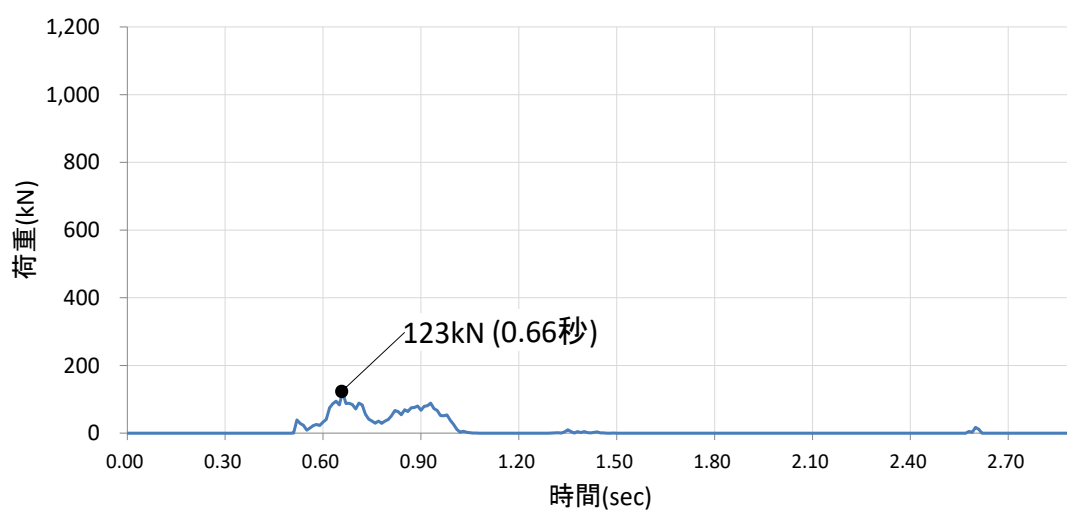
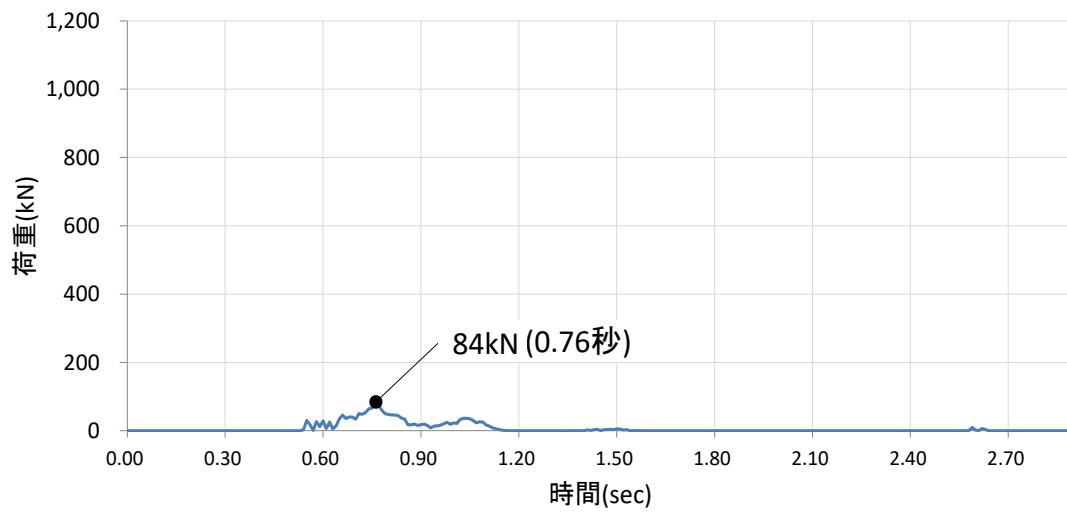
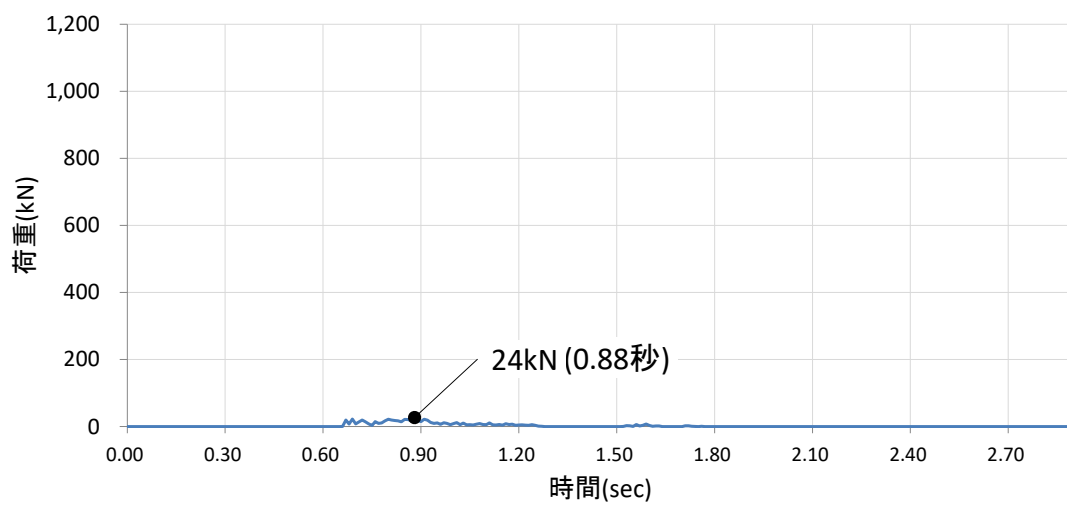


図 4.5.6-33 (3) 剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴

剛壁番号⑩



剛壁番号⑪



剛壁番号⑫

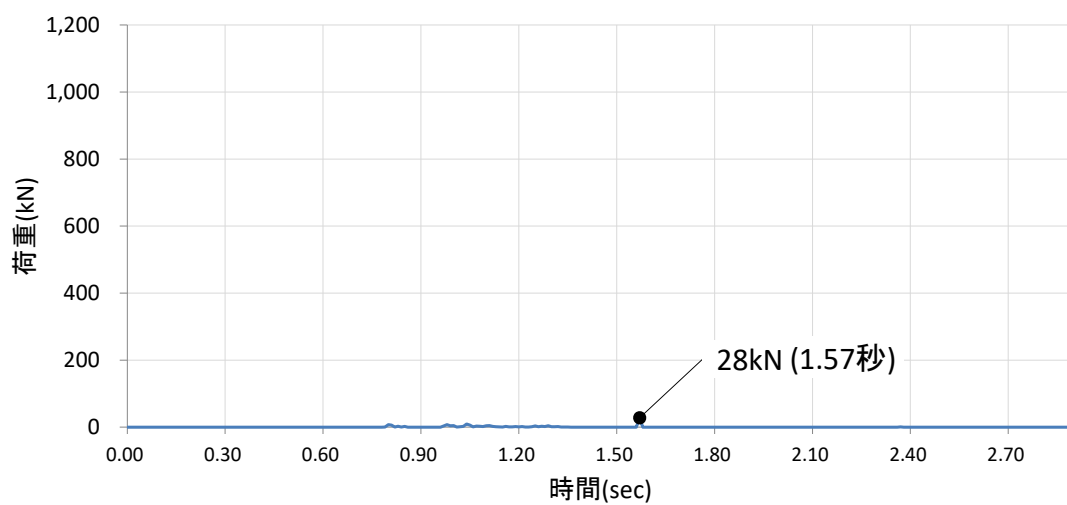
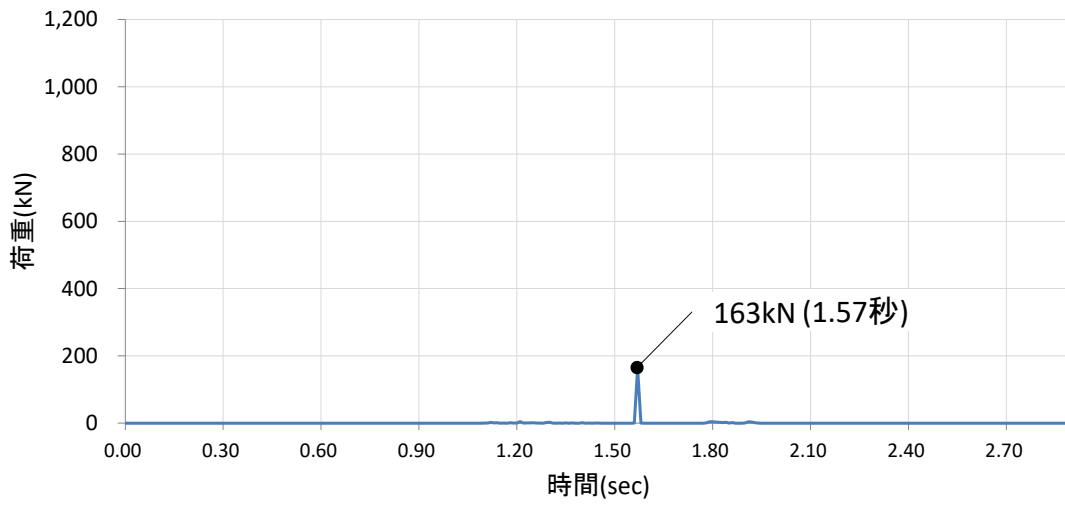
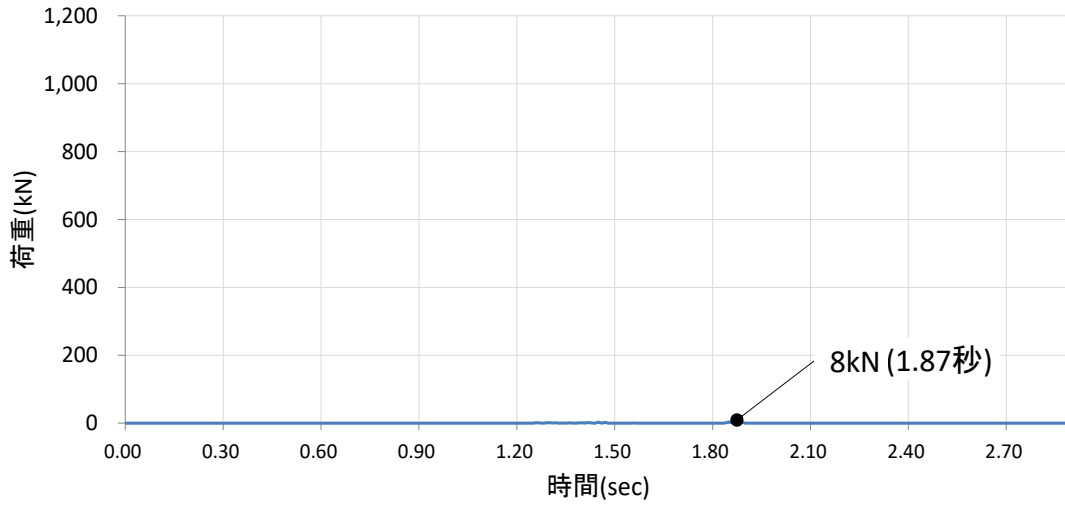


図 4.5.6-33 (4) 剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴

剛壁番号⑬



剛壁番号⑭



剛壁番号⑮

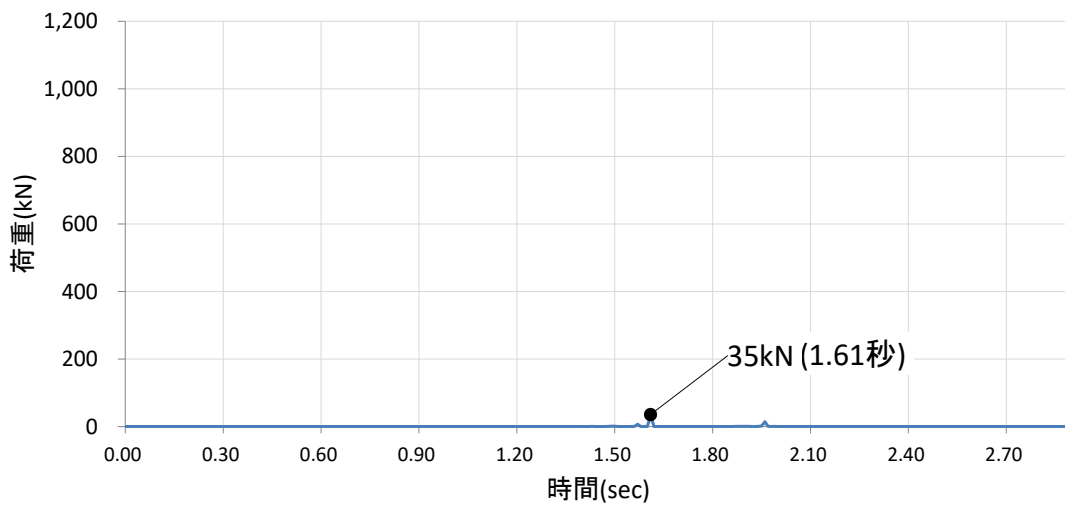
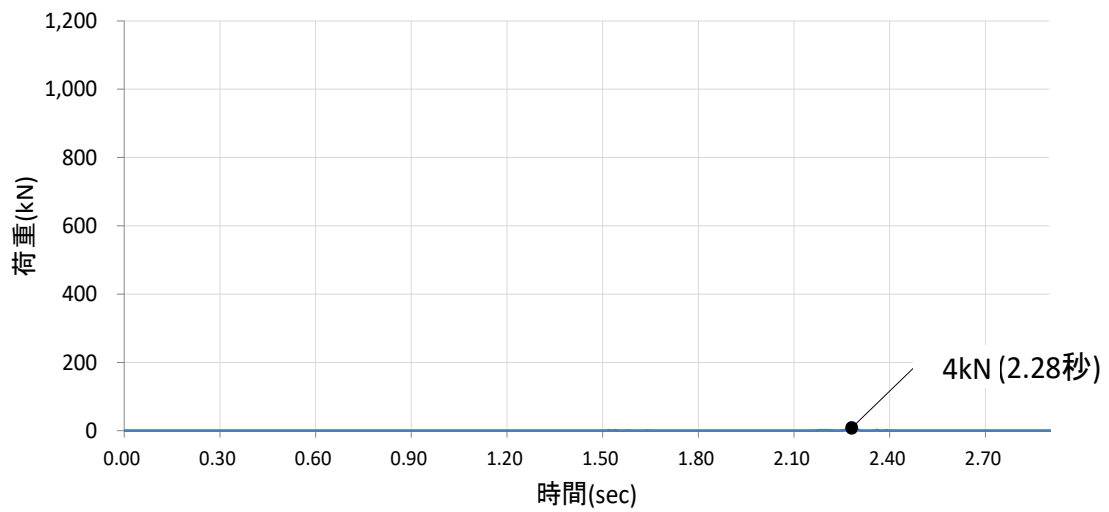
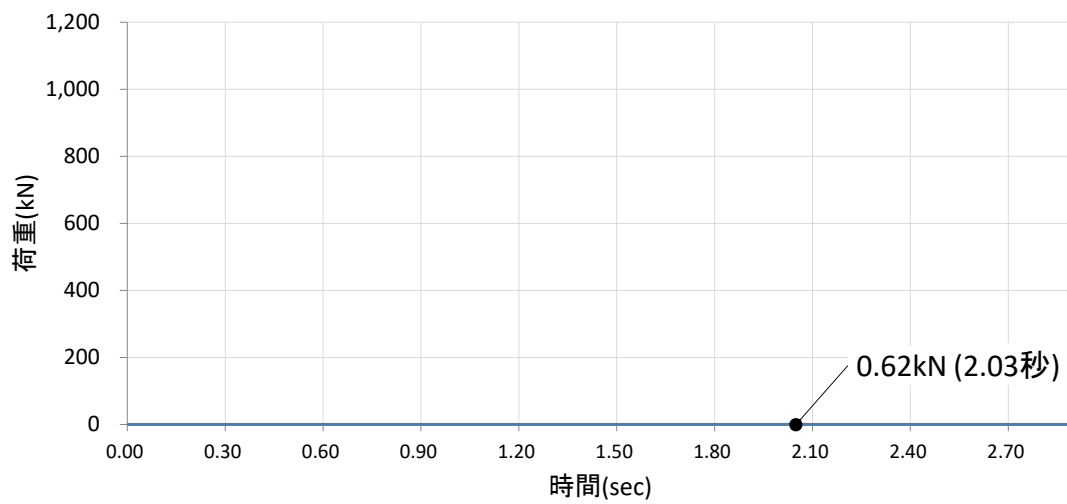


図 4.5.6-33 (5) 剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴

剛壁番号⑬



剛壁番号⑭



剛壁番号⑮

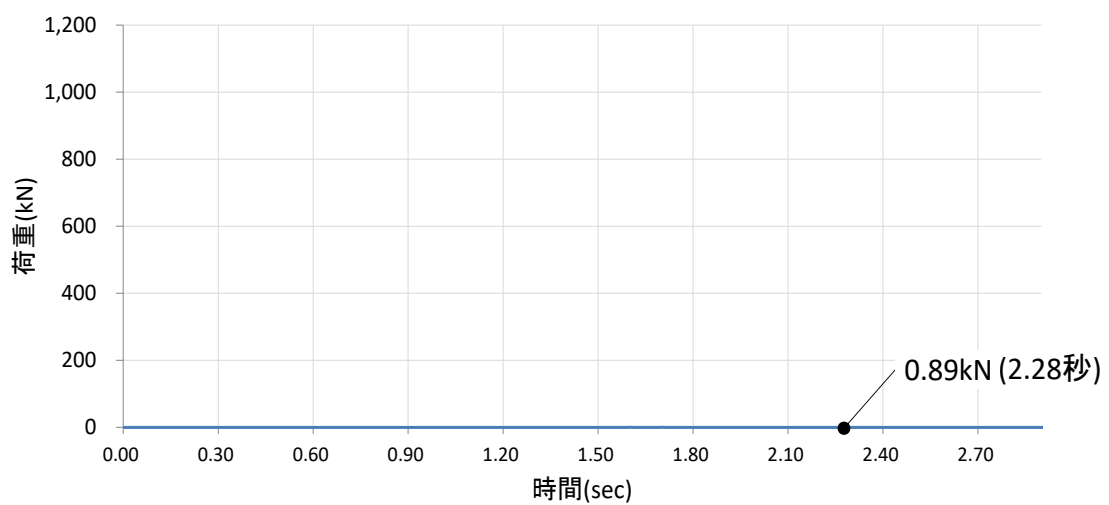
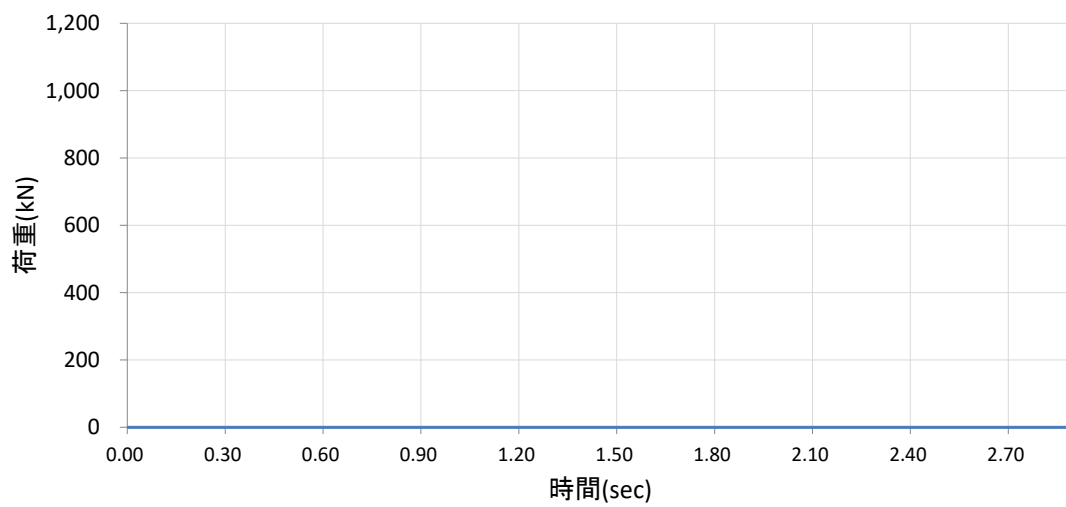
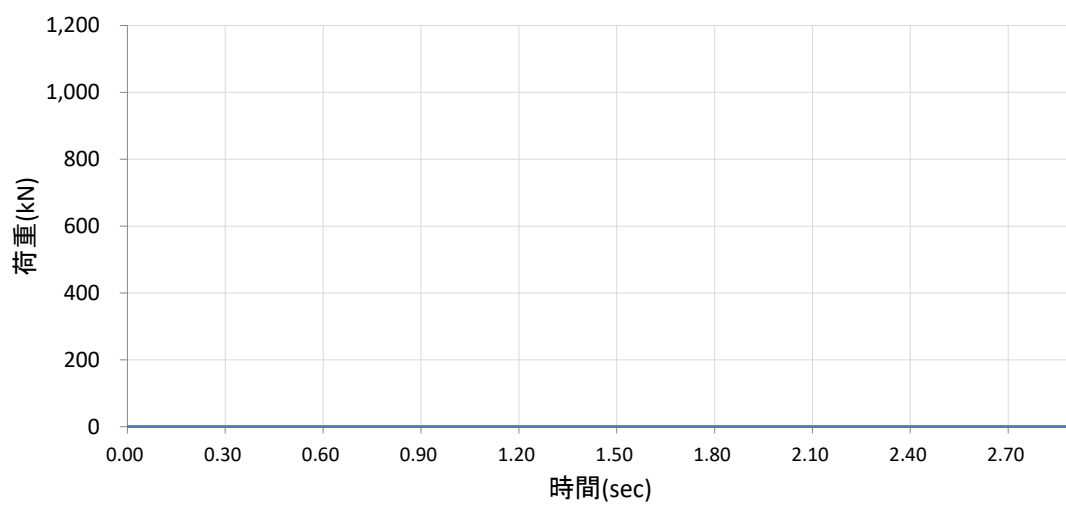


図 4.5.6-33 (6) 剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴

剛壁番号⑱



剛壁番号㉔



剛壁番号㉑

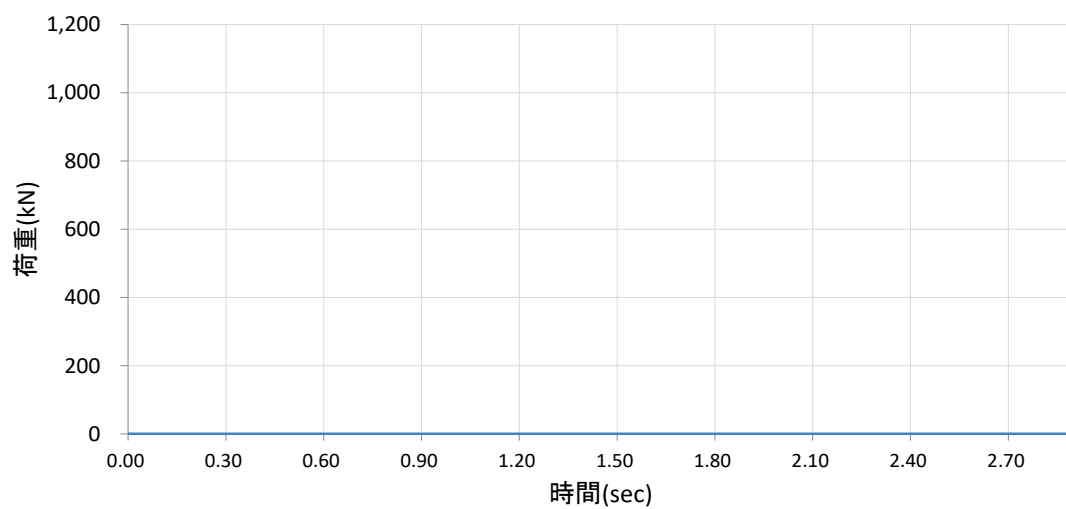


図 4.5.6-33 (7) 剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴

剛壁番号②

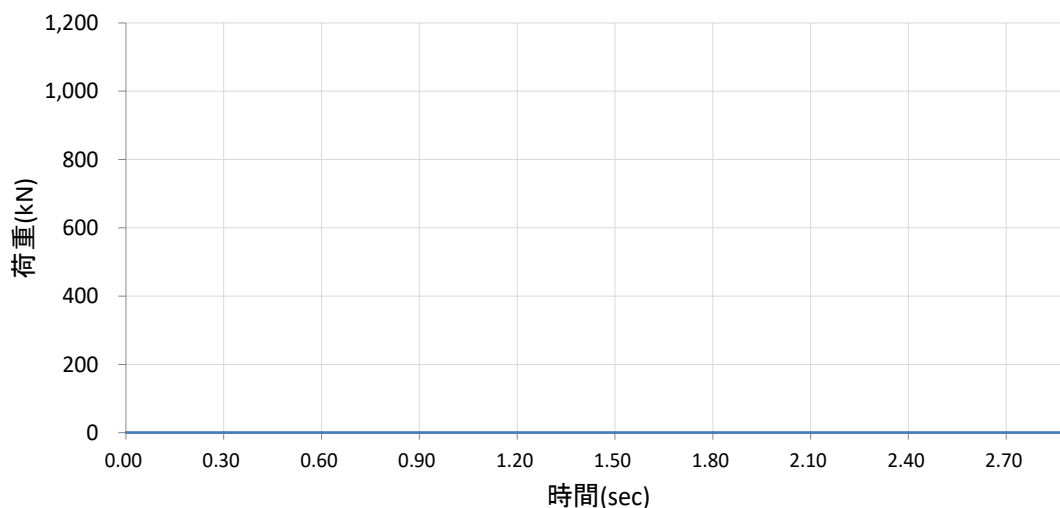


図 4.5.6-33 (8) 剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴

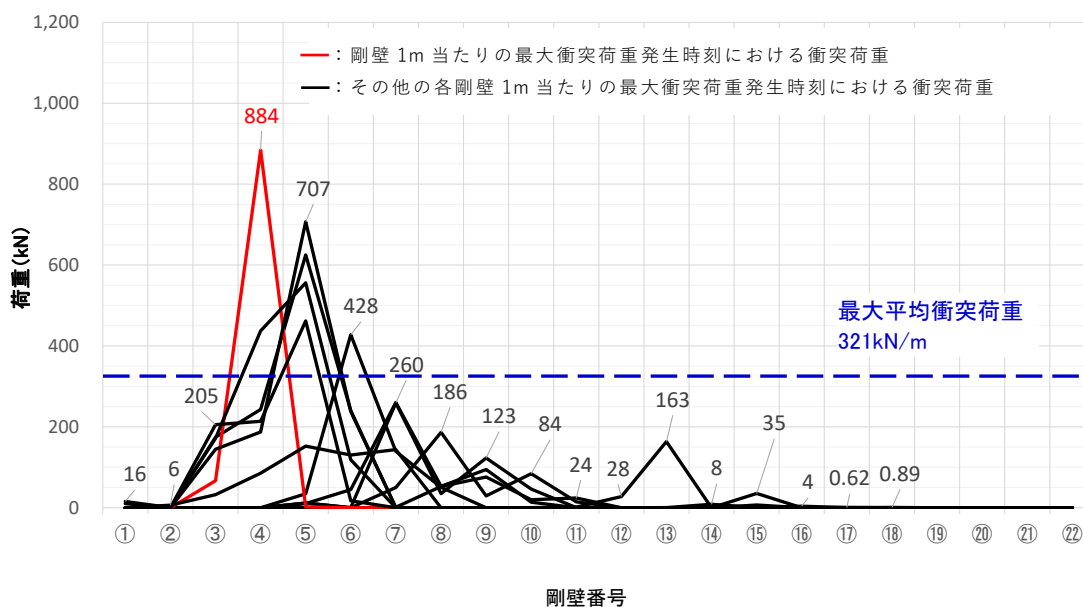


図 4.5.6-34 剛壁 1m 当たりの最大衝突荷重発生時刻における衝突荷重分布

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 7,395 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。

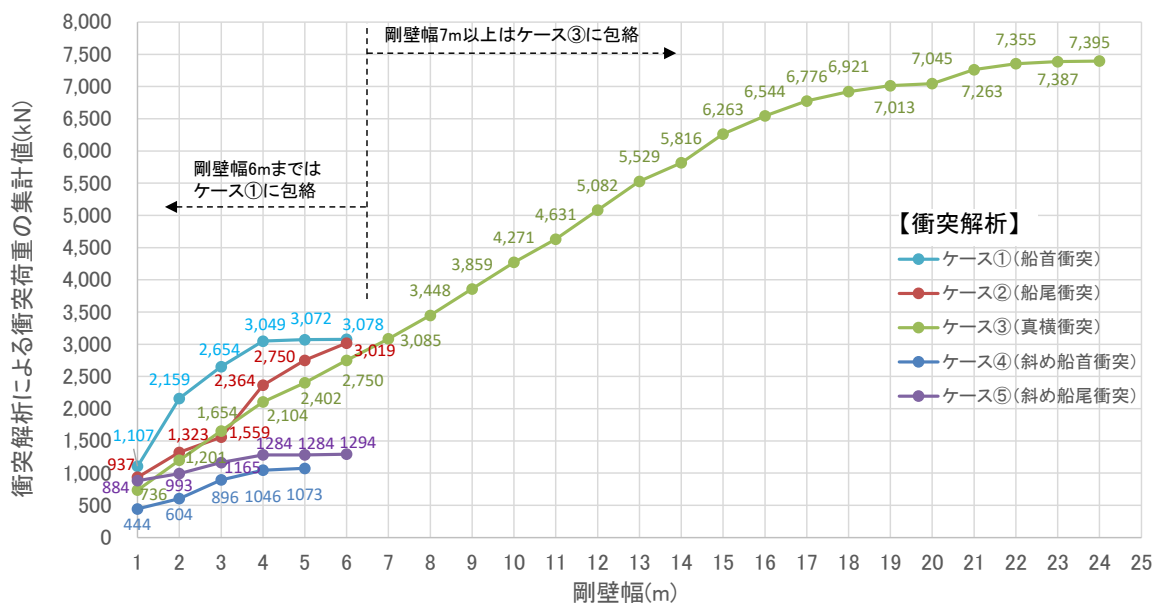


図 4.5.6-35 剛壁幅毎に作用する最大衝突荷重

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。

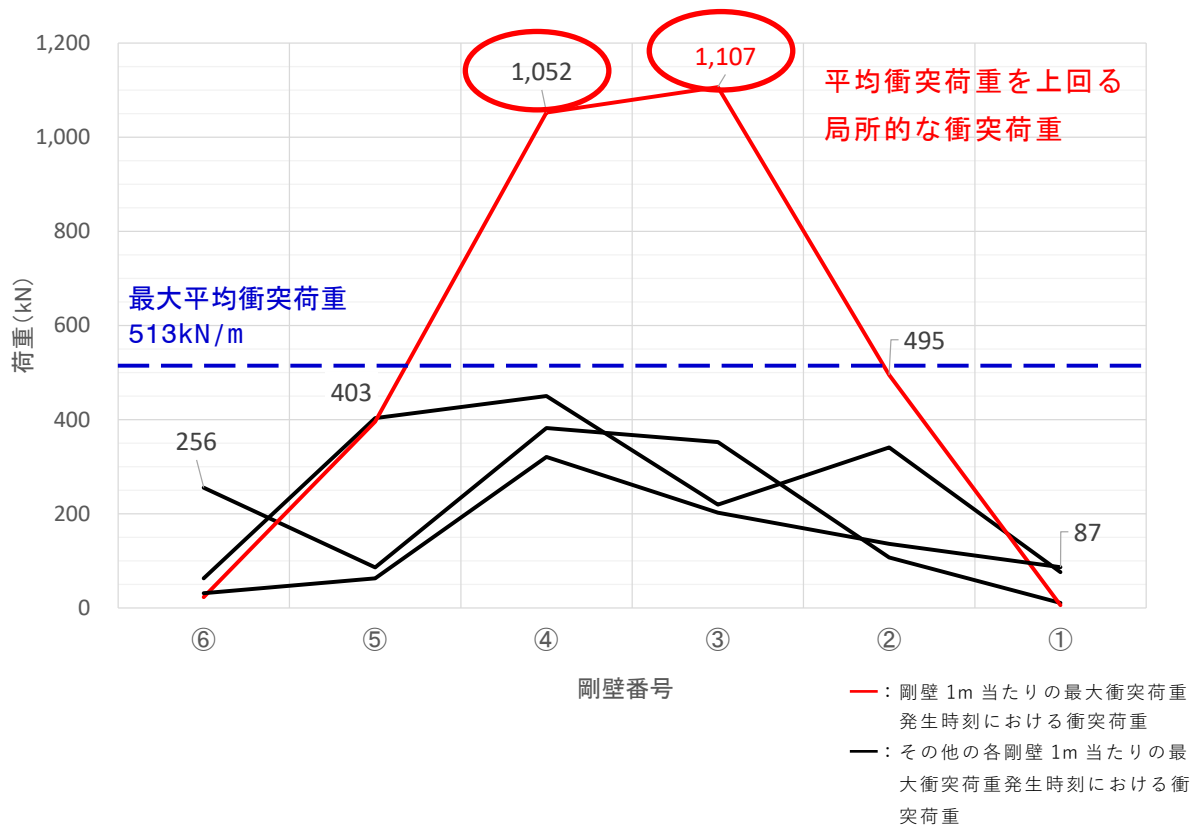


図 4.5.6-36 局所的な衝突荷重

(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。参考として、「FEMA（2012）」による船首方向の衝突荷重についても確認する。

「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。

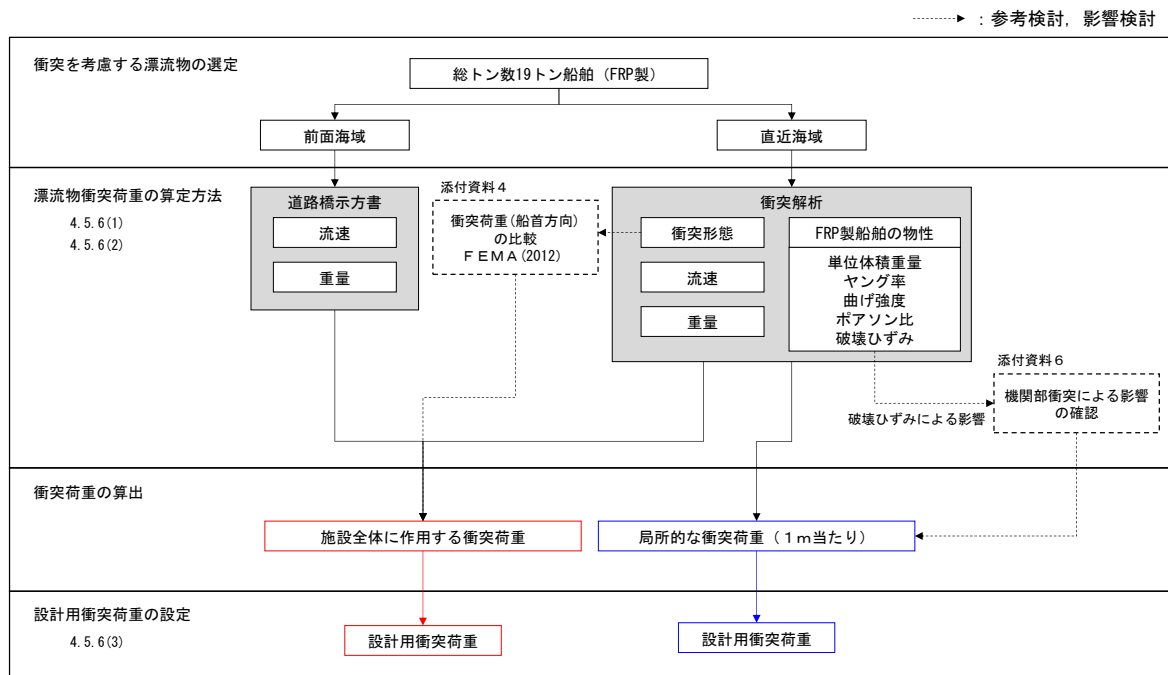


図 4.5.6-37 設計用衝突荷重の設定フロー

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。

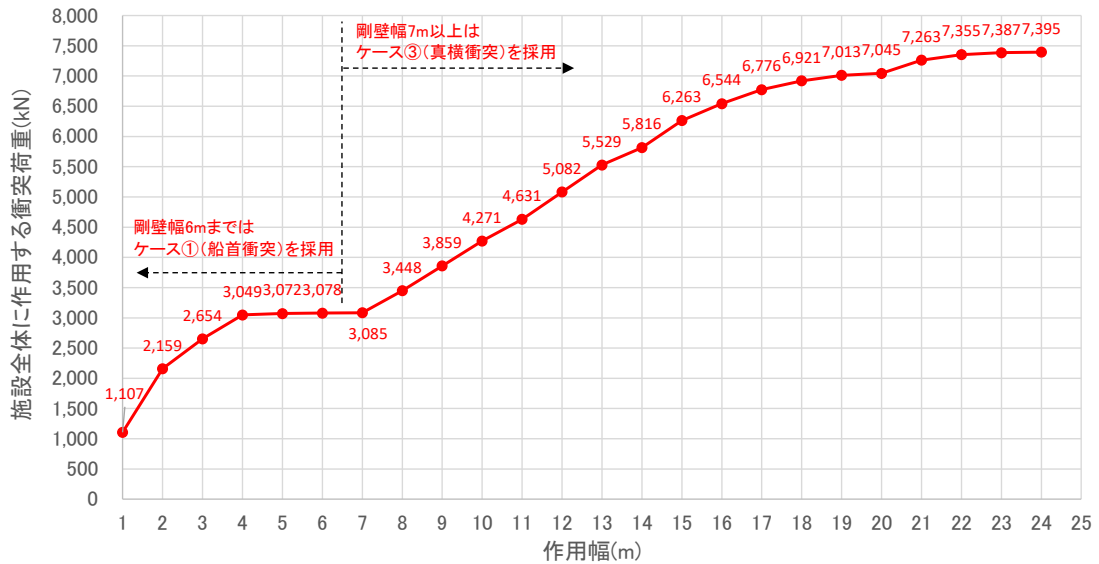


図 4.5.6-38 施設全体に作用する衝突荷重（衝突解析）

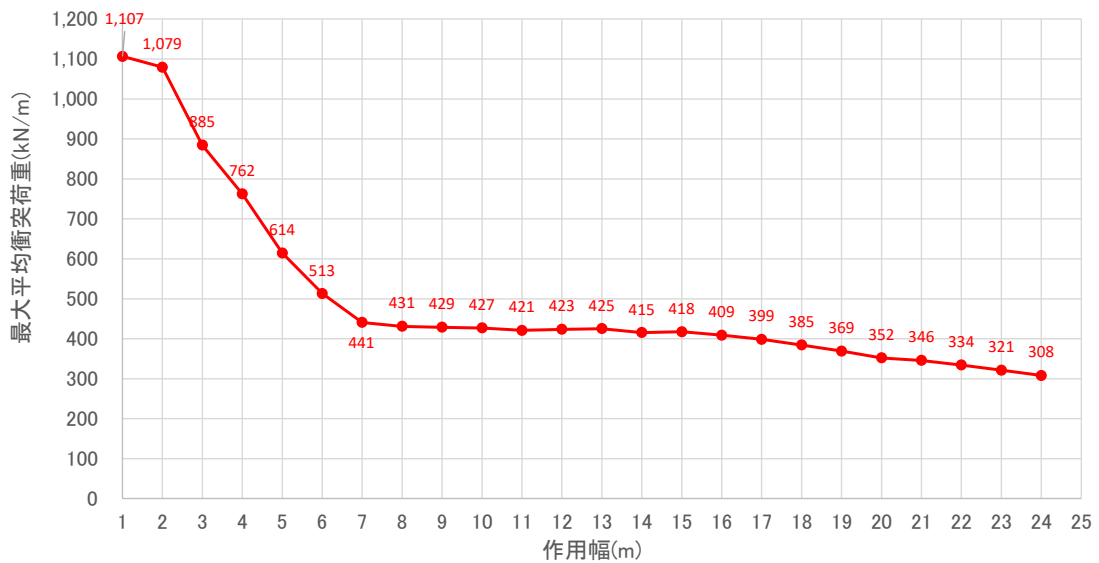


図 4.5.6-39 最大平均衝突荷重（衝突解析）

・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

(参考) F E M A (2012)

船首方向の軸剛性を設定することで、「F E M A (2012)」により船首から衝突する場合の衝突荷重を算定することができる。また、「F E M A (2012)」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。衝突形態の不確かさを考慮できないが、衝突荷重と比較するため、参考として、「F E M A (2012)」により算定される衝突荷重を表 4.5.6-14 に示す。

なお、衝突荷重の詳細な算定方法は、参考資料 4 に記載している。

表 4.5.6-14 「F E M A (2012)」により算定される衝突荷重

算定方法	衝突荷重【kN】
F E M A (2012)	1,815 (船首)

「施設全体に作用する衝突荷重」のうち、「衝突解析」，「道路橋示方書（2002）」及び「FEMA（2012）」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。

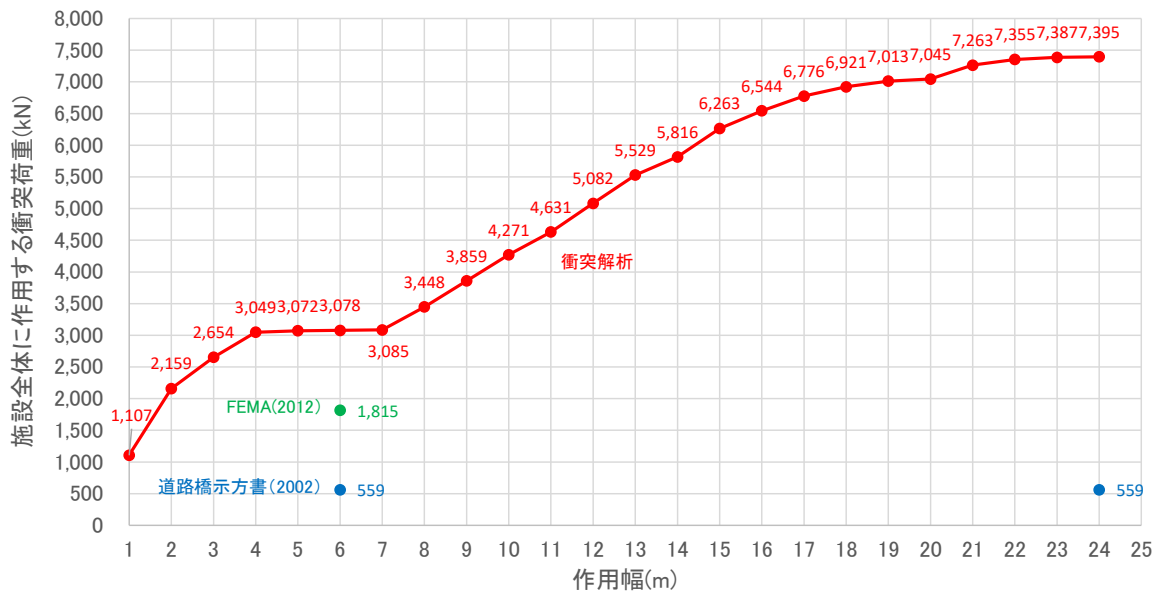


図 4.5.6-40 各算定方法による施設全体に作用する衝突荷重

(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 4.5.6-15 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 4.5.6-15 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」,「道路橋示方書」及び「FEMA (2012)」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。

「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4.5.6-16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。

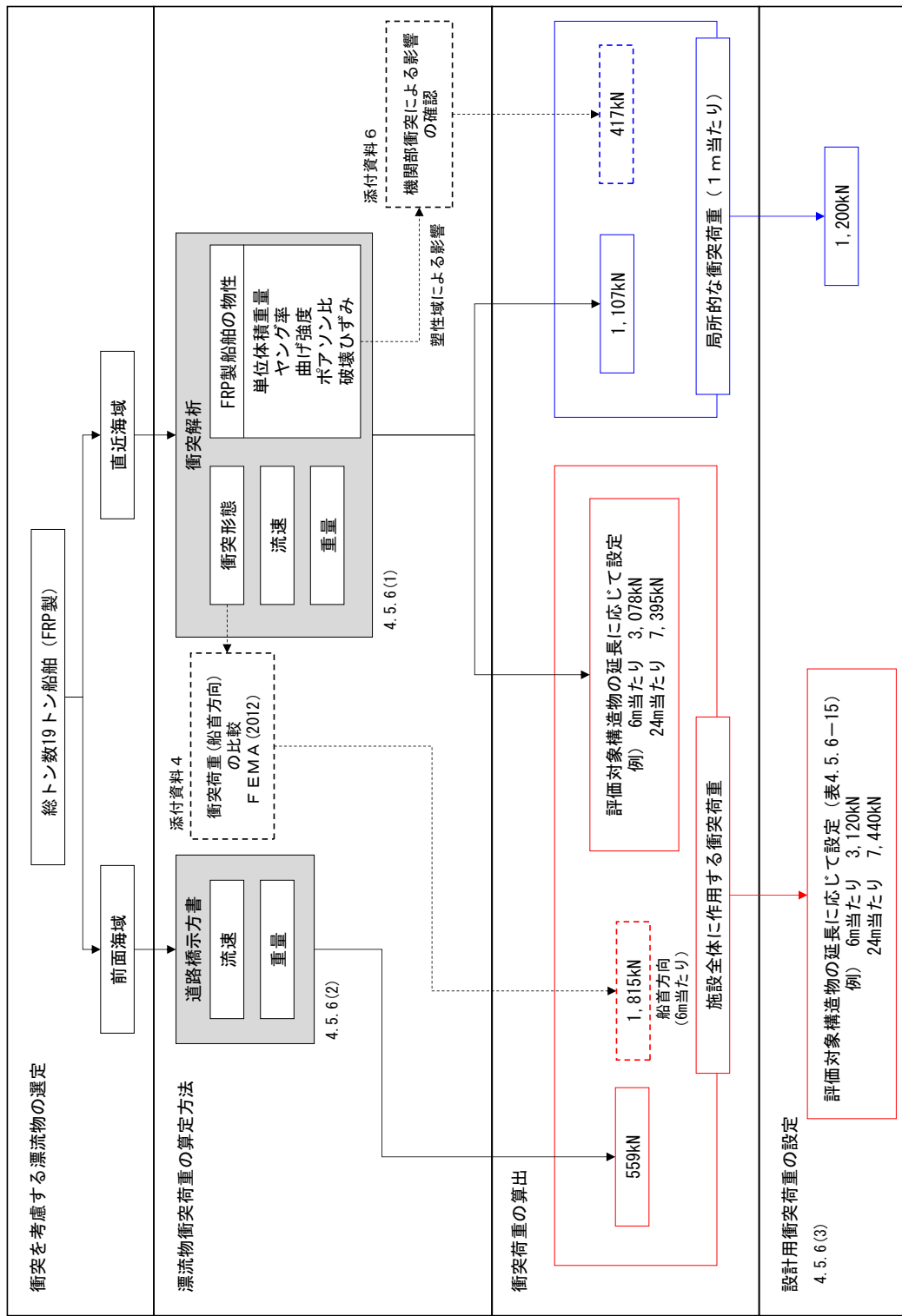


図 4.5.6-41 総トン数 19 トンの漁船における設計用衝突荷重のまとめ

表 4.5.6-16 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)

津波防護施設に考慮する漂流物の選定

1. 概要

津波防護施設に到達すると評価された漂流物において、既往の算定式を用いて漂流物による衝突荷重を比較し、津波防護施設に考慮する漂流物を選定する。

2. 津波防護施設に到達する漂流物

津波防護施設に到達する漂流物一覧を表 1 に示す。

表 1 津波防護施設に到達する漂流物の評価結果

調査対象		到達する漂流物	重量等	考慮する津波*1	到達形態	配置場所
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
		防舷材	約 1t	東縁	浮遊	直近海域
		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

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。

表 1 に記載されている発電所構内の陸域における漂流物のうち、壁材 (ALC 版) においては、がれき化して細分化されること、防舷材においては、ゴム製の外層内に空気を注入している防舷材であり剛性が著しく小さいことから、これらの漂流物による衝突荷重はその他の漂流物による衝突荷重に包絡されると判断した。

したがって、漂流物選定のために実施する、既往の算定式による衝突荷重の比較においては、枕木及び船舶 (作業船・漁船) を対象とする。

また、発電所構外の海域における漂流物のうち、漁船 (500m 以内 (操業)) については、操業区域及び航行の不確かさを考慮して、発電所周辺漁港で最大となる漁船である、総トン数 19 トンの漁船を考慮する。

津波防護施設に考慮する漂流物の選定に当たり、既往の算定式による衝突荷重を比較する漂流物のまとめを表 2 に示す。

表 2 既往の算定式により衝突荷重を算定し比較を行う漂流物

配置場所	考慮する津波*1	漂流物	質量*2	材質
直近海域	東縁	船舶 (総トン数 0.7 トン)	2.1t	FRP
		船舶 (総トン数 3 トン)	9t	
		船舶 (総トン数 19 トン)	57t	
		枕木	12kg	
	海域	船舶 (総トン数 0.7 トン)	2.1t	FRP
		船舶 (総トン数 3 トン)	9t	
		船舶 (総トン数 10 トン)	30t	
		船舶 (総トン数 19 トン)	57t	
前面海域	東縁	船舶 (総トン数 19 トン)	57t	FRP
	海域	船舶 (総トン数 19 トン)	57t	FRP

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。

注記*2: 漁船及び作業船の質量は, 「津波漂流物対策施設設計ガイドライン(2014)」に「漁船の排水トン数は総トン数のほぼ3倍として良い」と記載があり, 排水トン数は質量と同意義であるため, 総トン数の3倍の値を採用する。

3. 既往の算定式による衝突荷重の算定

津波防護施設に考慮する漂流物の選定に当たり, 漂流物による既往の荷重算定式の整理一覧を表 3, 漂流物による衝突荷重算定方法の整理を表 4 に示す。

表 3 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	松富 (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。 $F_m = 1.6 C_{MA} \{V_{Ao}/(gD)\}^{0.5} \{1/2(\sigma_f \gamma L)\}^{0.4} (\rho D^2 L)$ F_m : 衝突力, C_{MA} : 見かけの質量係数, V_{Ao} : 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 ・物理模型実験及び空中衝突実験において、流木(植生林ではない丸太)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。 $F_H = SC_{MA} \{V_H/g\}^{0.5} D^{0.25} \rho^{0.25} \{2.5\}^{2.5} (GM)$ F_H : 漂流物の衝突力, S : 係数 (5.0), C_{MA} : 見かけの質量係数, V_H : 段波速度, D : 漂流物の代表高さ, L : 漂流物の代表長さ, M : 漂流物の質量, g : 重力加速度 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。	「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	$P = 0.1 W v$ 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 : 衝突エネルギーが消費される (1/4点衝突) 場合 $E = E' = \frac{WV^2}{(4g)}$ 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	「漁港・漁場の施設の設計の手引」(2003)に記載されている、接岸エネルギーの算定式に対して、接岸速度を漂流物速度とすることで、衝突エネルギーを算定できる。 漁船の他、車両・流木・コンテナの衝突エネルギーに対して、支柱及び漂流物捕捉スクリーンの変形でエネルギーを吸収させることにより、漂流物の進入を防ぐための津波漂流物対策施設の設計に適用される式である。
5	FEMA (2012)	流木 コンテナ	$F_I = 1.3 u_{max} \sqrt{km(1+c)}$ F_I : 衝突力, u_{max} : 最大流速, m : 漂流物の質量, c : 付加質量係数, k : 漂流物の有効剛性	「運動方程式に基づく衝突力方程式」 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面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、実現象を再現するような軸剛性を適切に定める必要がある。
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。 $F_m = 2 \rho_w \eta_m B_c V_x^2 + (WV \times gdt)$ F_m : 漂流衝突力, dt : 衝突時間, η_m : 最大遡上水位, 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1/75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, 遡上流速: 1.0m/s以下, 材質: アクリル 被衝突体の直近のエプロン上にコンテナを設置して衝突力を求めた算定式である。衝突体と水塊が一体となって衝突し、衝突前の運動量が全て力積として作用するものとして考えた算定式であり、右辺の第1項は付加質量による荷重を表している。
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。 $F = \gamma_p x^{\frac{2}{5}} \left(\frac{5}{4} m \right)^{\frac{3}{5}}, x = \frac{4\sqrt{a}}{3\pi k_1 + k_2}, k = \frac{(1-v^2)}{\pi E}, m = \frac{m_1 m_2}{m_1 + m_2}$ 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, v : ポアソン比, m : 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松富(1999)」にならない、上式において $m=C_{MA}m$ (C_{MA} : 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。	「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1.2m, 高さ0.52m, 幅0.49m, 衝突速度: 1.0~2.5m/s程度, 材質: 鋼製 物理模型実験では、コンテナを被衝突体の全面1.2m(現地換算6.05m)に設置して衝突力を求めた算定式である。

- 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 Evacuation 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

表 4 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、弾性設計における適用は困難であると判断する。
5	FEMA (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。

表 3 及び表 4 の整理結果を基に、各漂流物による衝突荷重の比較結果のまとめを表 5 に示す。漂流物による衝突荷重は、対象となる漂流物の初期配置の適用性を考慮して、既往の算定式を選定する。

【船舶】

船舶の初期配置は、直近海域又は前面海域となる。表 4 より、既往の算定式の適用性を考慮して、初期配置が直近海域の場合は、「F E M A (2012)」、初期配置が前面海域の場合は、「道路橋示方書 (2002)」により衝突荷重を算定して比較する。

なお、F E M A (2012) による衝突荷重の算定に当たっては、衝突物の軸剛性を設定する必要があり、船舶の船首方向における軸剛性は、添付資料 4 に記載のとおり「構造物の衝撃挙動と設計法 ((社)土木学会, 1994)」を基に設定が可能である。この軸剛性は、総トン数が大きくなると船体寸法、板厚及び質量が大きくなることで軸剛性も大きくなるが、本検討においては、安全側に総トン数 19 トンにおける船首方向の軸剛性 ($1.71 \times 10^5 \text{N/m}$) を船舶の代表値として設定する。

【枕木】

枕木の初期配置は、直近陸域となる。表 4 より、既往の算定式の適用性を考慮して、「松富 (1999)」、「F E M A (2012)」及び「有川ほか (2007, 2010)」により衝突荷重を算定して比較する。

表 5 漂流物による衝突荷重の比較結果のまとめ

考慮する津波	配置場所*1	漂流物	質量	衝突荷重 (kN)	算定式	衝突速度 (m/s)
東縁	直近海域	船舶 (総トン数 0.7 トン)	2.1t	348*2	F E M A (2012)	10.0
		船舶 (総トン数 3 トン)	9t	721*2		
		船舶 (総トン数 19 トン)	57t	1,815		
		枕木	12 kg	158	松富(1999)	
				133	有川ほか (2007, 2010)	
	99			F E M A (2012)		
	前面海域	船舶 (総トン数 19 トン)	57t	559	道路橋示方書 (2002)	
海域	直近海域	船舶 (総トン数 0.7 トン)	2.1t	209*2	F E M A (2012)	6.0
		船舶 (総トン数 3 トン)	9t	433*2		
		船舶 (総トン数 10 トン)	30t	790*2		
		船舶 (総トン数 19 トン)	57t	1,089		
	前面海域	船舶 (総トン数 19 トン)	57t	336	道路橋示方書 (2002)	

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: 衝突荷重の算定に当たり, 最大となる総トン数 19 トンの船首方向の軸剛性を用いているため, 各船舶の総トン数に応じた衝突荷重に対して安全側の値となっている。

4. 津波防護施設に考慮する漂流物の選定結果

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）及び漁船（総トン数 0.7 トン及び 3 トン）、壁材（ALC版）、防舷材（約 1t）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を考慮して、総トン数 19 トンの漁船を考慮する。これらのうち、既往の算定式を用いて漂流物による衝突荷重を比較した結果より、総トン数 19 トンの漁船を初期配置が直近海域における漂流物として評価する。なお、初期配置が直近海域において対象となる漂流物のうち、壁材（ALC版）においては、がれき化して細分化されること、防舷材においては、ゴム製の外層内に空気を注入している防舷材であり剛性が著しく小さいことから、これらの漂流物による衝突荷重はその他の漂流物による衝突荷重に包絡されると判断した。

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、船舶（総トン数 19 トン）を評価する。

以上より、津波防護施設に考慮する漂流物の選定に当たり、対象漂流物となる枕木及び船舶（作業船・漁船）において、対象漂流物の初期配置、重量等及び材質を踏まえた適用性を考慮し、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船舶（総トン数 19 トン）を津波防護施設に考慮する漂流物として選定する。

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。

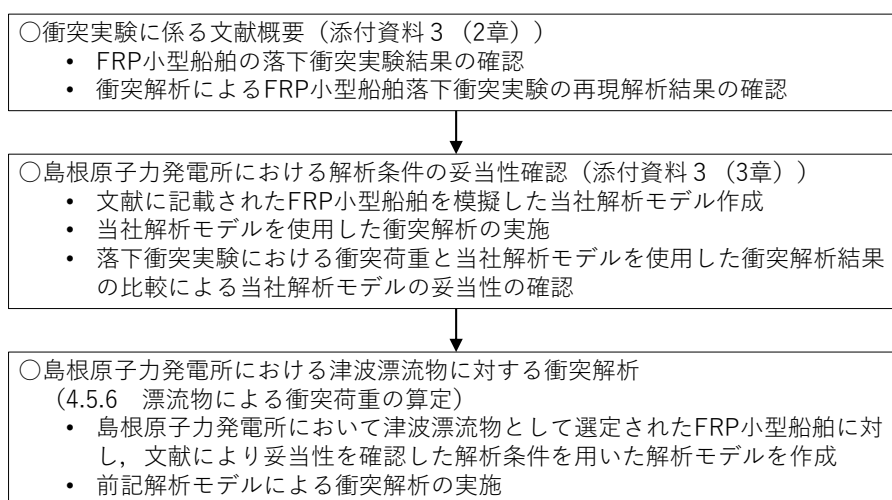


図1-1 衝突解析による衝突荷重の妥当性検討フロー

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:2,500mm×2,500mm)




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。

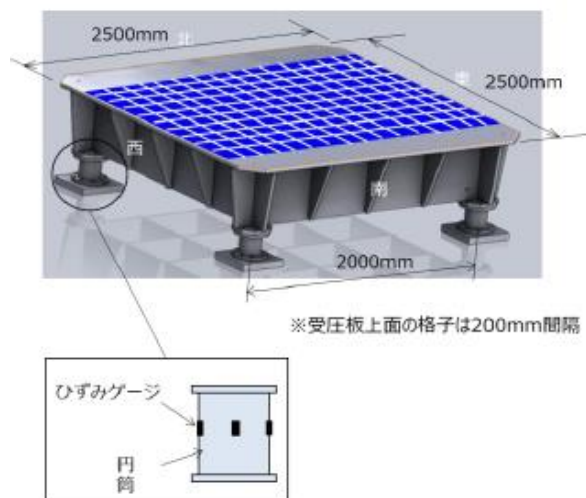


図 2-2 受圧板の構造及びひずみゲージの設置状況
(「豊田ほか (2022)」より引用)

(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。

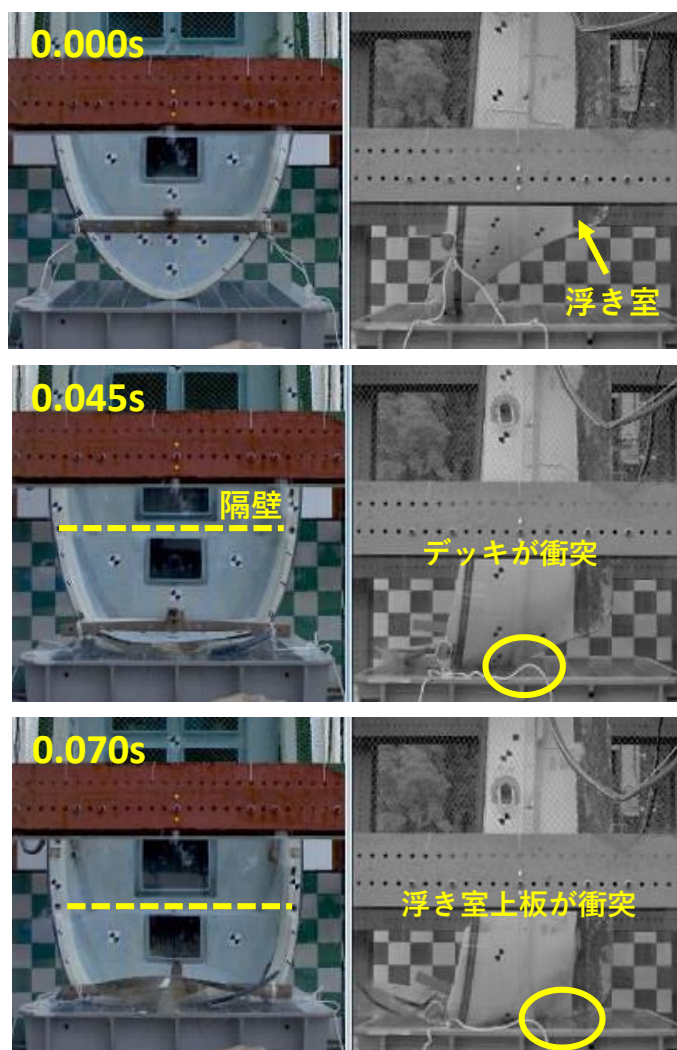


図 2-3 (1) 衝突実験における衝突状況（「豊田ほか（2022）」に一部加筆）

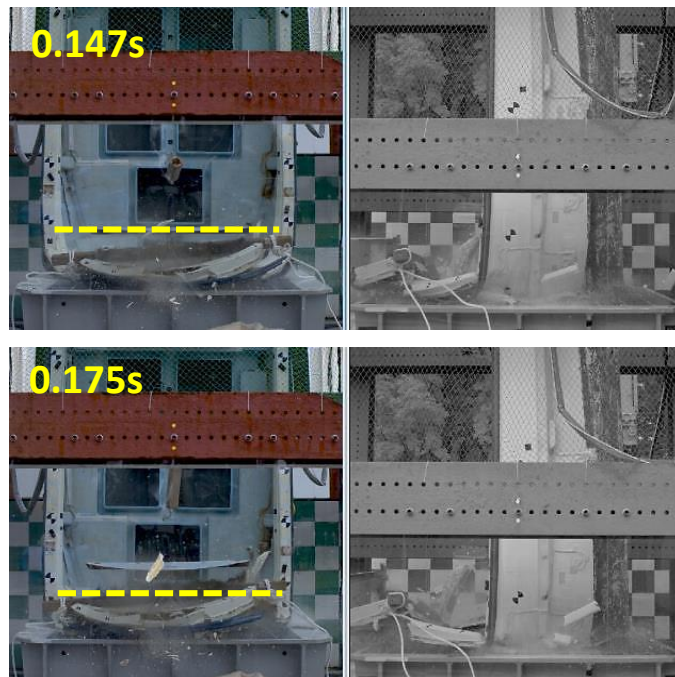


図 2-3 (2) 衝突実験における衝突状況 (「豊田ほか (2022)」に一部加筆)

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。

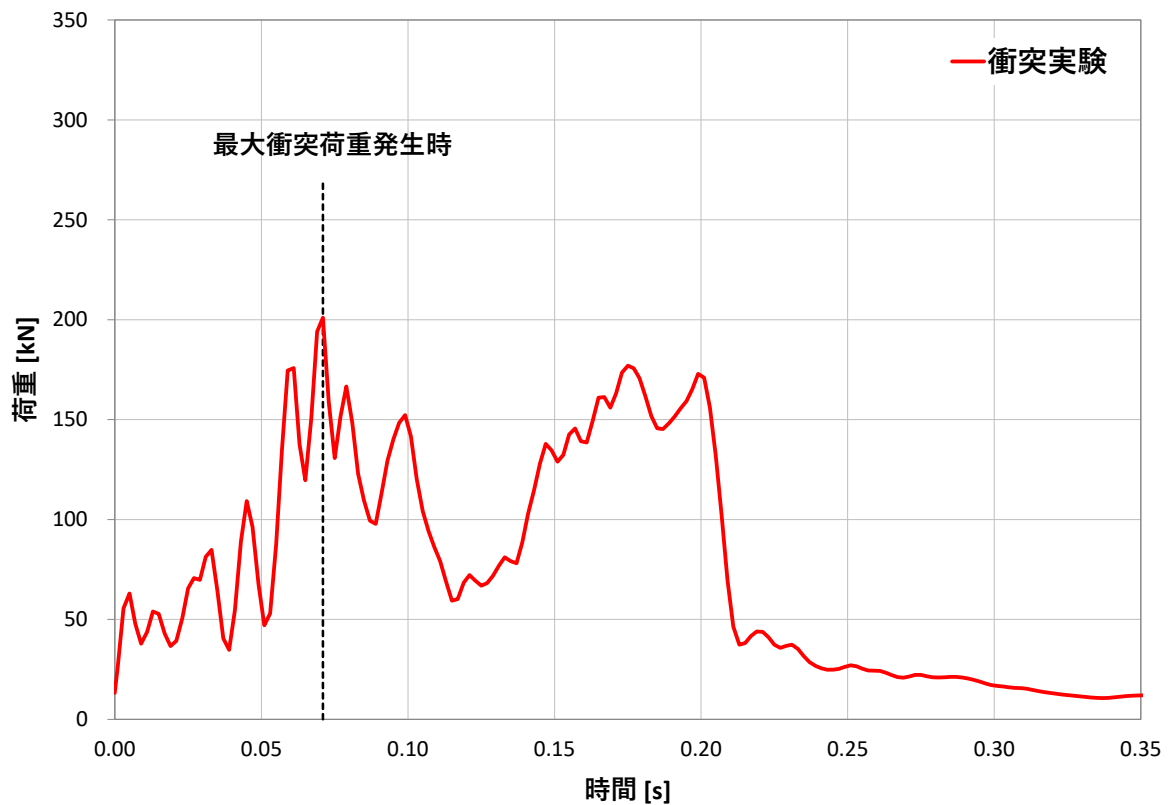


図 2-4 衝突実験による衝突荷重時刻歴
（「豊田ほか (2022)」を基に作成）

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 (ASTM D7264 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っているとされている。

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	

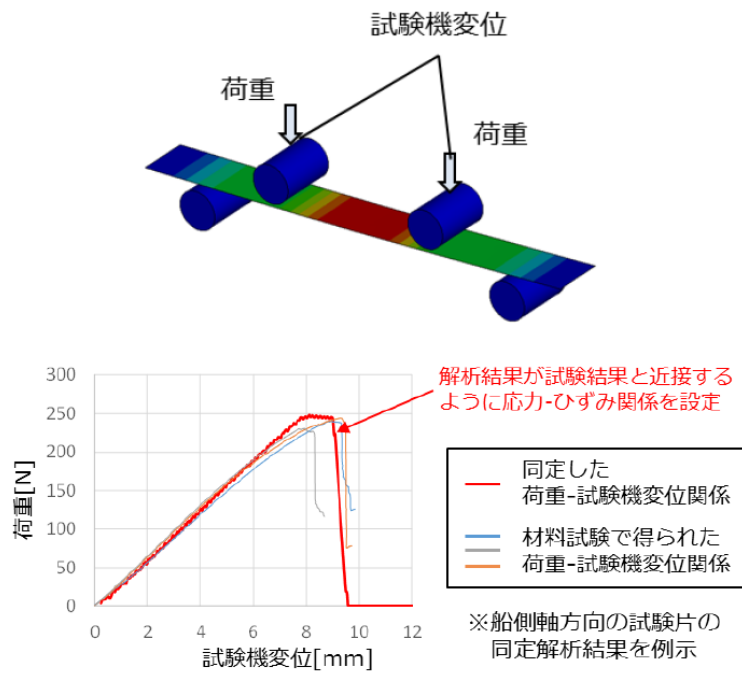


図 2-5 破壊ひずみの同定解析の概要（「豊田ほか（2022）」より引用）

(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

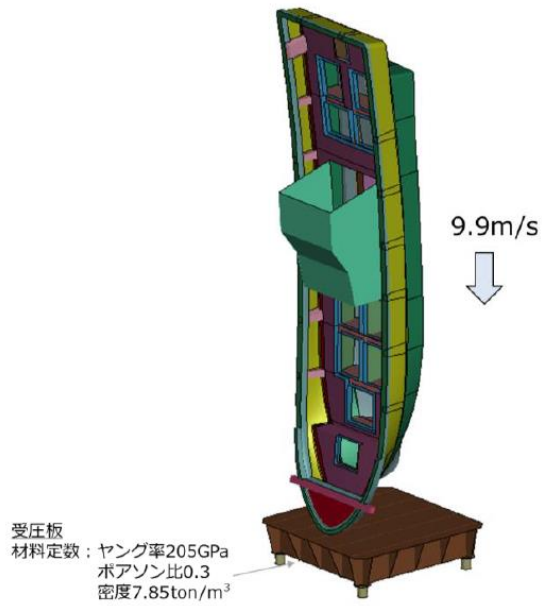


図 2-6 衝突モデル（「豊田ほか（2022）」より引用）

(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。

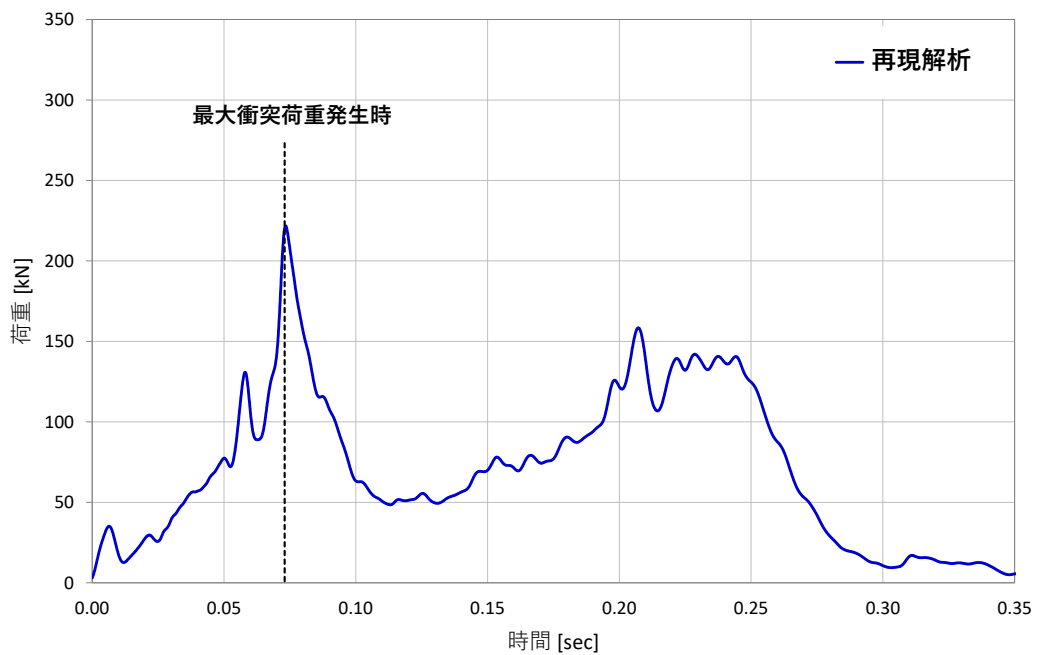


図 2-7 再現解析による衝突荷重時刻歴
（「豊田ほか（2022）」を基に作成）

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。

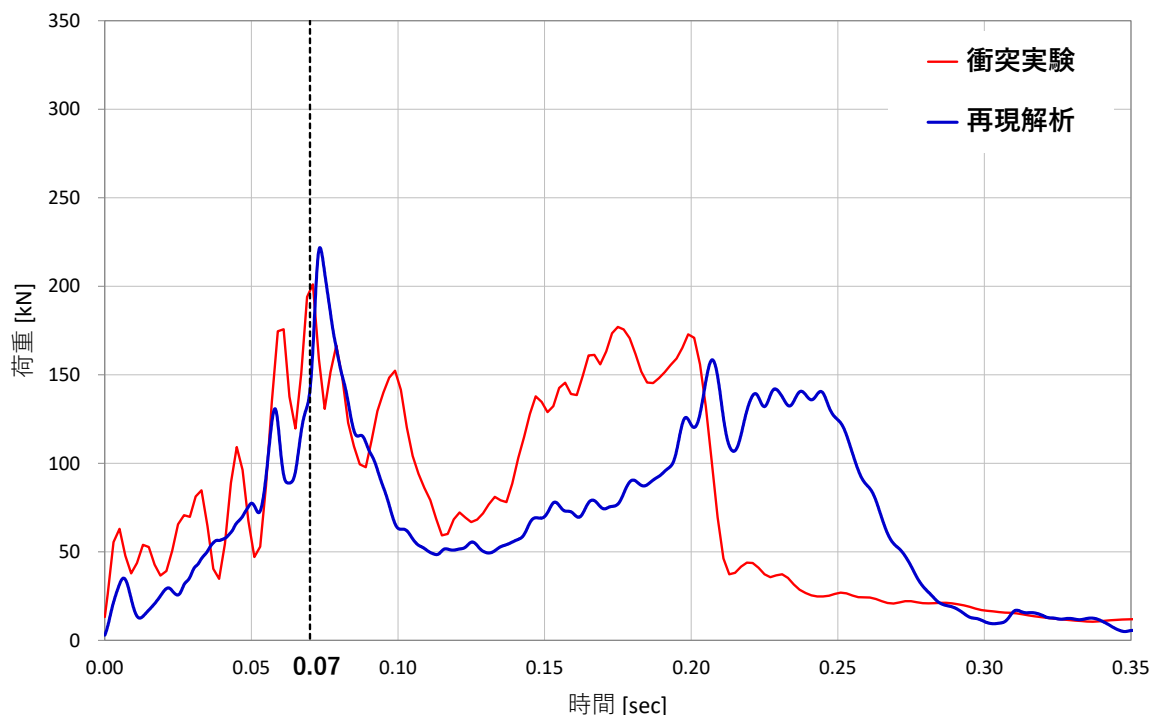


図 2-8 「豊田ほか（2022）」による衝突荷重時刻歴
（「豊田ほか（2022）」を基に作成）

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

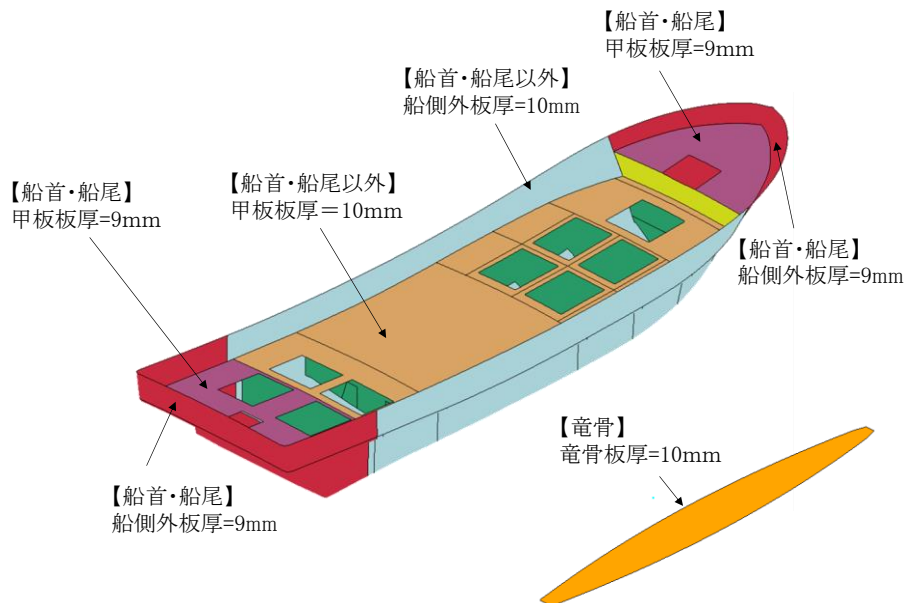


図 3-1 実験船を模擬した当社解析モデルの船体板厚

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】
		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	○	
	「強化プラスチック船規則検査要領(日本海事協会, 2018年)」	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

F R P 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。

F R P の破壊機構として、「強化プラスチック船規則解説(1978)」では、「F R P 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 F R P (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」, 「F R P 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「F R P 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、F R P 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、F R P 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 F R P (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、F R P 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。

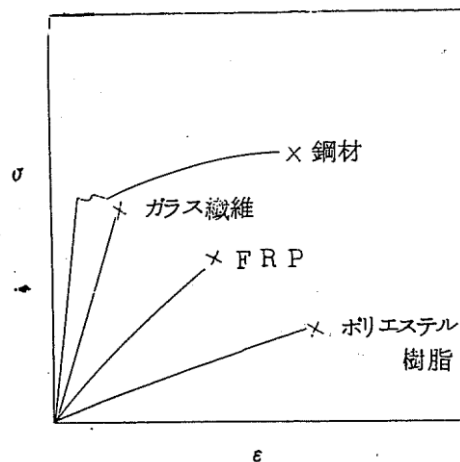


図 3-2 F R P 他の応力-ひずみ曲線

(「F R P 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。

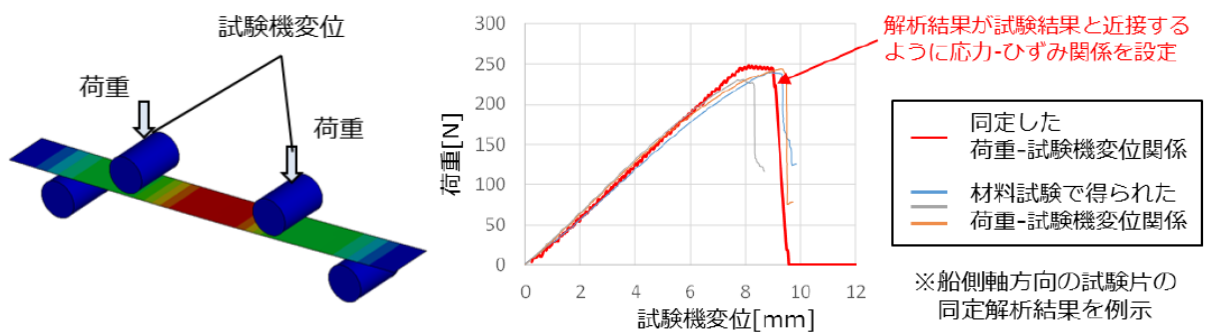


図 3-3 破壊ひずみの同定解析の概要（「豊田ほか（2022）」より引用）

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。

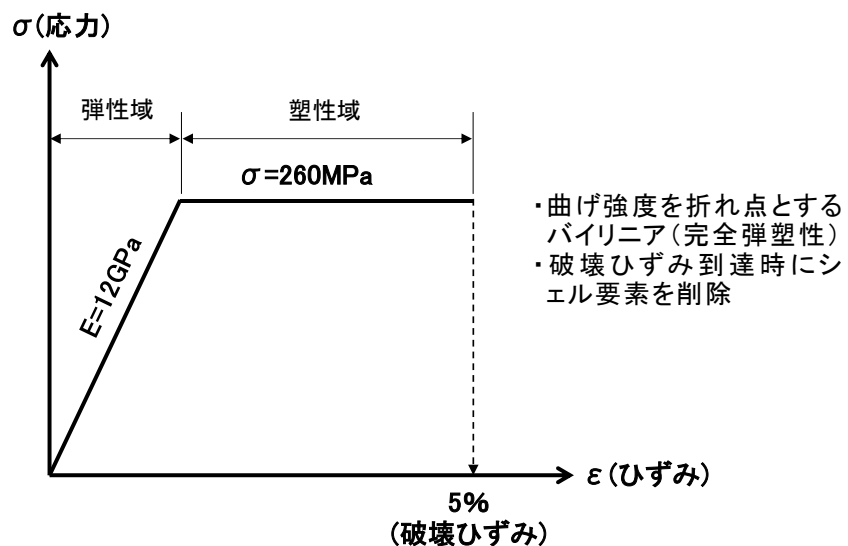


図3-4 応力-ひずみ関係

(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

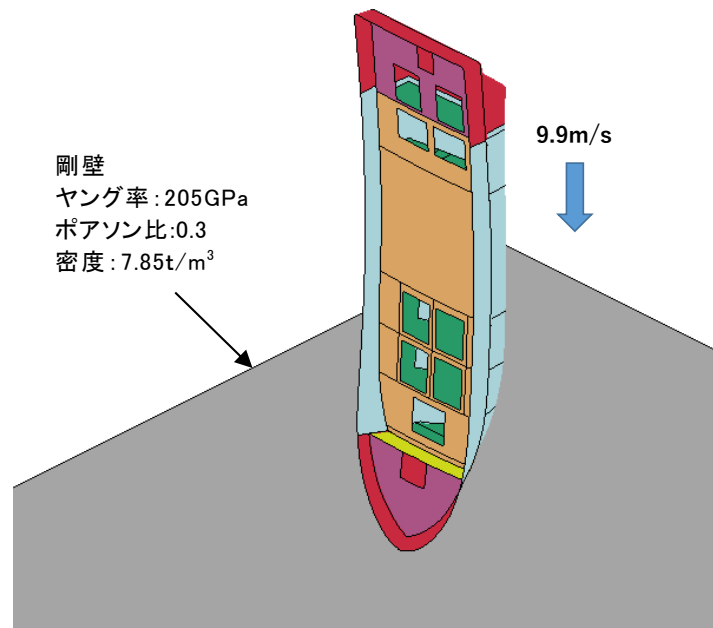


図 3-5 衝突モデル

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。

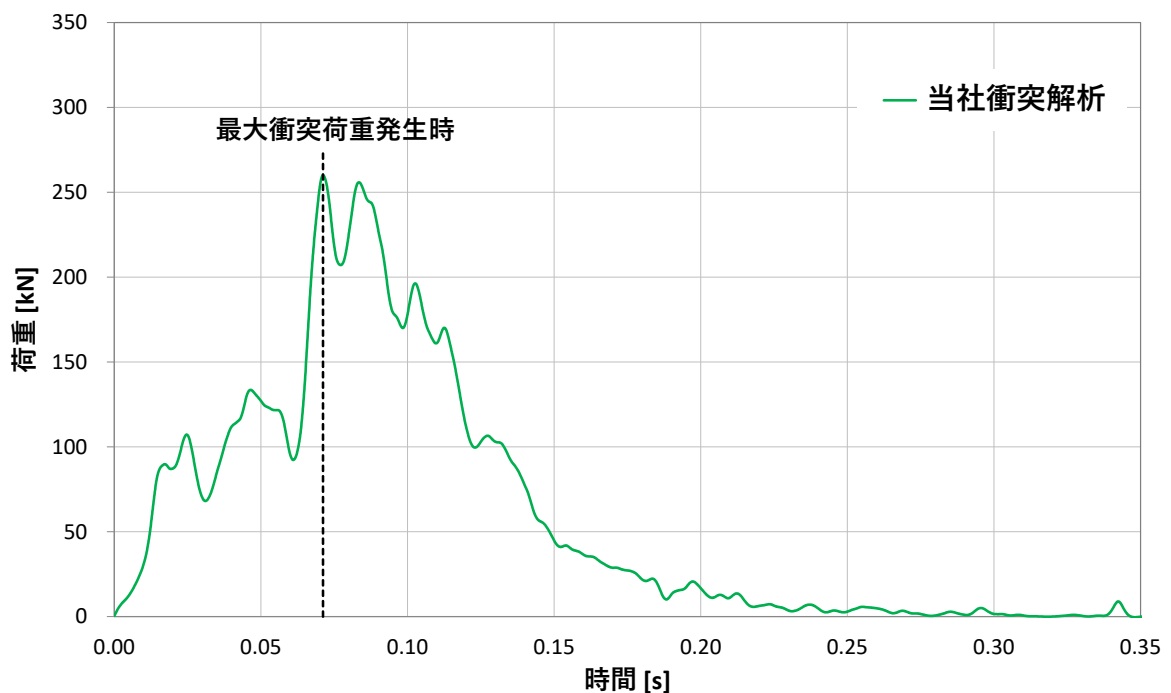


図 3-6 当社衝突解析の衝突荷重時刻歴

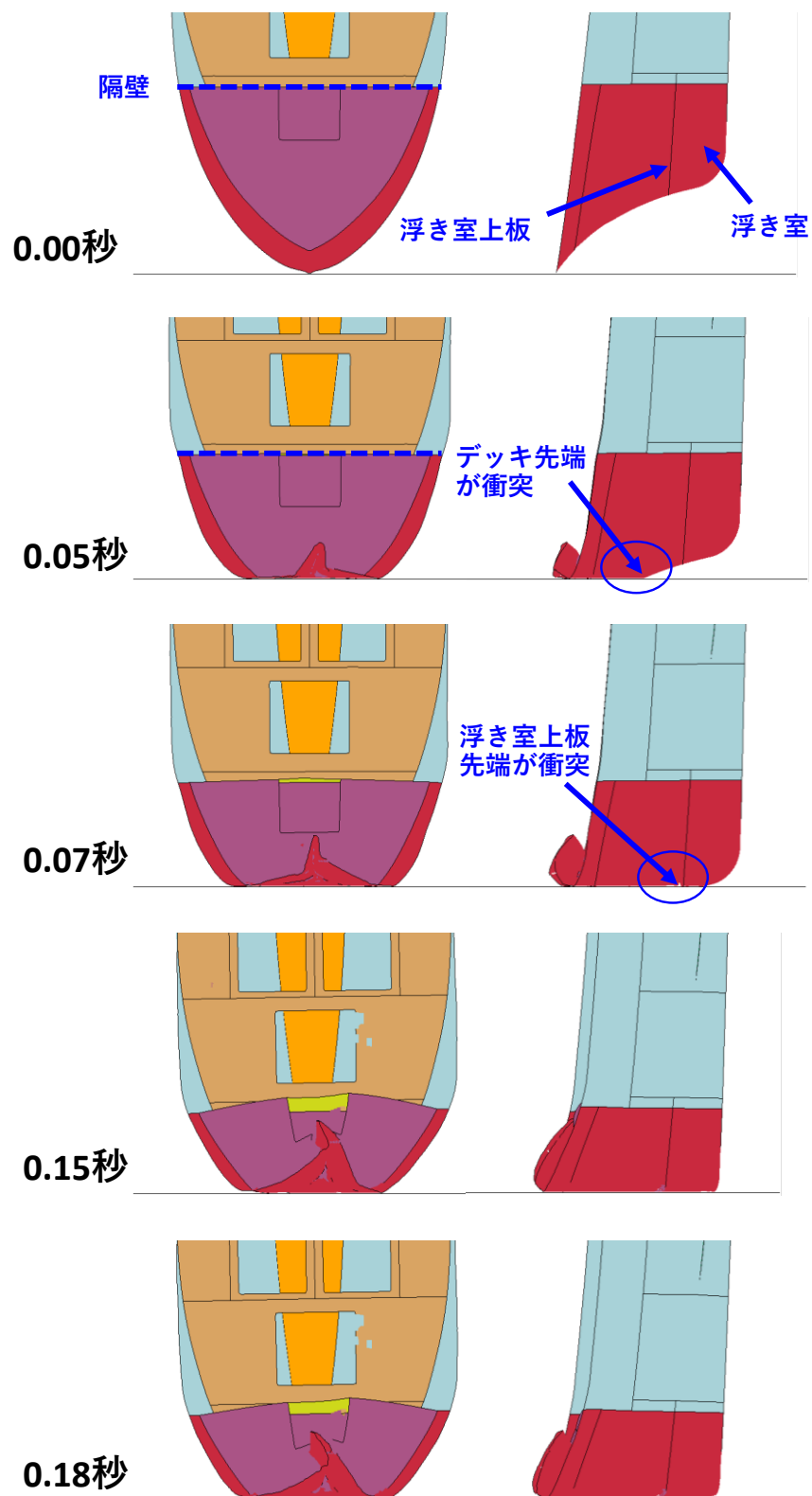


図 3-7 当社衝突解析における船体の衝突状況

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。

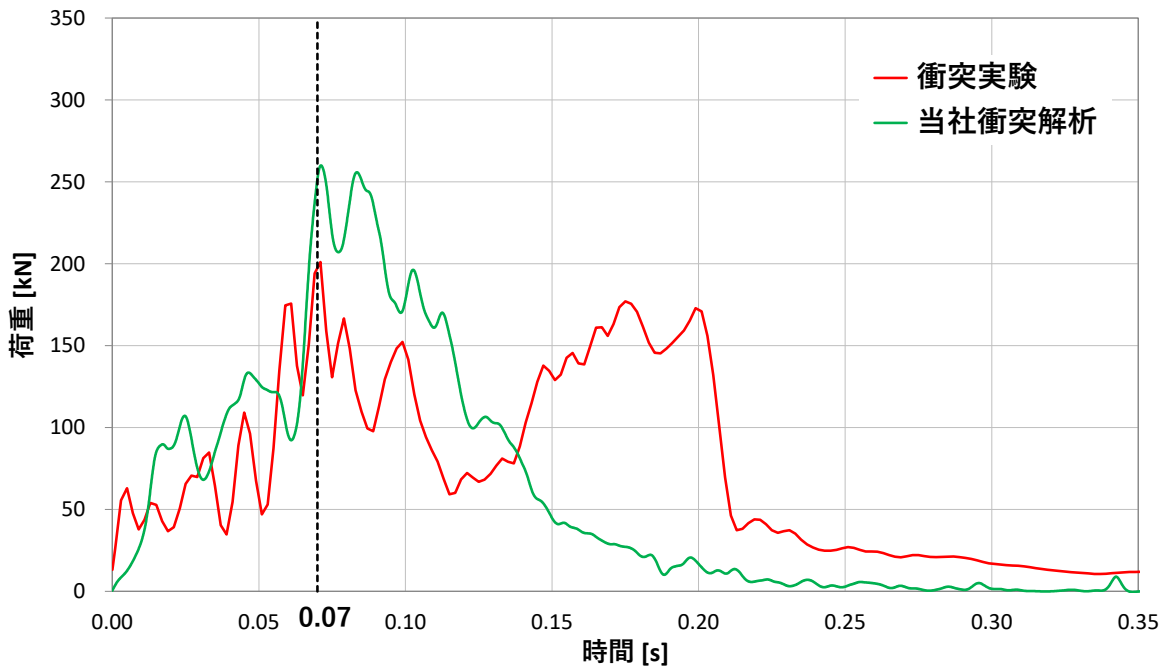


図 3-8 衝突実験と当社衝突解析の衝突荷重時刻歴
 (衝突実験：「豊田ほか (2022)」を基に作成)

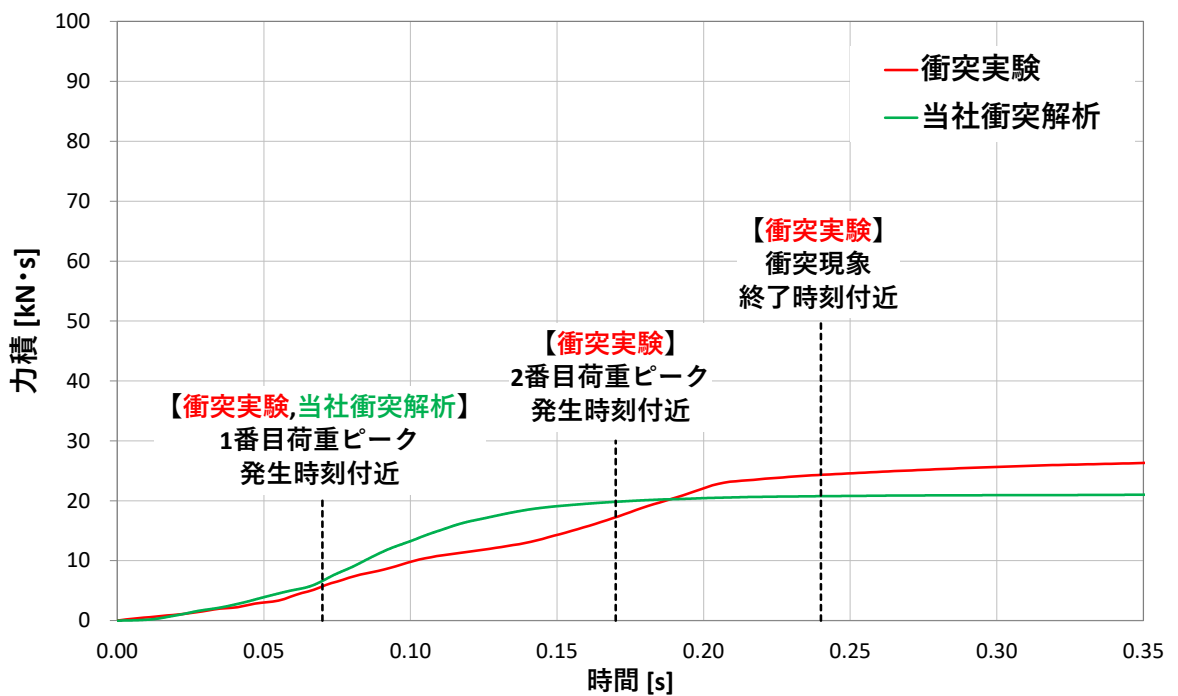


図 3-9 衝突実験と当社衝突解析の力積時刻歴
 (衝突実験：「豊田ほか (2022)」を基に作成)

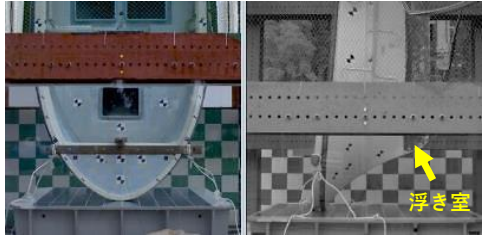
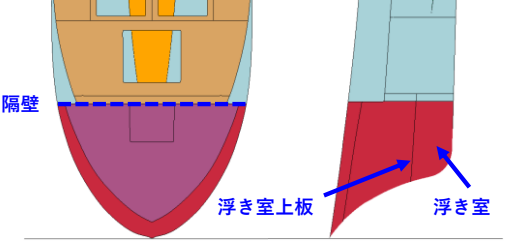
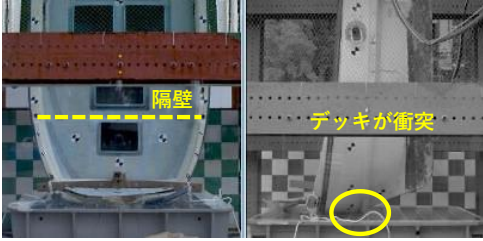
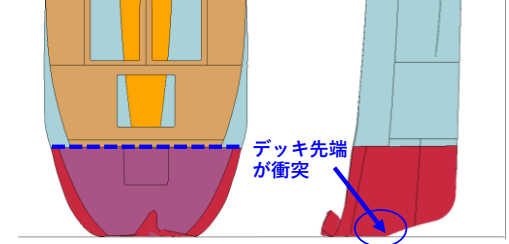

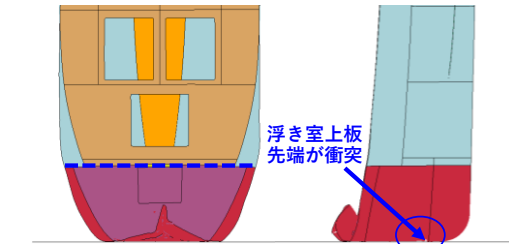
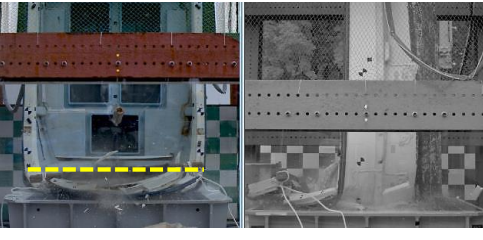
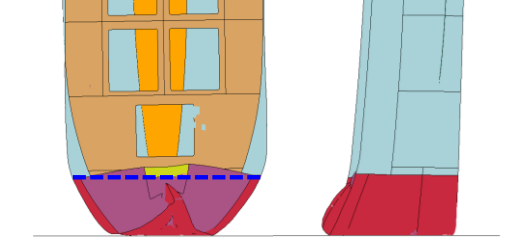
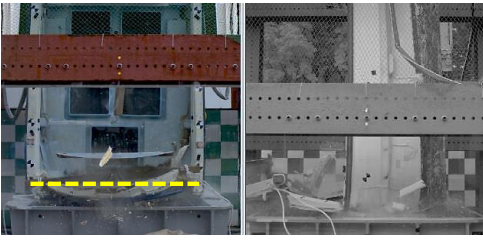
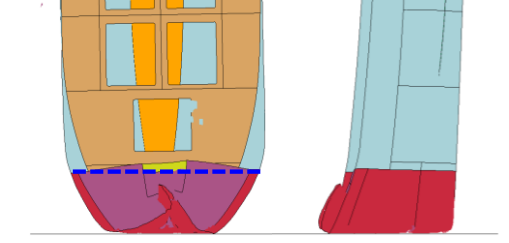
衝突時刻	衝突実験	当社用衝突解析
0.00秒		
0.05秒		
0.07秒		
0.15秒		
0.18秒		

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)

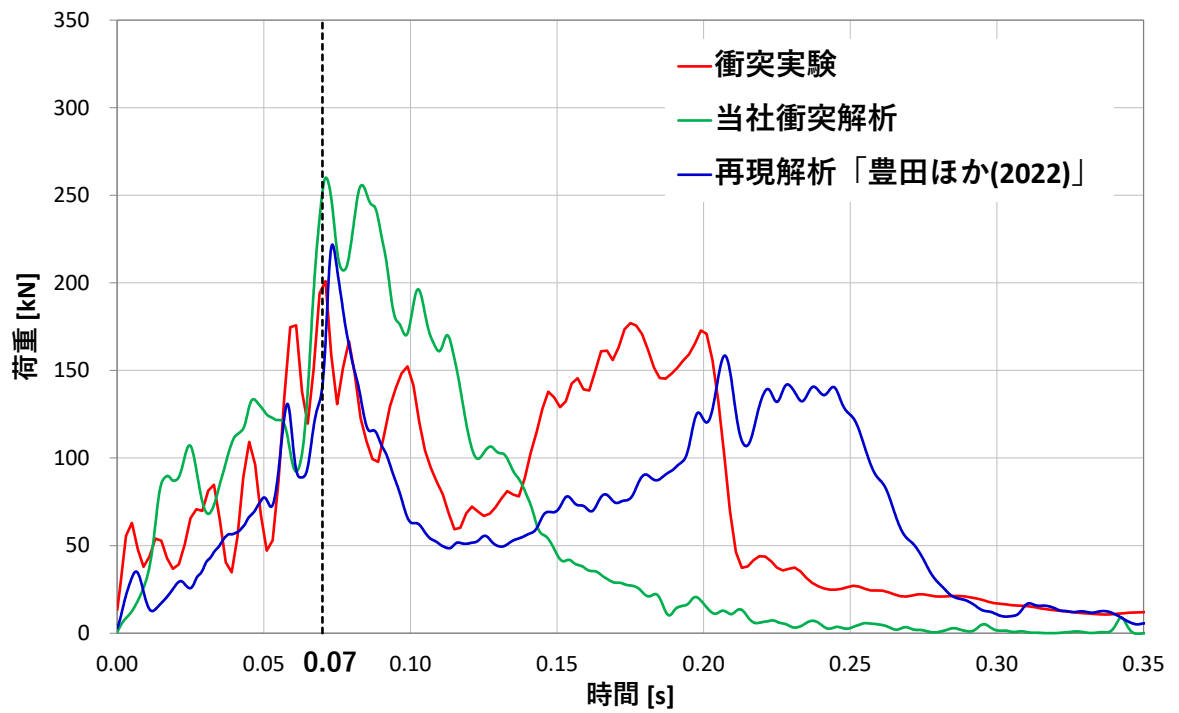


図 3-11 衝突実験，再現解析及び当社衝突解析の衝突荷重時刻歴
 (衝突実験，再現解析：「豊田ほか (2022)」を基に作成)

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。

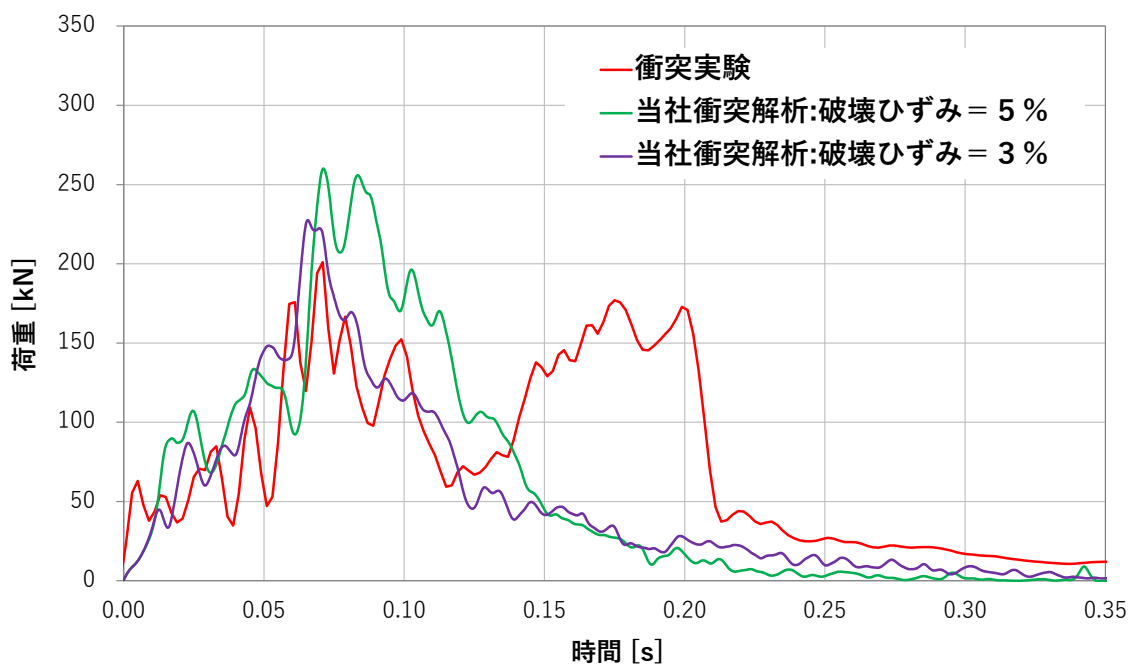


図3-12 破壊ひずみの感度分析による荷重時刻歴の比較

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、「建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

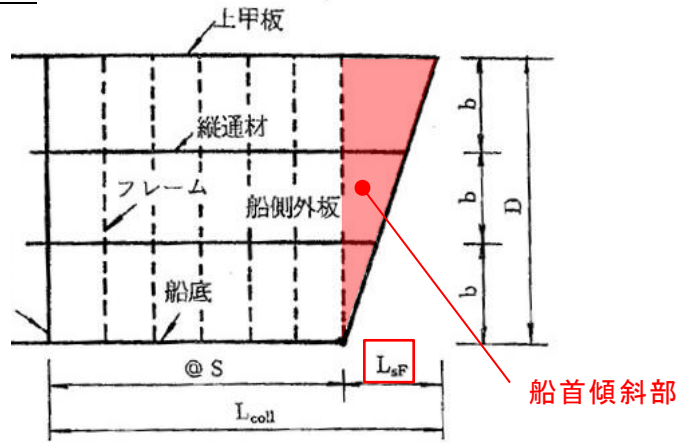
被衝突物は鉄筋コンクリート造又は鋼製であり、F R P 製船舶に対して剛性、強度及び座屈強度が大きいと考えられる。

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建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建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。

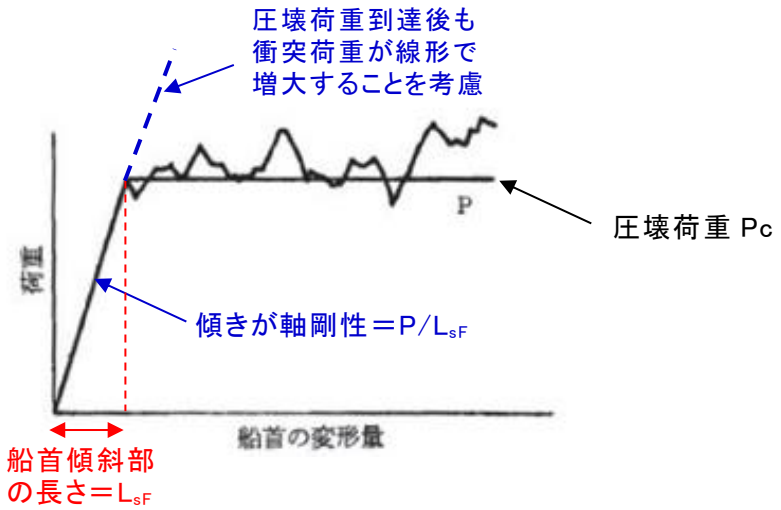
船舶の衝突初期は、船首が傾斜しているため接触面が小さく、圧壊が進むに従って荷重（反力）がほぼ直線的に増加する。船舶の破壊が進み、船首傾斜部破壊後に船体面（隔壁等）が建造物に接触すると、その後の荷重はほぼ一定値に達する。この時の荷重は、船首側からの圧壊による座屈荷重とほぼ同等と判断できるとされている。

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

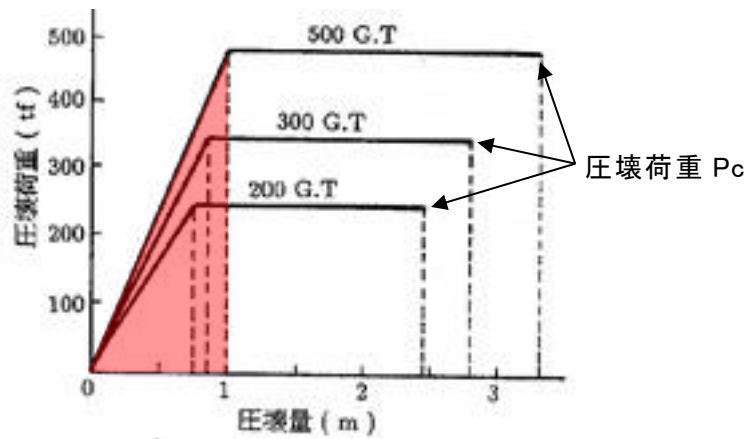


図 2-1 荷重と船首の変形量及び圧壊荷重と圧壊量
 (「土木学会 (1994)」に一部加筆)

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。

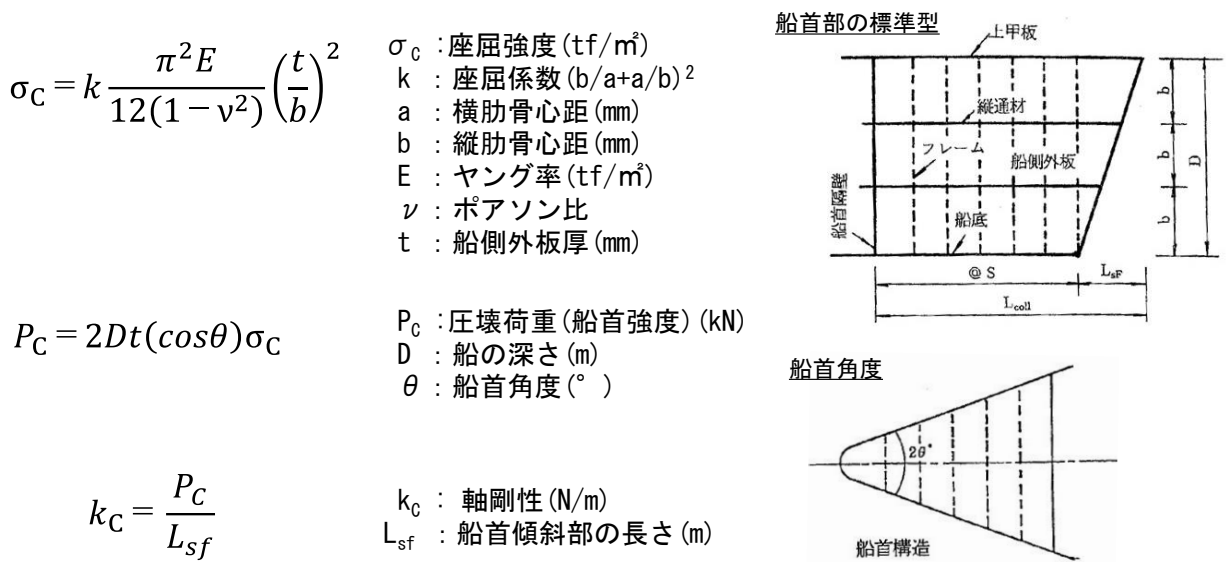


図 3-1 「土木学会(1994)」を用いた軸剛性 k_C の算定方法

(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 = 2.1×10^7 tf/m²
- ν : ポアソン比 = 0.3
- σ_y : 鋼材の降伏点応力 2,400 kgf/cm²

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 $L_{sf} = 0.25D$ 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

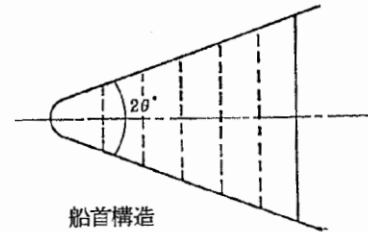


図 3.5 船首角度

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.
総トン数	G. I.	—	トン	500	1000	2000	4000
船舶長さ	L	—	m	50.0	63.0	80.0	100.0
船舶深さ	D	= 0.08 × L	m	4.00	5.04	6.40	8.00
船側外板厚	t	= 0.82√L + 2.5	mm	8.300	9.009	9.834	10.700
縦肋骨心距	a	= 450 + 2L	mm	550	576	610	650
横肋骨心距	b	= 550 + 2L	mm	650	676	710	750
船首角度	2θ	文献記載の最大値と最小値の2ケース実施	°	70	70	70	35
船首傾斜長さ	L _{sf}	= 0.25 × D	m	1.00	1.26	1.60	2.00
ヤング率 (曲げ弾性率)	E	—	tf/m ²	2.10 × 10 ⁷	2.10 × 10 ⁷	2.10 × 10 ⁷	2.10 × 10 ⁷
ポアソン比	ν	—	—	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	7,904	10,091	15,069
軸剛性(船首部)	k _C	*3	N/m	6.79 × 10 ⁵	7.90 × 10 ⁵	8.01 × 10 ⁵	9.33 × 10 ⁵
		甲斐田・木原(2017)文献記載値		5.10 × 10 ⁵	6.40 × 10 ⁵	8.20 × 10 ⁵	1.09 × 10 ⁷

*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

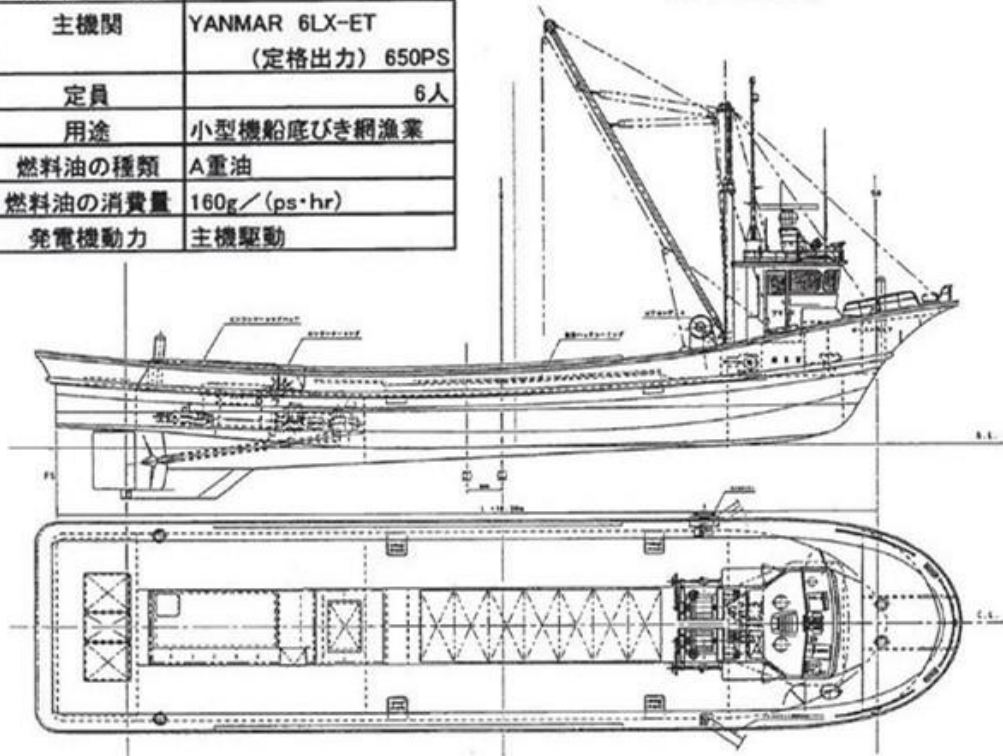


図-2.1 アルミ合金漁船の一般配置図



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

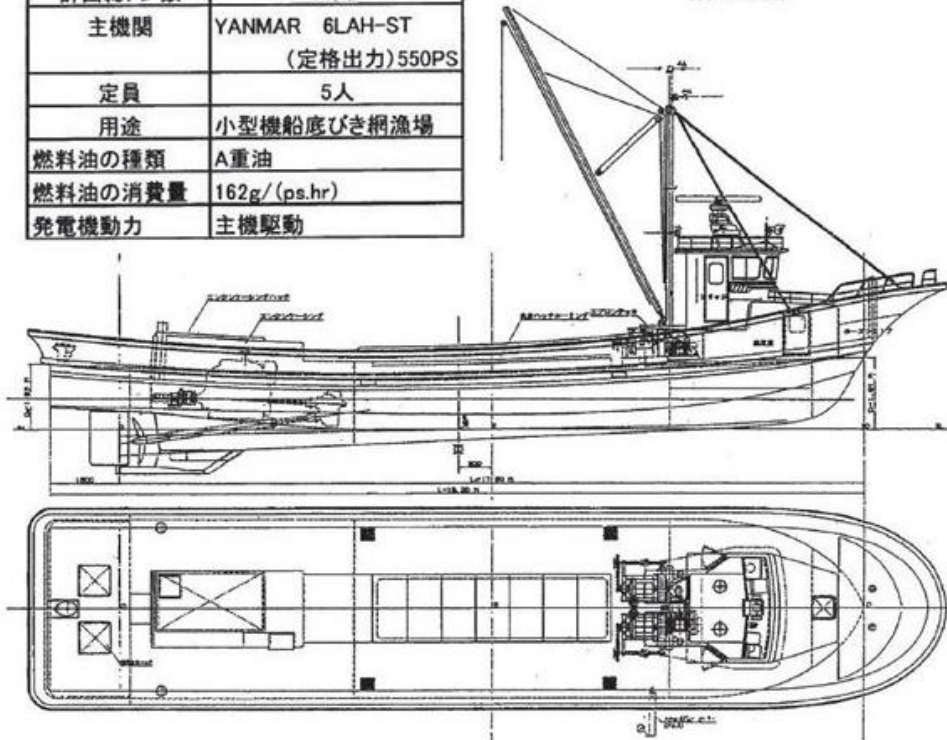


図-2.4 FRP漁船の一般配置図

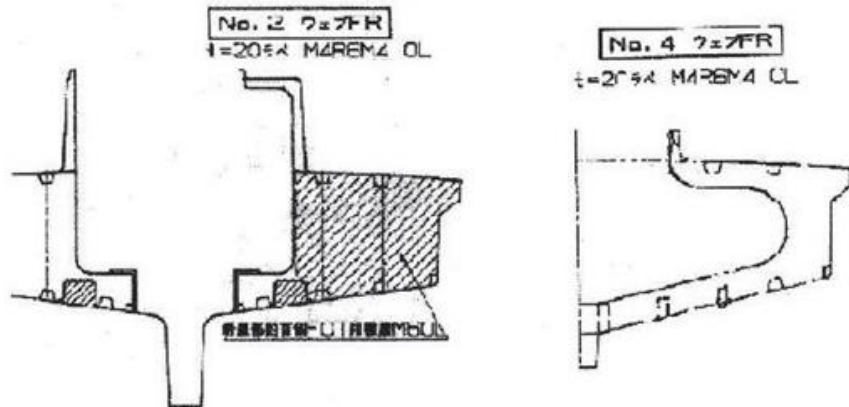


図-2.5 FRP漁船の横断面図

図 4-2 総トン数 14 トンのFRP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成形されるため、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）」でも同様の特徴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。

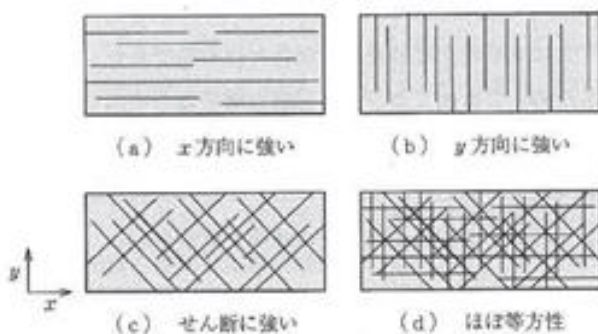


図 4-3 FRP の材料異方性

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

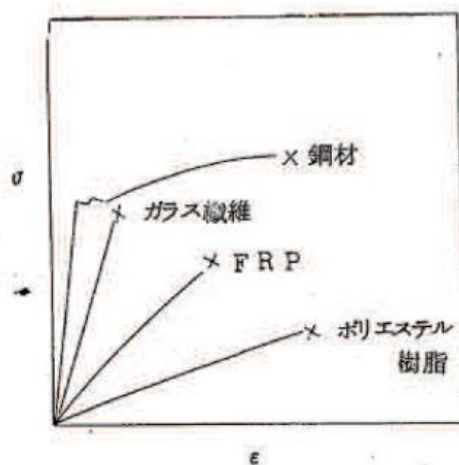


図 4-4 FRP の応力-ひずみ関係

（「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。

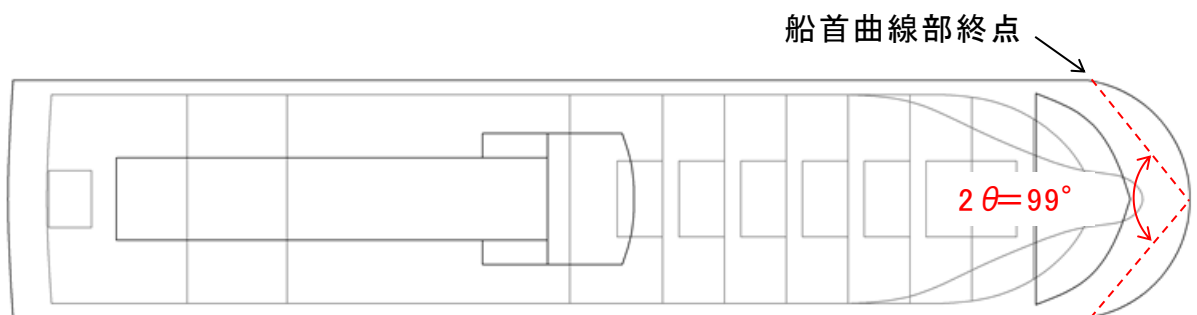


図5-1 船首角度 θ の設定箇所

・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。

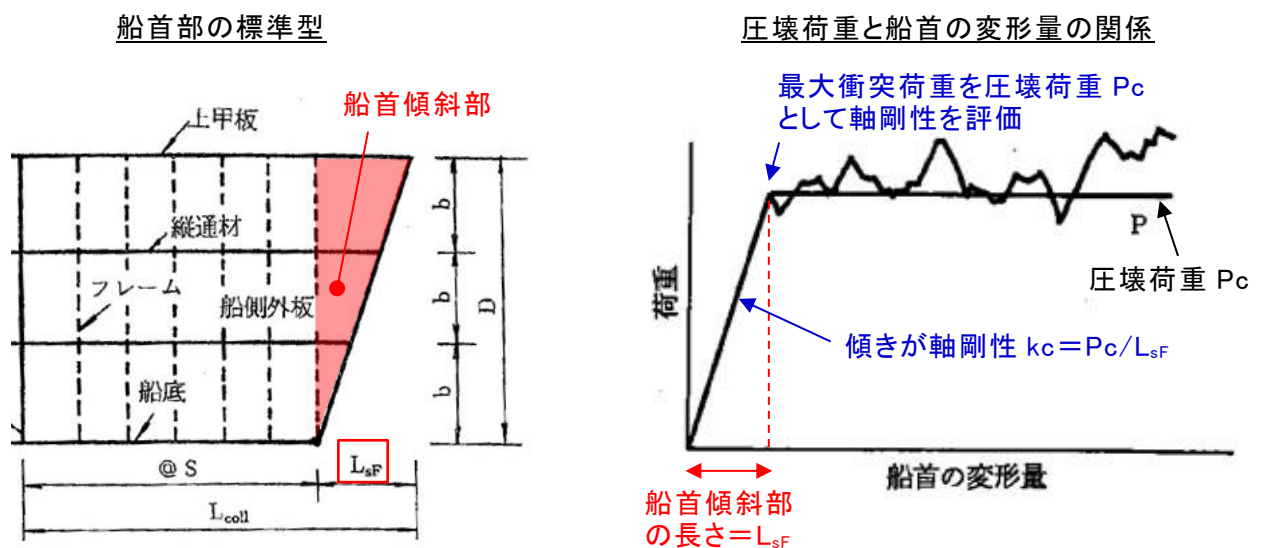


図 5-2 船首部の標準型及び圧壊荷重と船首の変形量
(「土木学会 (1994)」に一部加筆)

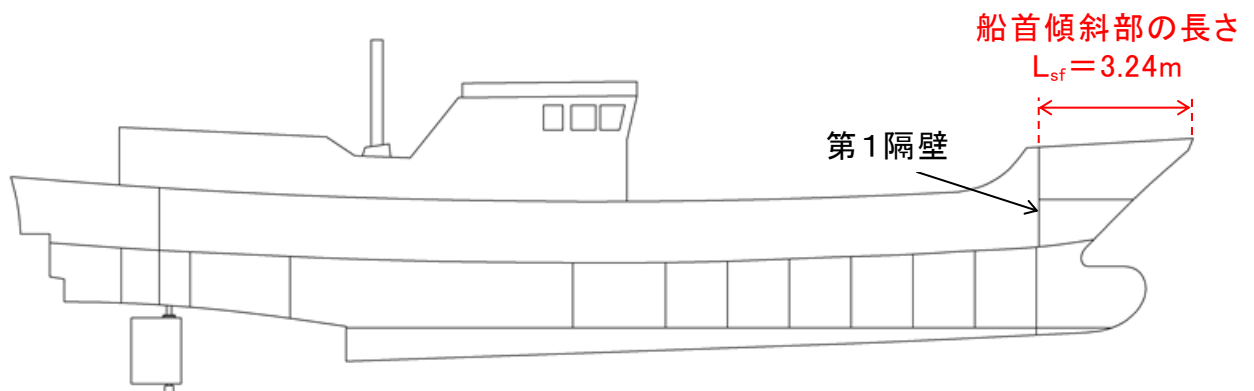


図 5-3 船首傾斜部の長さの設定箇所

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。

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

1. 建築物荷重指針・同解説（2015）で示されている三角波の例

建築物荷重指針・同解説（2015）によれば，衝突荷重の算定方針として，「衝突実験データが得られている場合は，その衝突荷重の時刻歴の最大値を静的設計荷重として与える。衝突実験データが得られていない場合は，衝突シミュレーション解析またはエネルギー論的手法により衝突荷重の時刻歴を求め，力積を等しくした三角波として近似し，その三角波の最大値を静的設計荷重として与える。」とされており，衝突シミュレーション解析の時刻歴から三角波を設定している例を図 1-1 に示す。

また，建築物荷重指針・同解説（2015）によれば，「衝突時の運動エネルギーがすべて衝突体の変形による内部エネルギーとして吸収されるハードインパクトを仮定した。ハードインパクトは，一般に安全側の結果を与える。」とされており，本検討で実施した衝突解析も被衝突体を剛壁に設定しており，同様の仮定となっている。

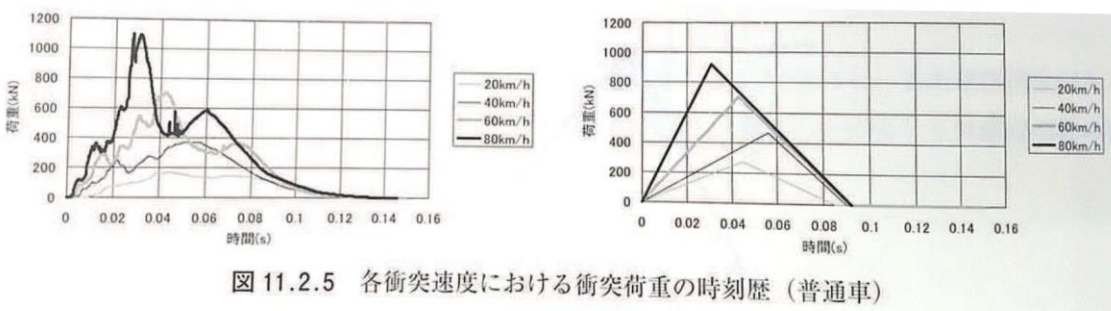


図 11.2.5 各衝突速度における衝突荷重の時刻歴（普通車）

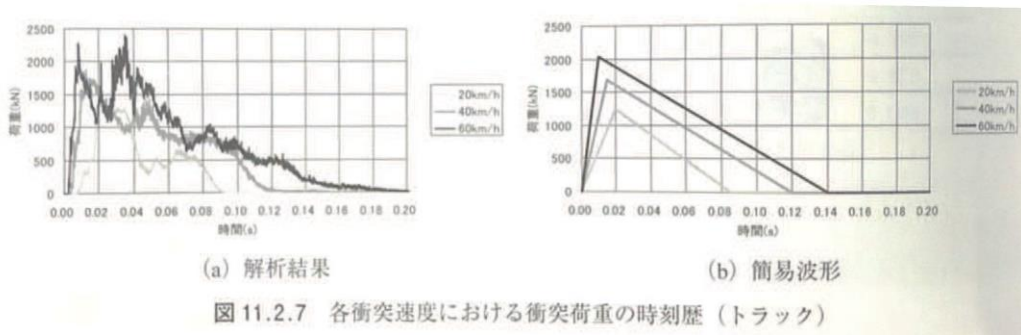


図 11.2.7 各衝突速度における衝突荷重の時刻歴（トラック）

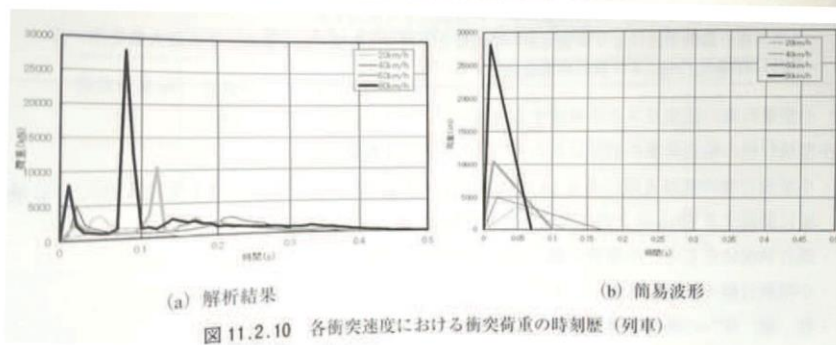


図 11.2.10 各衝突速度における衝突荷重の時刻歴（列車）

図 1-1 建築物荷重指針・同解説（2015）で示されている三角波の例

2. 衝突解析結果の三角波

衝突解析で得られた衝突荷重の時刻歴（図 2-1）から力積を等しくした三角波を近似し、その三角波の最大荷重を算出した（図 2-2 及び表 2-1）。具体的には三角波の最大荷重時刻は解析で得られた瞬間最大荷重発生時刻と同時刻とし、三角波の底辺となる作用時間も解析で得られた時間とし、三角波の最大荷重を算出した。なお、斜め船首及び斜め船尾からの衝突時は、「4.5.6 漂流物による衝突荷重の算定」に示す衝突状況によると、まず初めに船首又は船尾が衝突した後、船体が回転して 2 回目の船体衝突が生じることが確認できるが、安全側に 2 回目衝突の力積については初めの衝突の荷重作用時間内に発生していることとし、一つの三角波として算出する。

三角波の最大荷重はケース③（真横衝突）の 1,728kN であり、全てのケースで衝突解析の瞬間最大荷重よりも小さくなることを確認した。

以上より、衝突荷重として、衝突解析の時刻歴の瞬間最大荷重を用いて静的に評価することは、安全側の荷重評価となることを確認した。

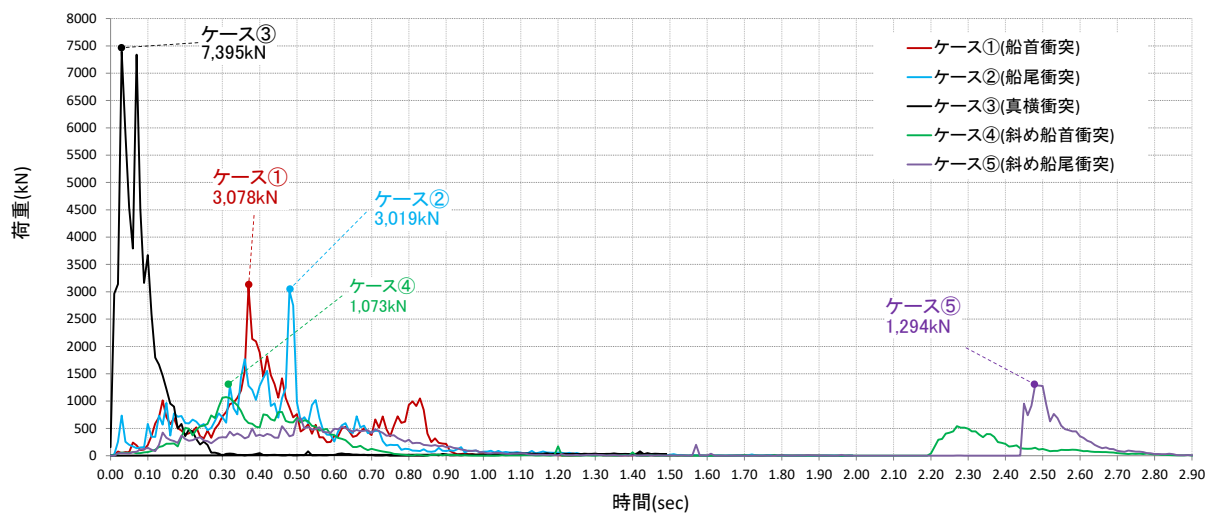
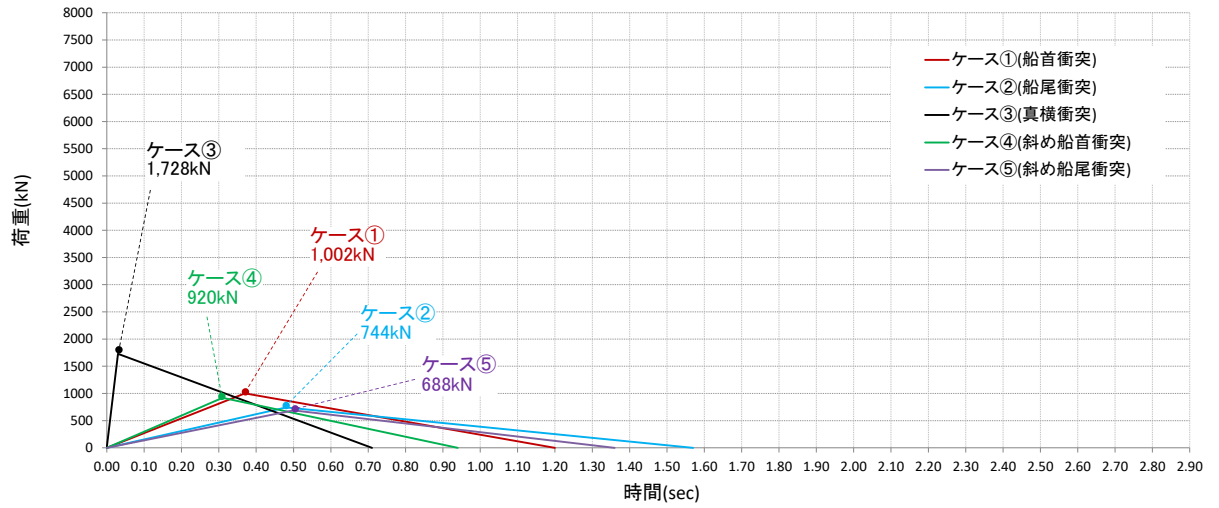


図 2-1 衝突解析結果（時刻歴）



注：三角波の作用時間は，荷重10kNをおおむね下回る時刻とした。

図 2-2 衝突解析結果を三角波で近似

表 2-1 三角波の最大荷重

ケース	衝突形態	衝突解析				三角波の最大荷重 (kN)
		力積 (kN・s)	瞬間最大荷重(kN)	瞬間最大荷重の発生時刻 (s)	衝突荷重の作用時間 (s)	
①	船首衝突	601	3,078	0.37	1.20	1,002
②	船尾衝突	584	3,019	0.48	1.57	744
③	真横衝突	613	7,395	0.03	0.71	1,728
④	斜め船首衝突	432	1,073	0.31	0.94 (2.85) *	920
⑤	斜め船尾衝突	468	1,294	2.48	1.36 (2.90) *	688

注記* : () 内の値は 2 回目衝突を考慮した場合における衝突荷重の作用時間

FRP製船舶の機関部における衝突影響の確認

1. 概要

「4.5.6 漂流物による衝突荷重の算定」（基本ケース）では、図1-1のとおり総トン数19トンのFRP製船舶の衝突解析において船体の破壊は機関部まで到達せず、被衝突物（剛壁）に機関部が衝突しないことを確認している。船体破壊の進行状況について、衝突解析においては船体のFRPの材料特性で設定している破壊ひずみの影響が大きいと考えられる。

本資料では、機関部衝突の影響確認としてFRPの構成則を変更した衝突解析を行い、被衝突物への機関部衝突の有無を確認する。その結果、機関部の衝突が確認された場合は、機関部の衝突荷重を算定したうえで、機関部衝突発生時における船体の衝突荷重を加え、設計用衝突荷重への影響確認を行う。

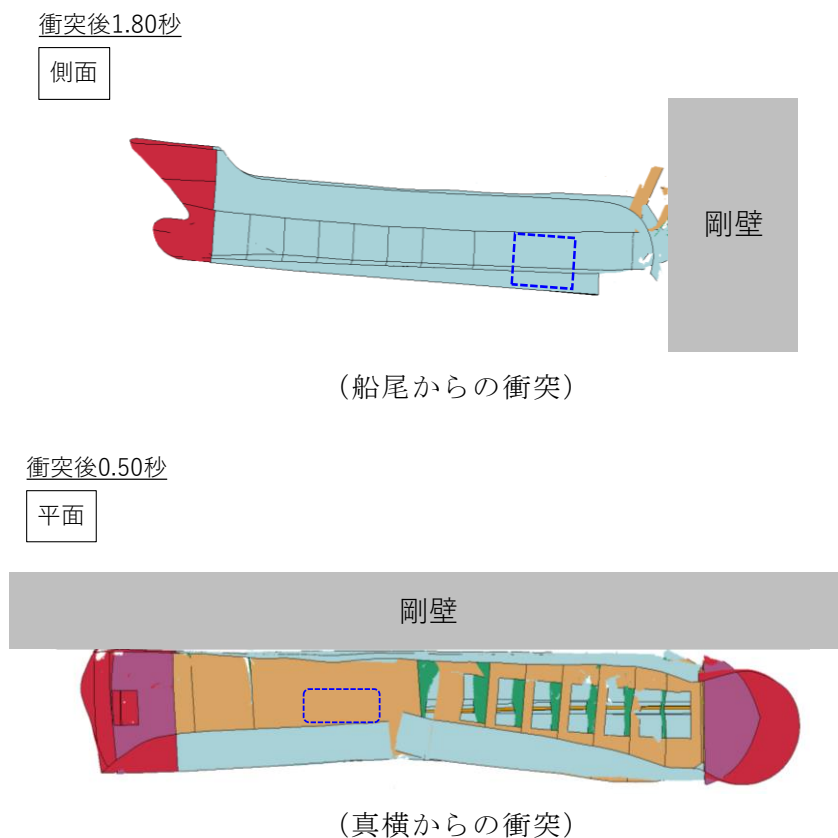


図 1-1 総トン数 19 トンの FRP 製船舶の衝突状況
 (「4.5.6 漂流物による衝突荷重の算定」より抜粋)

2. FRP製船舶の機関部衝突の影響確認

(1) 機関部衝突影響確認の概要

FRP製船舶の機関部衝突の影響確認において、機関部の構造や板厚等の情報の取得が困難であるため、衝突解析に用いる3次元FEMモデルに考慮せず、剛壁に対する機関部の設置範囲の衝突有無を確認する。なお、機関部（エンジン）については、表2-1に示すとおり、島根原子力発電所周辺の漁港の調査結果より、対象となる3隻の総トン数19トン船舶のうち、出力が最大となるエンジン（型式：S6R2-MTK3L）を選定した。

表2-1 対象となる総トン数19トン船舶の連続定格出力

対象となる 総トン数19トン船舶	イカ釣り漁船①	イカ釣り漁船②	定置網漁船
連続定格出力【PS】*	1,000 (選定)	650	829

注記*：船舶検査手帳又は動力漁船登録票に記載の値

また、機関部の設置範囲としては、エンジンの剛性の大きい主要部の寸法を確認し、配管等の剛性の小さい箇所も考慮して、カタログ記載の最大寸法を基に安全側に設定した。エンジン設置範囲を表2-2、エンジン寸法の設定概要を図2-1に示す。

表2-2 エンジン設置範囲（型式：S6R2-MTK3L）

項目	主要部寸法	最大寸法	採用値
長さL【mm】	約 2,000	2,620.5	約 2,700
幅B【mm】	約 600	1,183	約 1,200
高さH【mm】	約 1,500	1,846	約 1,900

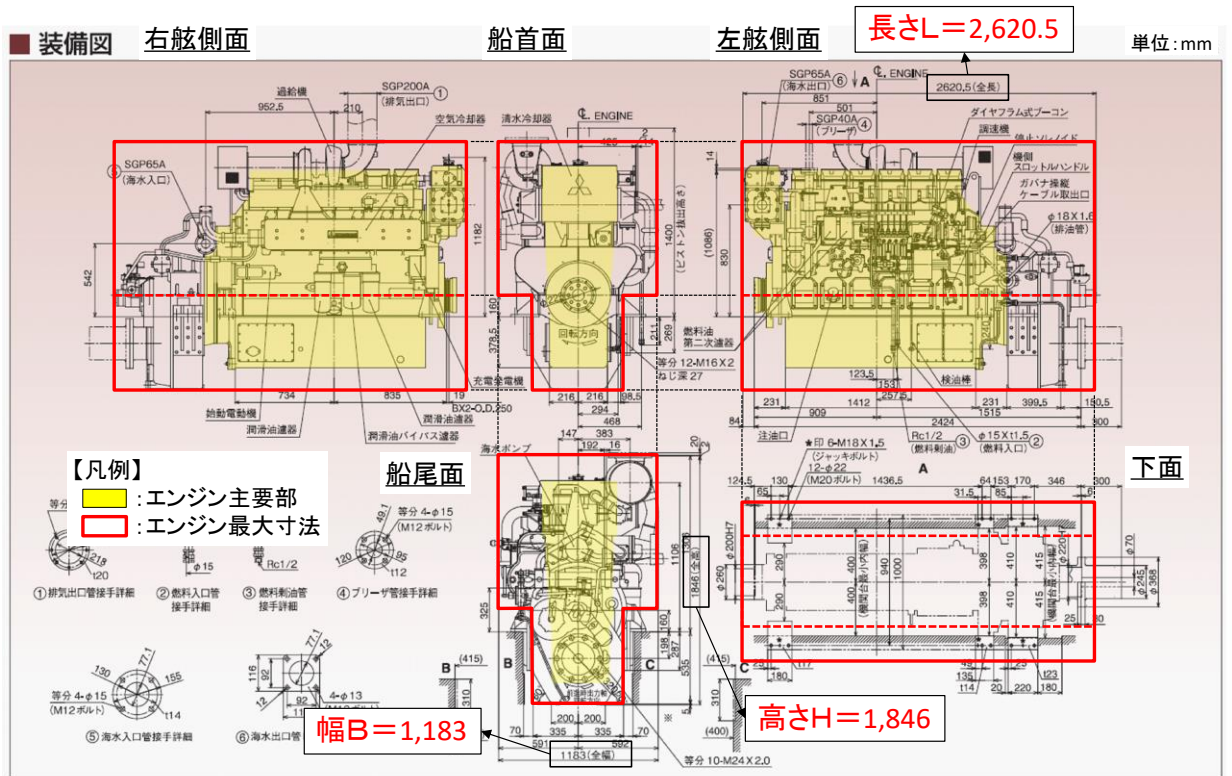


図 2-1 エンジン寸法の設定概要
 (エンジンカタログ (型式: S6R2-MTK3L) に一部加筆)

総トン数 19 トン船舶における機関部衝突の有無を確認するため、FRP の材料特性のうち構成則の影響について確認を行う。船体破壊の進行が最も早くなる構成則としては、FRP の破壊ひずみが小さく、曲げ強度到達後に塑性域を考慮せず破壊に至る条件とした場合が考えられる。また、曲げ強度が小さくなることも船体破壊の進行が早くなる要因であると考えられるため、FRP の材料特性のうち破壊ひずみ及び曲げ強度による影響について確認を行う。

機関部の衝突が確認された場合は、衝突解析による機関部衝突時の衝突速度を抽出し、既往の衝突荷重算定式を用いて機関部の衝突荷重を算出する。機関部衝突時は、船体の衝突荷重の同時作用も考慮するため、機関部の衝突発生時刻における船体の衝突荷重と既往の算定式により算出した機関部の衝突荷重を合算した衝突荷重を確認する。なお、機関部衝突と船体衝突の同時作用を考慮するに当たり、機関部の設置範囲の最小幅が約 1,200mm であることから、安全側に剛壁 1m 当たりの船体の衝突荷重と機関部の衝突荷重を合算する。

本検討における FRP の構成則を表 2-3 に示す。また、その他の解析条件を表 2-4 に示す。

表 2-3 機関部衝突の影響検討におけるFRPの構成則

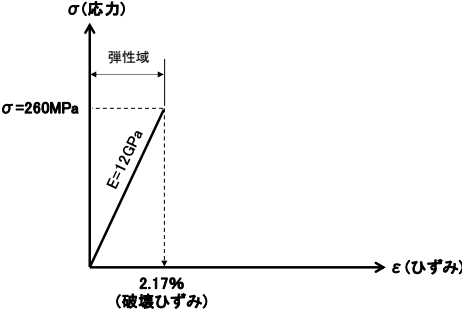
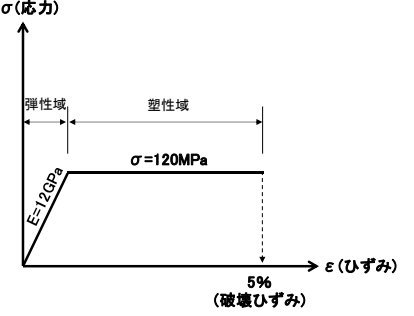
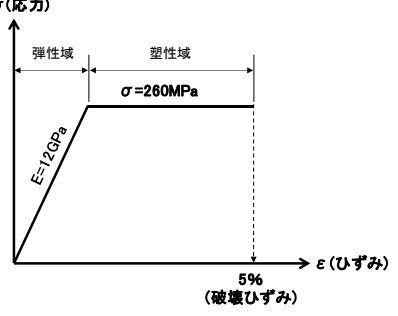
		FRPの構成則	
(添付資料 6) 機関部衝突の 影響確認	<p>【破壊ひずみ変更ケース】</p> <p>破壊ひずみが小さくなると船体破壊の進行が早くなると考え、安全側に塑性域を考慮しない弾性材料とし、曲げ強度に相当するひずみ到達時にシェル要素は削除する設定とした。</p>	<p>【曲げ強度変更ケース】</p> <p>曲げ強度が小さくなると船体破壊の進行が早くなると考え、安全側に文献の最小値である曲げ強度120MPaとして、曲げ強度到達まで弾性挙動とし、その後は安全側に設定した破壊ひずみ5%到達時にシェル要素は削除する設定とした。</p>	
			
(参考) 「4.5.6 漂流物による衝突荷重の算定」	<p>【基本ケース】</p> <p>破壊ひずみが大きくなると船体破壊の進行が遅くなり船体の衝突荷重が大きくなると考え、曲げ強度到達まで弾性挙動とし、その後は安全側に設定した破壊ひずみ5%到達時にシェル要素は削除する設定としている。</p>		

表 2-4 機関部衝突の影響確認におけるFRPの材料特性の設定

項目	単位	採用値*
ヤング率 (曲げ弾性)	GPa	12
ポアソン比	—	0.358
単位体積重量	t/m ³	1.6

注記* : 「4.5.6 漂流物による衝突荷重の算定」における材料特性と同様

(2) 衝突解析による機関部衝突の確認結果

F R P の構成則を変更した衝突解析結果より，機関部の衝突有無を確認する。機関部が衝突する場合，機関部の衝突荷重を算定するため，機関部衝突時刻の衝突速度を確認する。また，機関部（エンジン）は，「強化プラスチック船規則（2018，日本海事協会）」によると，十分な強度及び剛性を有する機関台を介して，船底に据え付ける必要があるとされており，図 2-2 に示すように機関部と機関台は固定されている。よって，船舶衝突時において，船体破壊が機関部に到達する前に，機関部が船体から離れて単独で被衝突物に接触することはないと判断した。

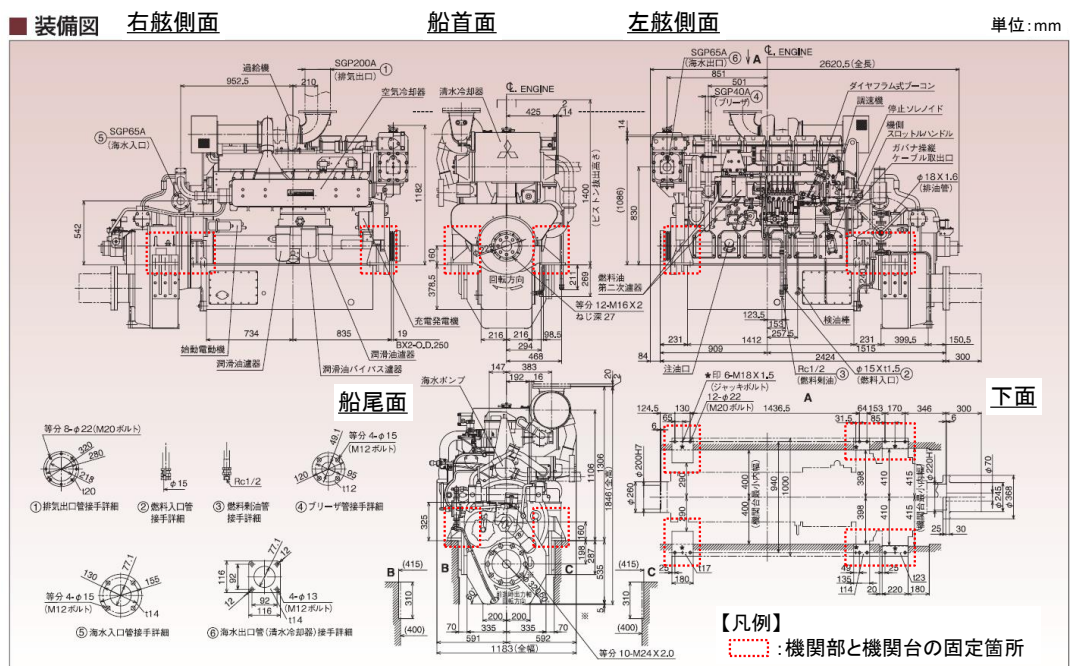
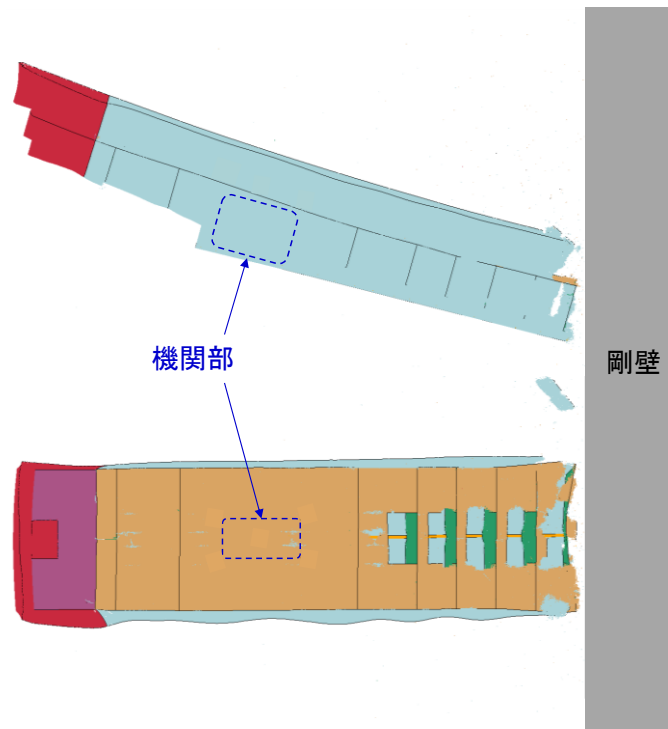


図 2-2 エンジン固定箇所概要
(エンジンカタログ（型式：S6R2-MTK3L）に一部加筆)

破壊ひずみ変更ケースにおいて，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）の 5 ケースの衝突解析による衝突状況を図 2-3 に示す。衝突状況より，すべてのケースで機関部は剛壁に衝突しないが，機関部が剛壁に最も接近するケースは，ケース③（真横衝突）となった。機関部の衝突有無の確認結果を表 2-5 に示す。

曲げ強度変更ケースにおいて，ケース⑥（船首衝突），ケース⑦（船尾衝突），ケース⑧（真横衝突），ケース⑨（斜め船首衝突）及びケース⑩（斜め船尾衝突）の 5 ケースの衝突解析による衝突状況を図 2-4 に示す。衝突状況より，すべてのケースで機関部は剛壁に衝突しないが，機関部が剛壁に最も接近するケースは，ケース⑧（真横衝突）となった。機関部の衝突有無の確認結果を表 2-6 に示す。

ケース① 船首衝突 (衝突しない)



ケース② 船尾衝突 (衝突しない)

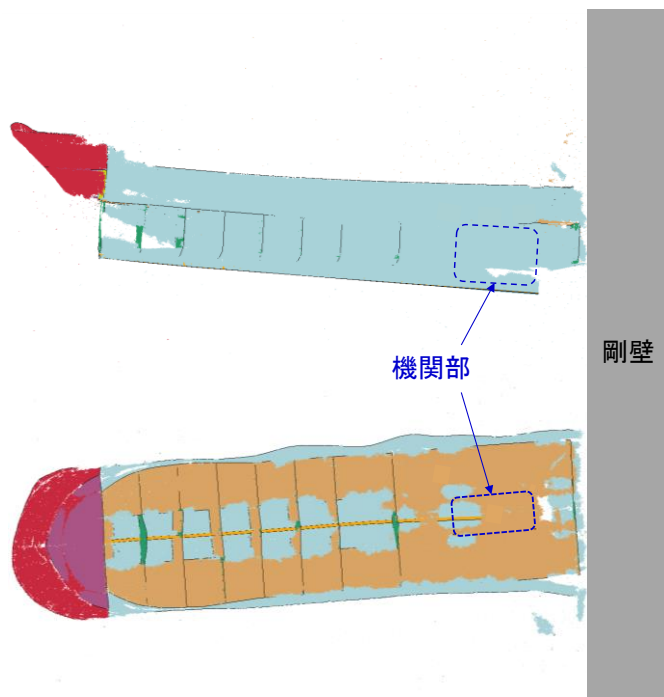
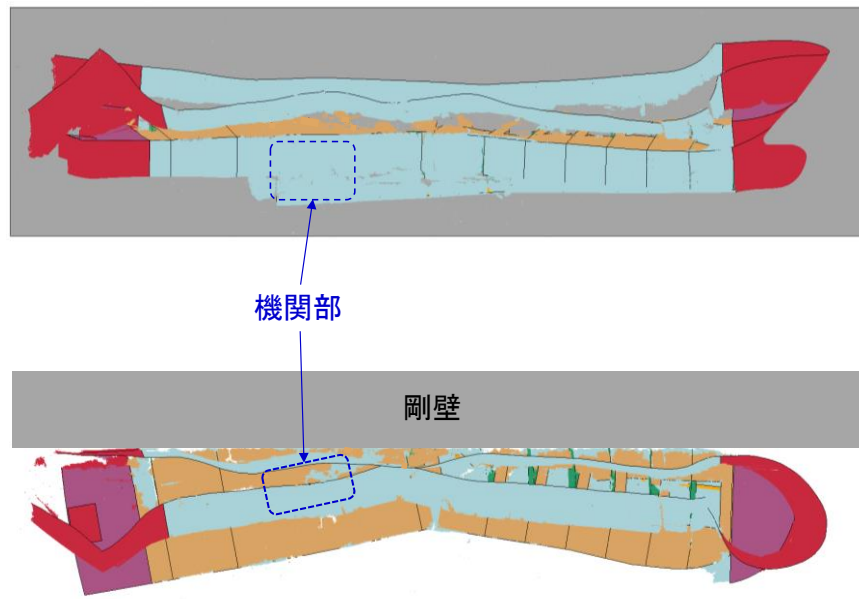


図 2-3 (1/3) 衝突解析による機関部の損傷状況
(破壊ひずみ変更ケース)

ケース③ 真横衝突（衝突しない：剛壁に最も接近する時刻0.40秒）



ケース④ 斜め船首衝突（衝突しない）

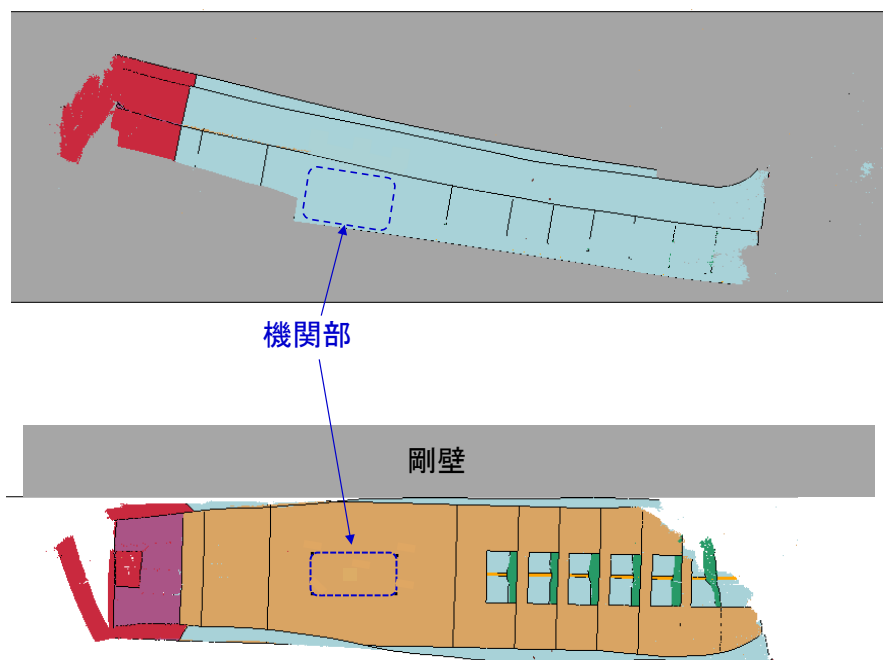


図 2-3 (2/3) 衝突解析による機関部の損傷状況
(破壊ひずみ変更ケース)

ケース⑤ 斜め船尾衝突（衝突しない）

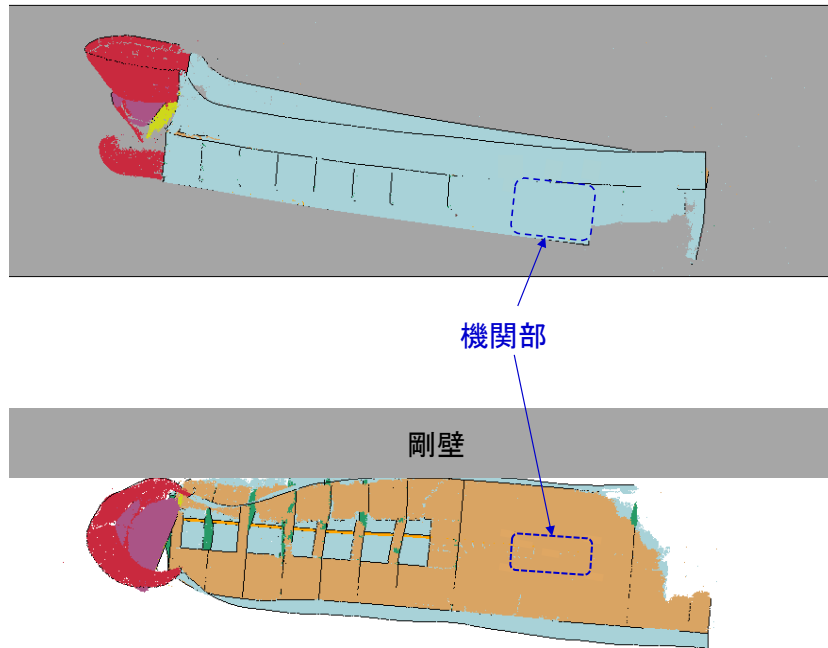
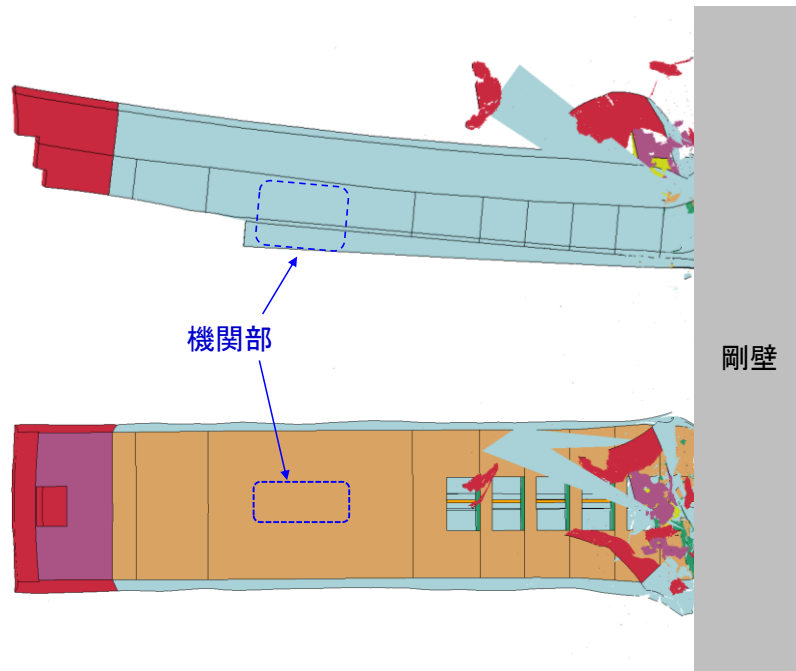


図 2-3 (3/3) 衝突解析による機関部の損傷状況
(破壊ひずみ変更ケース)

表 2-5 機関部の衝突する可能性の確認結果
(破壊ひずみ変更ケース)

ケース	衝突方向	機関部損傷の 可能性有無
①	船首	無
②	船尾	無
③	真横	無 (剛壁に最も接近する)
④	斜め船首	無
⑤	斜め船尾	無

ケース⑥ 船首衝突（衝突しない）



ケース⑦ 船尾衝突（衝突しない）

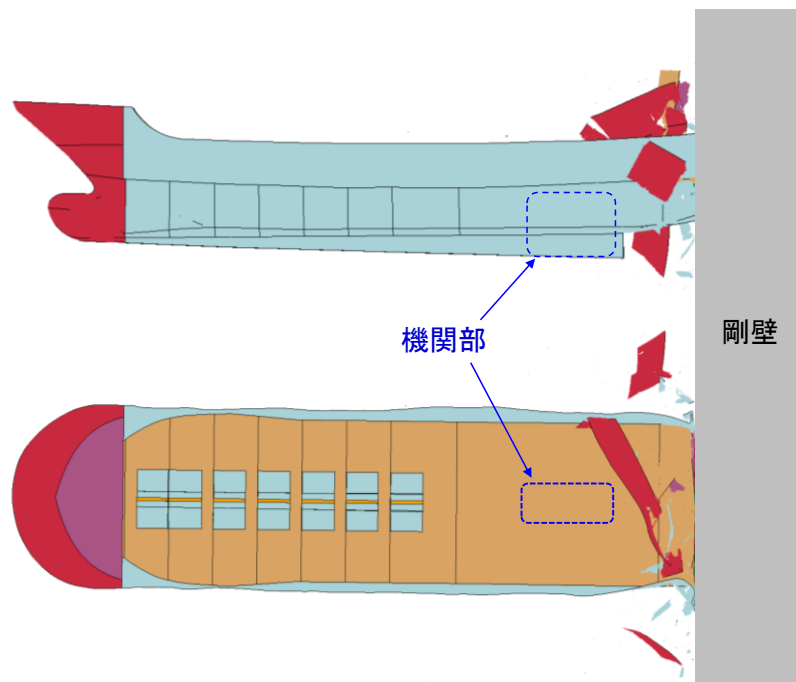
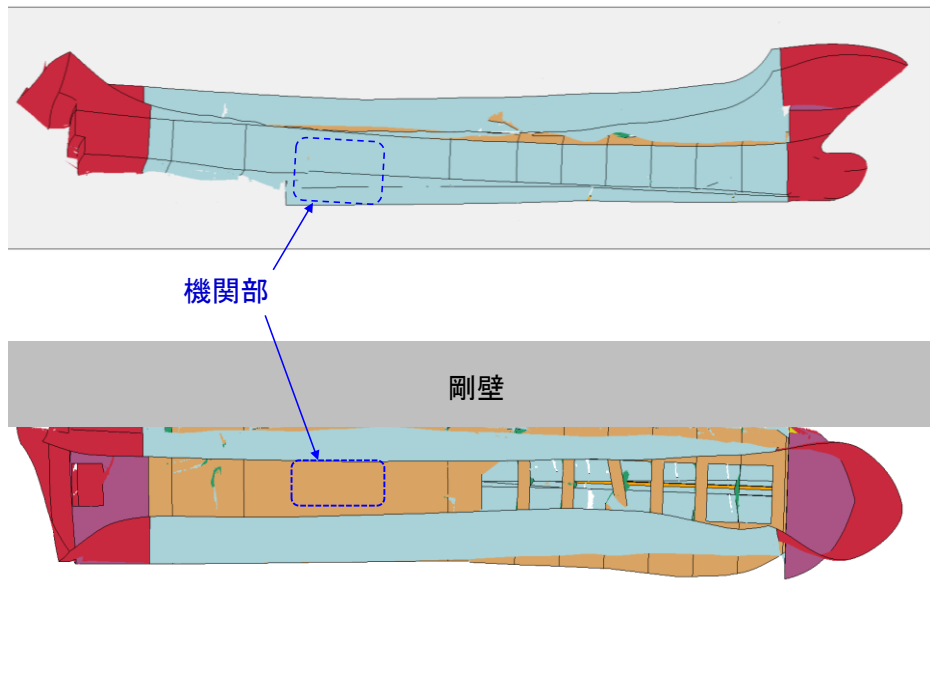


図 2-4 (1/3) 衝突解析による機関部の損傷状況
(曲げ強度変更ケース)

ケース⑧ 真横衝突（衝突しない：剛壁に最も接近する時刻0.27秒）



ケース⑨ 斜め船首衝突（衝突しない）

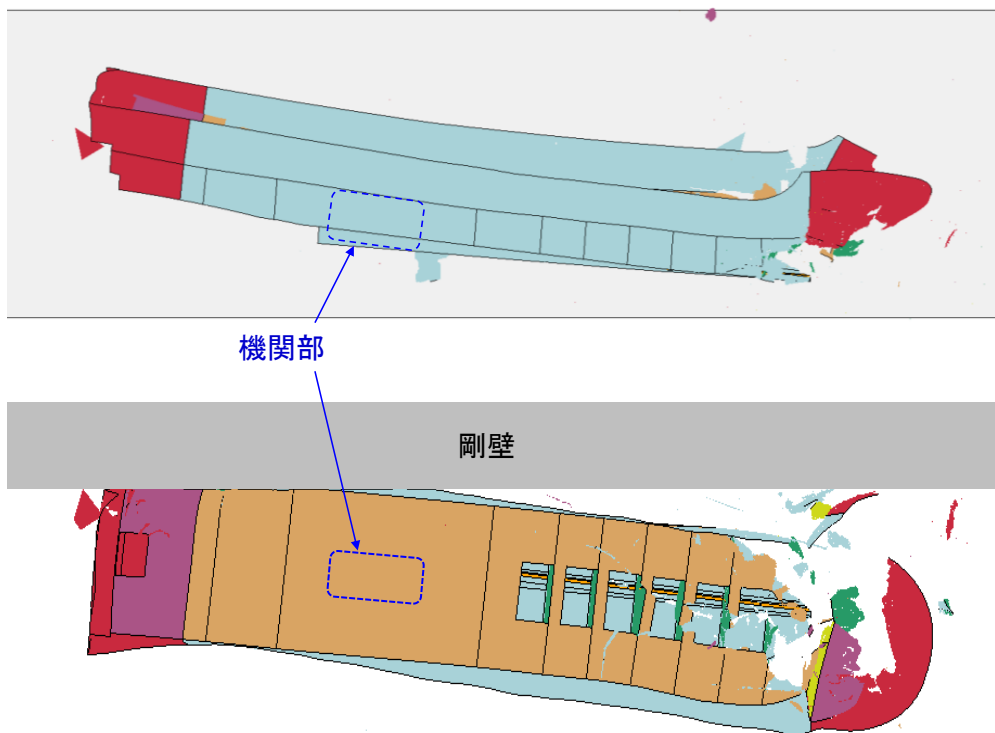


図 2-4 (2/3) 衝突解析による機関部の損傷状況
(曲げ強度変更ケース)

ケース⑩ 斜め船尾衝突（衝突しない）

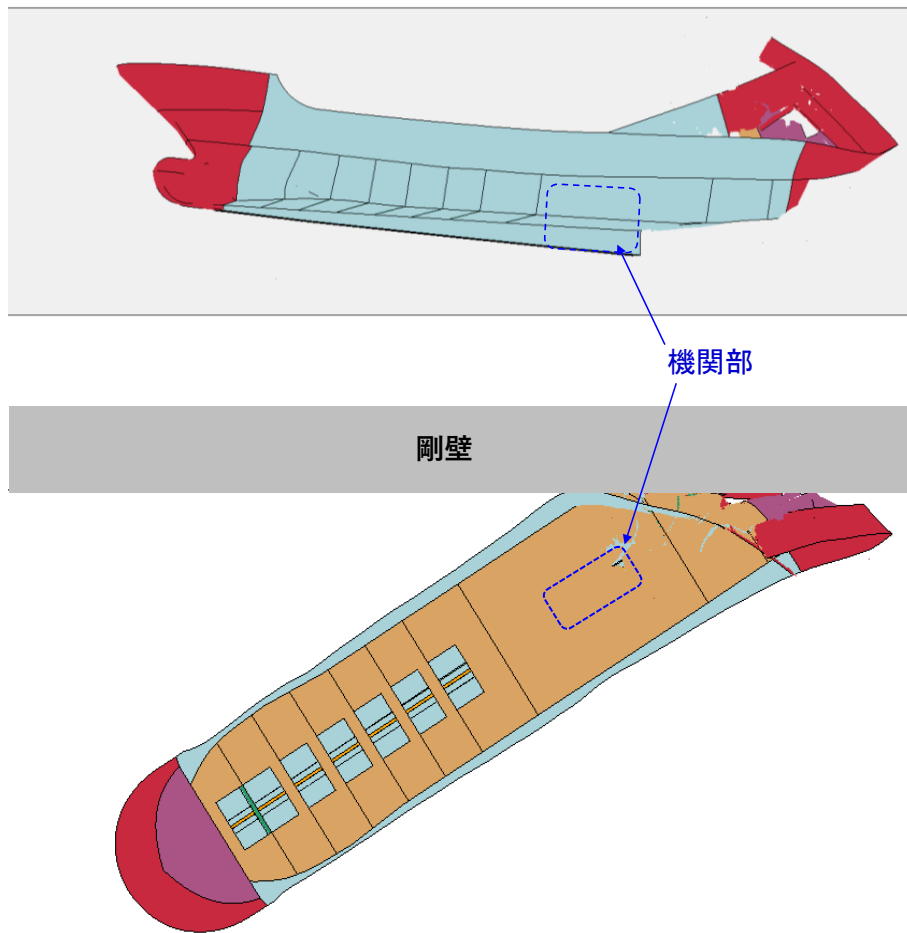


図 2-4 (3/3) 衝突解析による機関部の損傷状況
（曲げ強度変更ケース）

表2-6 機関部の衝突する可能性の確認結果
（曲げ強度変更ケース）

ケース	衝突方向	機関部損傷の 可能性有無
⑥	船首	無
⑦	船尾	無
⑧	真横	無 （剛壁に最も接近する）
⑨	斜め船首	無
⑩	斜め船尾	無

機関部が剛壁に最も接近するケース③，⑧（真横）を選定し，機関部が剛壁に衝突するものとして仮定し，機関部の衝突による影響検討を実施する。

破壊ひずみ変更ケースにおいて，ケース③（真横衝突）における速度の時刻歴を図2-5に示す。図2-5より，ケース③（真横衝突）において機関部衝突時刻を0.40秒と仮定した場合における，機関部の衝突速度は1.42m/sとなるため，安全側に機関部の衝突速度を2.0m/sとして，衝突荷重を算定する。

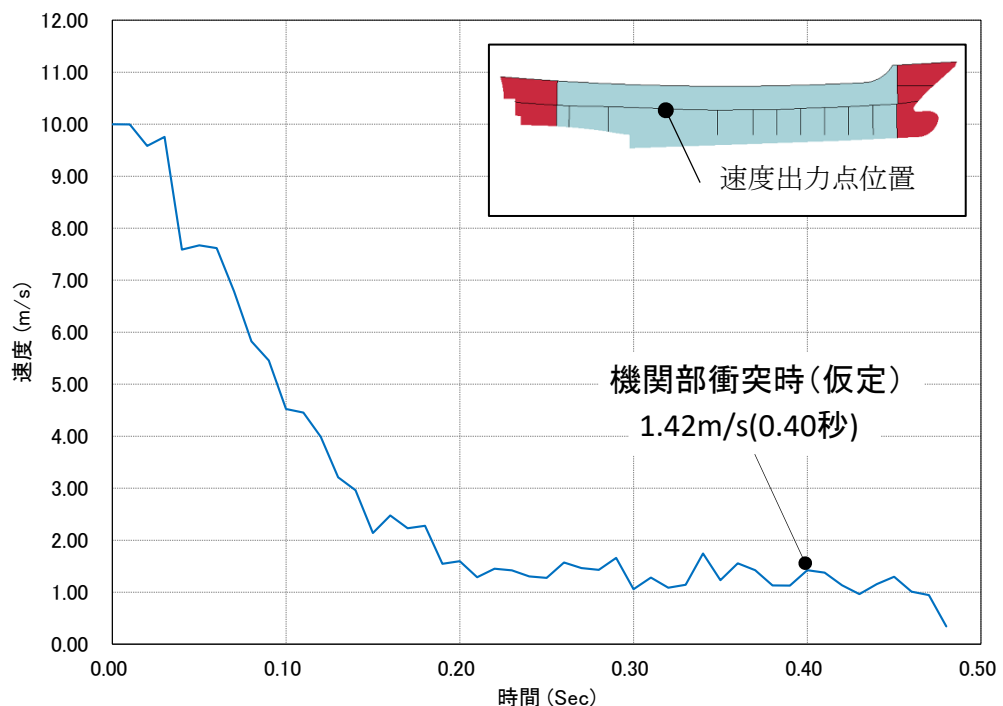


図 2-5 機関部衝突時の速度
(破壊ひずみ変更ケース，ケース③)

曲げ強度変更ケースにおいて，ケース⑧（真横衝突）における速度の時刻歴を図2-6に示す。図2-6より，ケース⑧（真横衝突）において機関部に最接近する時刻は0.28秒だが，衝突運動が終了している。機関部の衝突による影響検討を実施するため，衝突運動が終了する直前の衝突時刻0.27秒に機関部が衝突すると仮定した場合，衝突速度は0.18m/sとなるため，安全側に機関部の衝突速度を1.0m/sとして，衝突荷重を算定する。

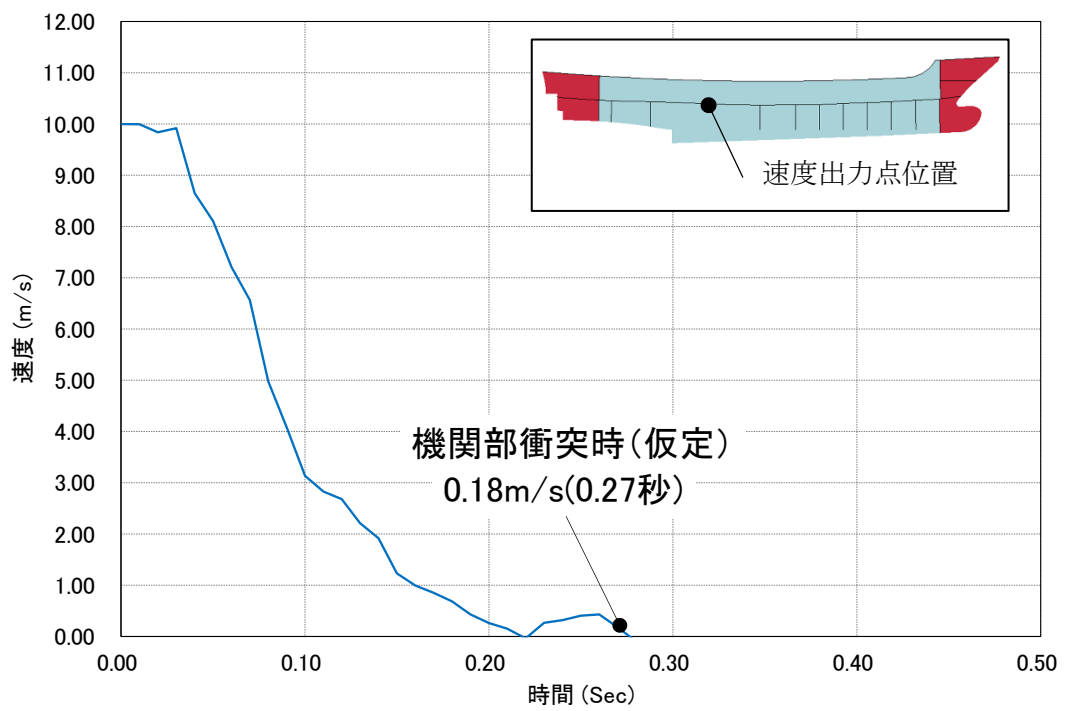


図 2-6 機関部衝突時の速度
(曲げ強度変更ケース, ケース⑧)

3. 既往の算定式による機関部の衝突荷重の算定方法

機関部の衝突荷重の算定に当たっては、「道路橋示方書（2002）」及び「FEMA（2012）」を用いる。

「FEMA（2012）」による機関部の衝突荷重算定にあたり、機関部の軸剛性が衝突荷重の算定において重要なパラメータとなる。船舶の機関部が全て剛性の大きい鋼材で構成されていると仮定すると、以降の整理結果より機関部の衝突は、車両の衝突に置き換えることが可能であると判断し、船舶機関部の軸剛性として車両の軸剛性を用いて算出する。

- ・FRP製船舶（総トン数19トン）の主機関は4ストロークディーゼルであり、普通車のエンジンも同様に4ストローク機関が一般的であるため、自動車エンジンとFRP製船舶の機関部は同等である。
- ・車両のエンジンは、一般的に車体前方に固定されており、バンパービーム、クラッシュボックス、フロントサイドメンバー等（図3-1）に囲まれ、外部からの衝撃を受け難い構造となっている。一方、FRP製船舶（総トン数19トン）の機関部は、一般的に船殻に直接取り付けられており、車両のようにフロントサイドメンバーのような機関部を保護するような構造はないため、車両のエンジンは、FRP製船舶の機関部よりも剛性の高いもので囲まれている。

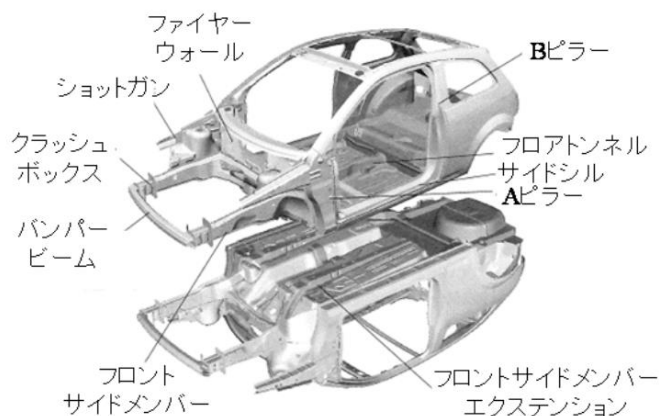


図3-1 車体構造（高島ほか（2015）*）

注記*：高島大輔・木原直人・宮川義範・甲斐田秀樹・柴山淳・池野正明（2015）：津波漂流物の衝突力推定における軸剛性モデル，土木学会論文集 B2（海岸工学），Vol. 71，No. 2，I_1015-I_1020，2015.

車両の軸剛性の設定における既往文献の整理結果を以下に示す。

【甲斐田・木原（2017）*¹】

甲斐田・木原（2017）では、高島ほか（2015）及び久保田・國分（1995）*²の文献を基に、車両の車種ごとにおける軸剛性を以下のとおり整理されている。

- ・大型乗用車 : $1.3 \times 10^6 \sim 2.8 \times 10^6$ N/m
(久保田・國分（1995）の試験結果から算定)
- ・セダン型乗用車 : $9.0 \times 10^5 \sim 2.4 \times 10^6$ N/m
(久保田・國分（1995）の試験結果から算定)
- ・軽自動車 : $6.3 \times 10^3 \sim 2.1 \times 10^6$ N/m
(高島ほか（2015）の実験結果)

【久保田・國分（1995）】

久保田・國分（1995）では、米国道路交通安全局（NHTSA）が車両の衝突特性を評価するために実施しているNCAP（New Car Assessment Program）の試験データを基に、各車種における荷重変形特性として、荷重と変形量の関係が整理されている。

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：久保田正美・國分善晴（1995）：前面形状別の車体エネルギー吸収特性，自動車研究，17-1，pp19-22，1995.

久保田・國分（1995）及びNCAPの試験データには、大型乗用車の規模について明確に記載されていないが、一般的にバス等の大型乗用車は、普通自動車の最大車両総重量約 3.5 トン（道路交通法施行規則）よりも重い。したがって、総トン数 19 トン船舶の機関部（重量 4 トン）の軸剛性は、重量が同等以上と想定される「甲斐田・木原（2017）」の大型乗用車の軸剛性（上限値 = 2.8×10^6 N/m）を用いる。

4. 機関部の衝突荷重の算定結果

機関部の衝突荷重を「道路橋示方書（2002）」及び「F E M A（2012）」により算定する。なお、衝突荷重の算定に用いる衝突速度は、破壊ひずみ変更ケースにおいては図 2-3 の結果から安全側に 2.0m/s とする。また、曲げ強度変更ケースにおいては図 2-4 の結果から安全側に 1.0m/s とする。なお、対象となる船舶に対する調査結果より、船舶（総トン数 19 トン）に搭載されているエンジンの最大重量は 4.0 t（型式：S6R2-MTK3L）であることを確認している。

以下に「道路橋示方書（2002）」及び「F E M A（2012）」の算定式を示す。

【衝突荷重算定式：道路橋示方書（2002）】

$$P = 0.1Wv$$

ここに、

- P : 衝突力 (kN)
- W : 流送物の重量 (kN) = 39.3
- v : 表面流速 (m/s) = 衝突速度

【衝突荷重算定式：F E M A（2012）】

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

ここに、

- F_i : 衝突力 (N)
- u_{max} : 最大流速 (m/s) = 衝突速度
- k_c : 漂流物の有効軸剛性 (N/m) = 2.8×10^6
- m : 漂流物の質量 (kgf) = 4,000
- c : 付加質量係数 = 1

機関部の衝突荷重の算定結果として、破壊ひずみ変更ケースを表 4-1 に、曲げ強度変更ケースを表 4-2 に示す。どちらのケースにおいても「道路橋示方書（2002）」による衝突荷重は、「F E M A（2012）」による衝突荷重に包絡されることから、破壊ひずみ変更ケースにおける機関部の衝突荷重は「F E M A（2012）」により算定される 389kN を、曲げ強度変更ケースにおける機関部の衝突荷重は「F E M A（2012）」により算定される 195kN を選定する。

表 4-1 既往の算定式による機関部の衝突荷重
(破壊ひずみ変更ケース)

算定手法	道路橋示方書（2002）	F E M A（2012）
衝突物	機関部（エンジン）	機関部（エンジン）
衝突速度（m/s）	2.0	2.0
質量（tf）	4.0	4.0
衝突荷重（kN）	8	389

表 4-2 既往の算定式による機関部の衝突荷重
(曲げ強度変更ケース)

算定手法	道路橋示方書（2002）	F E M A（2012）
衝突物	機関部（エンジン）	機関部（エンジン）
衝突速度（m/s）	1.0	1.0
質量（tf）	4.0	4.0
衝突荷重（kN）	4	195

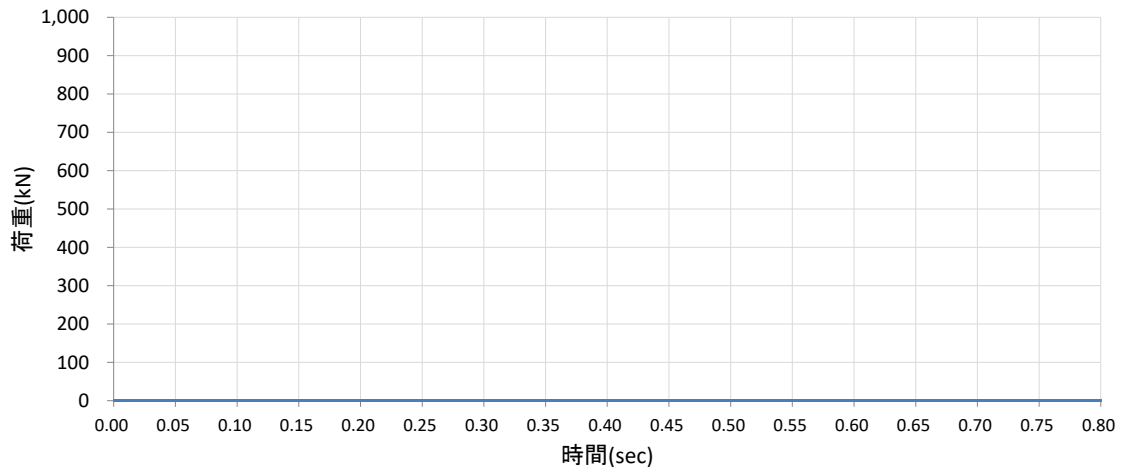
破壊ひずみ変更ケースのケース③（真横衝突）における剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴を図 4-1 に示す。曲げ強度変更ケースのケース⑧（真横衝突）における剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴を図 4-2 に示す。

図 4-1 より、機関部が衝突すると仮定した時刻 0.40 秒における剛壁 1m 当たりの最大衝突荷重は、剛壁⑭において 56kN となることを確認した。

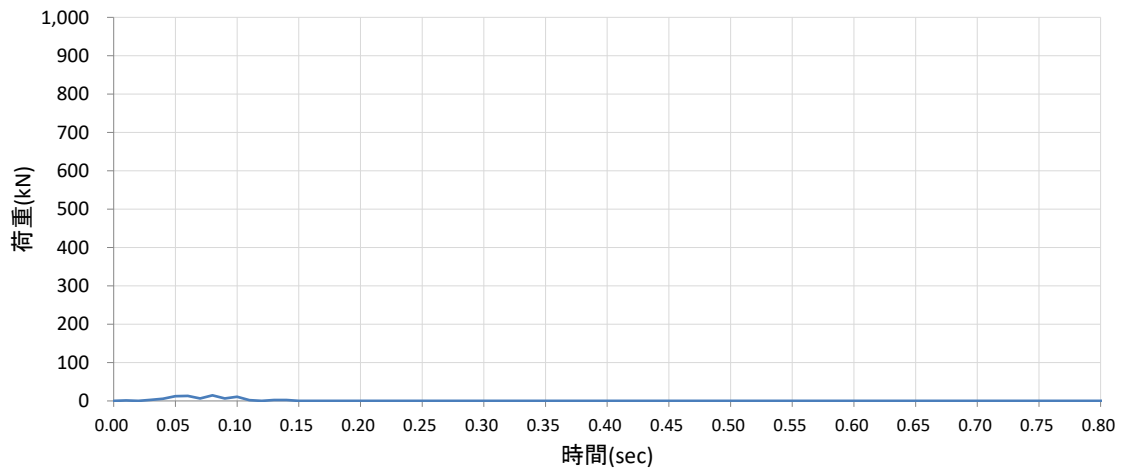
図 4-2 より、機関部が衝突すると仮定した時刻 0.27 秒における剛壁 1m 当たりの最大衝突荷重は、剛壁⑭において 64kN となることを確認した。

機関部衝突と船体衝突の同時作用の考慮においては、安全側に剛壁 1m 当たりの最大衝突荷重を船体の衝突荷重とし、破壊ひずみ変更ケースでは 56kN、曲げ強度変更ケースでは 64kN とする。船体の衝突荷重として考慮する衝突荷重を表 4-3 に示す。

剛壁番号①



剛壁番号②



剛壁番号③

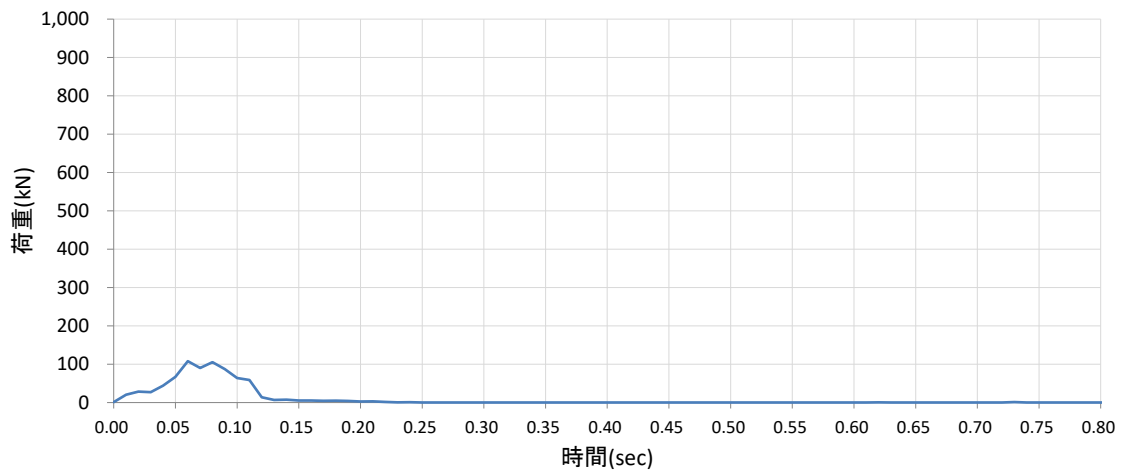
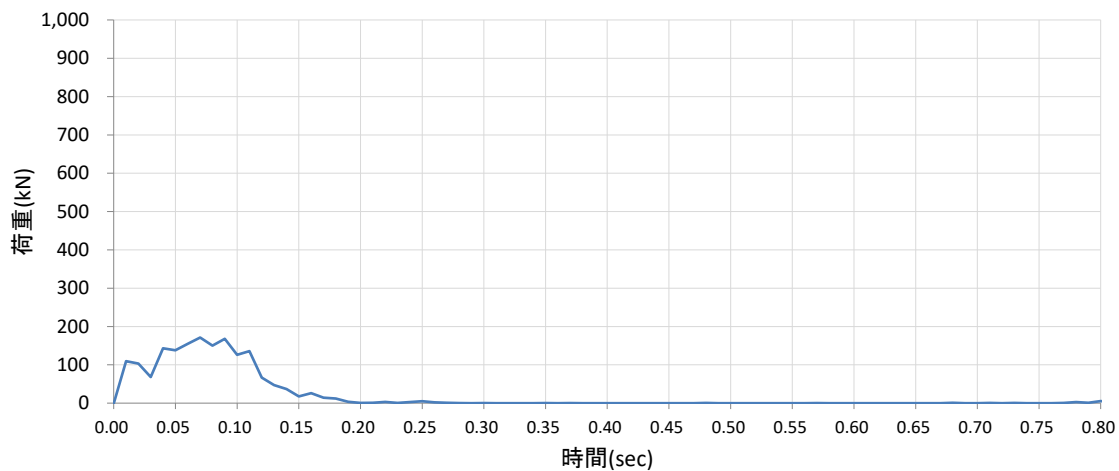
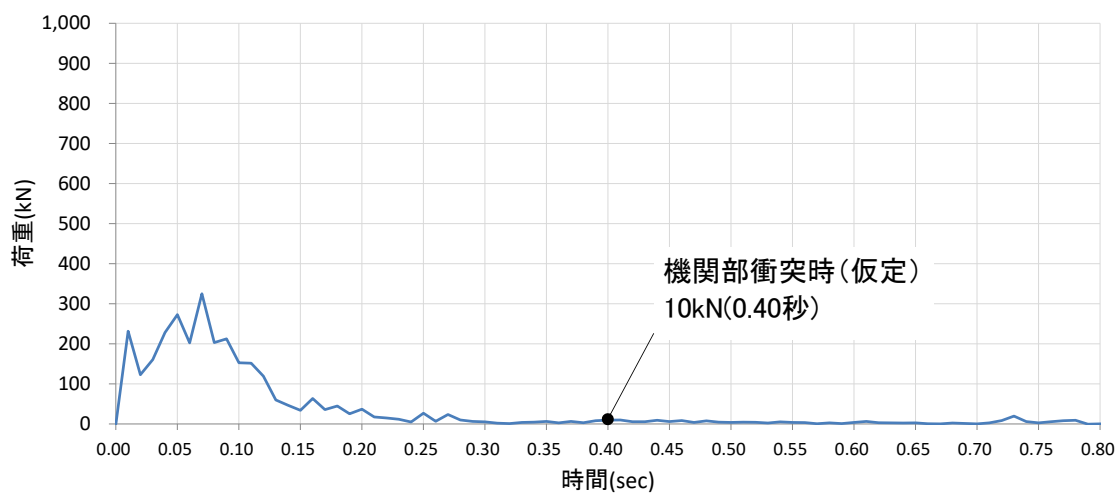


図 4-1 (1/9) 剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴
(破壊ひずみ変更ケース, ケース③)

剛壁番号④



剛壁番号⑤



剛壁番号⑥

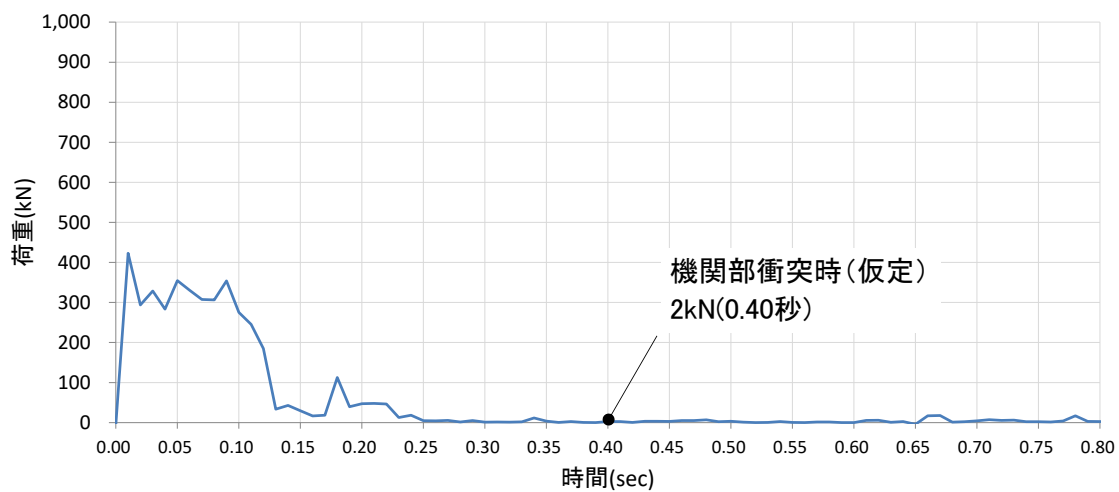
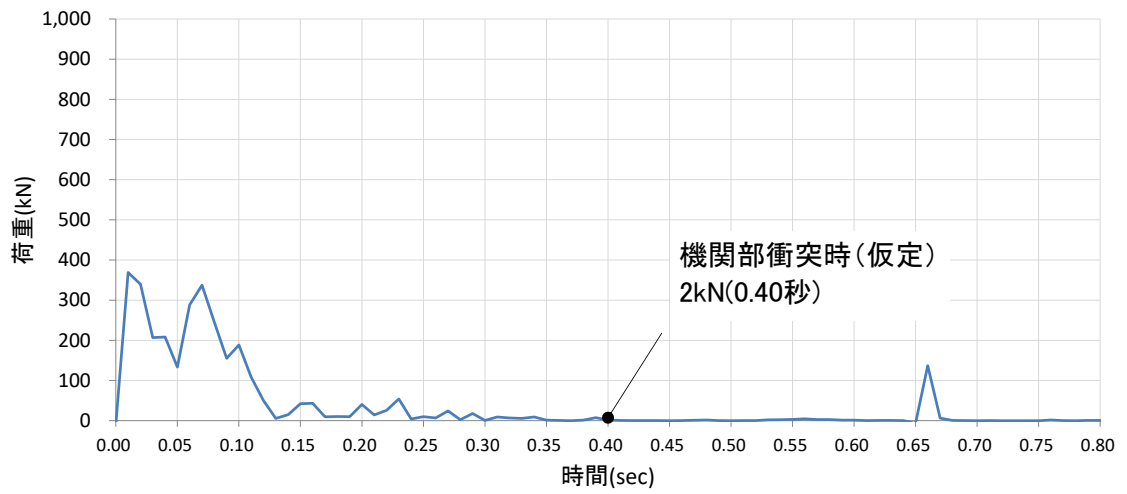
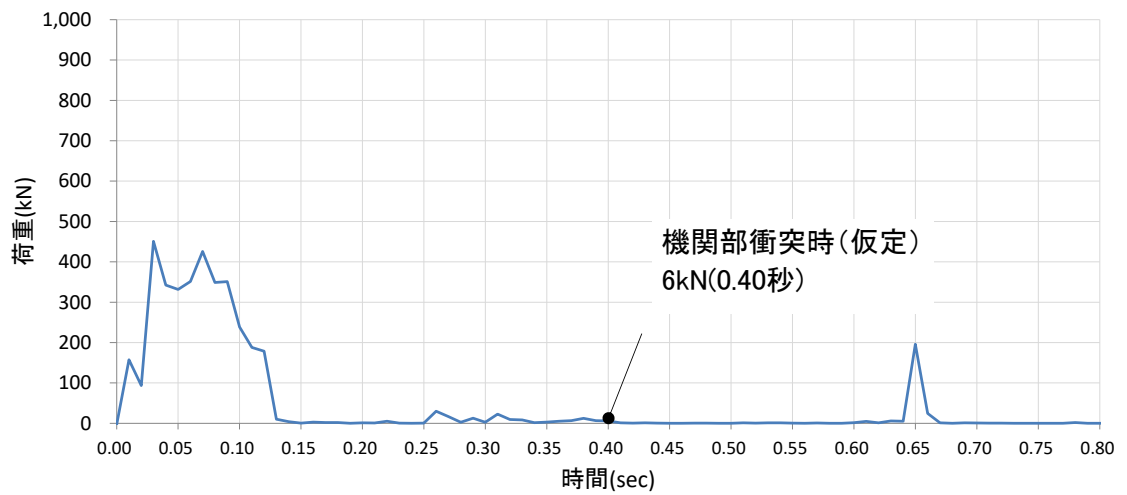


図 4-1 (2/9) 剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴
(破壊ひずみ変更ケース, ケース③)

剛壁番号⑦



剛壁番号⑧



剛壁番号⑨

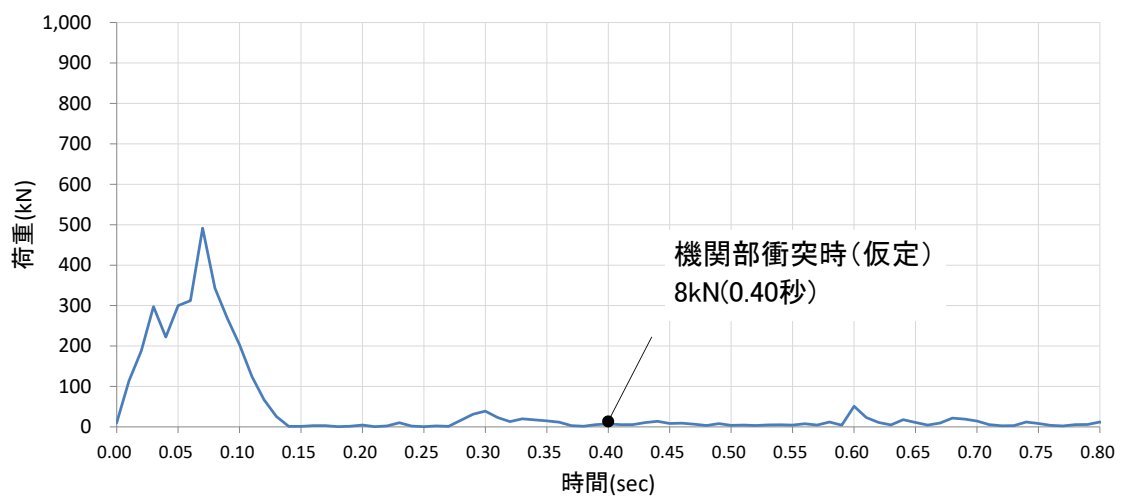
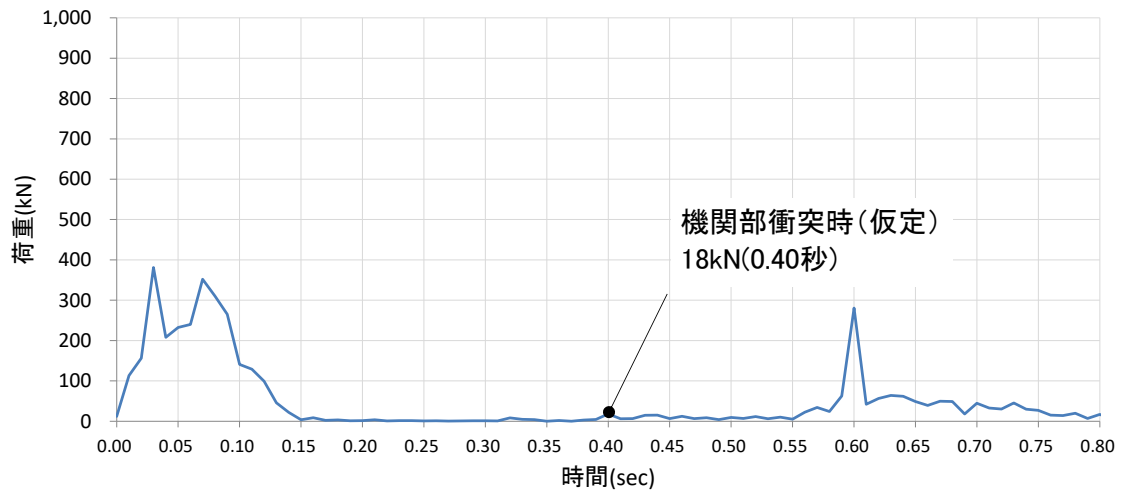
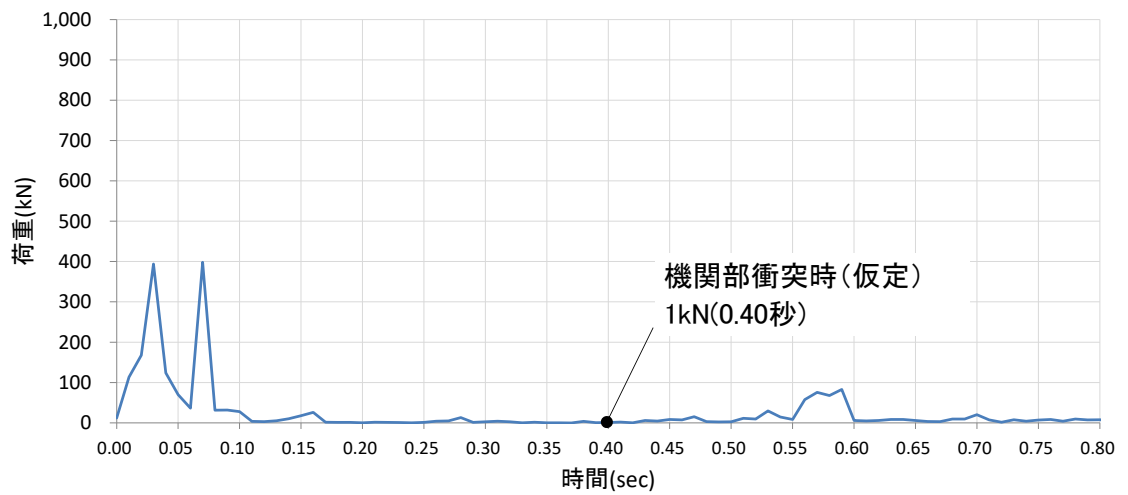


図 4-1 (3/9) 剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴
(破壊ひずみ変更ケース, ケース③)

剛壁番号⑩



剛壁番号⑪



剛壁番号⑫

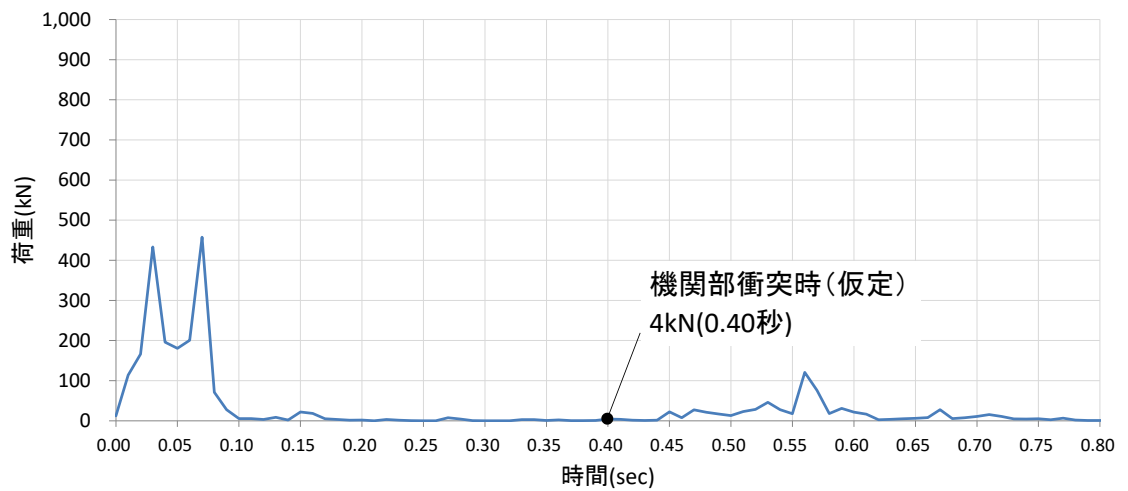
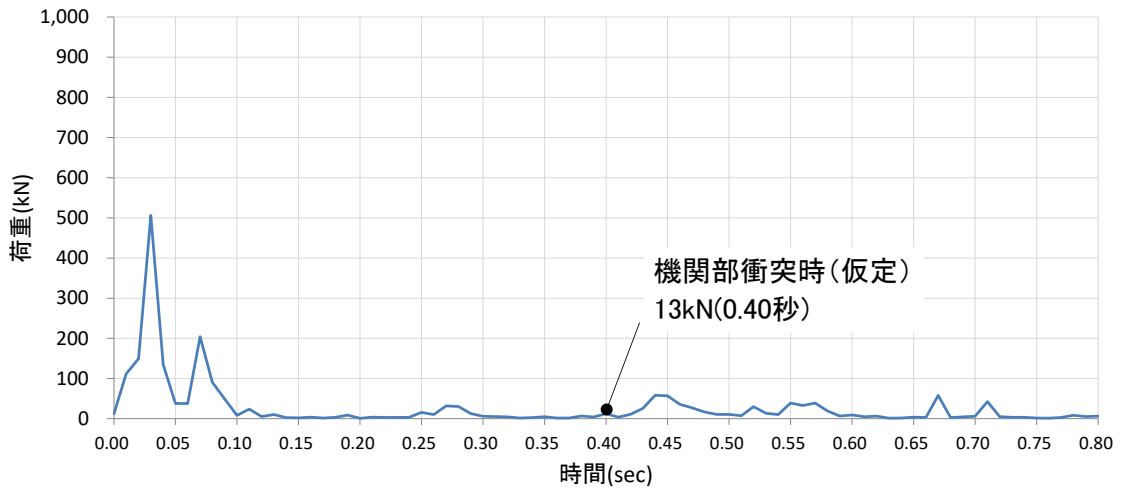
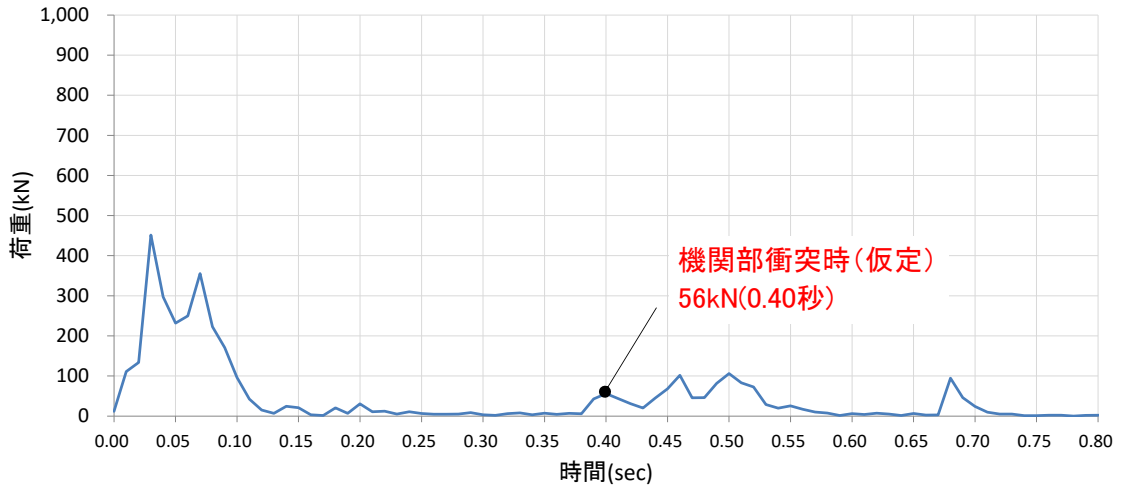


図 4-1 (4/9) 剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴
(破壊ひずみ変更ケース, ケース③)

剛壁番号⑬



剛壁番号⑭



剛壁番号⑮

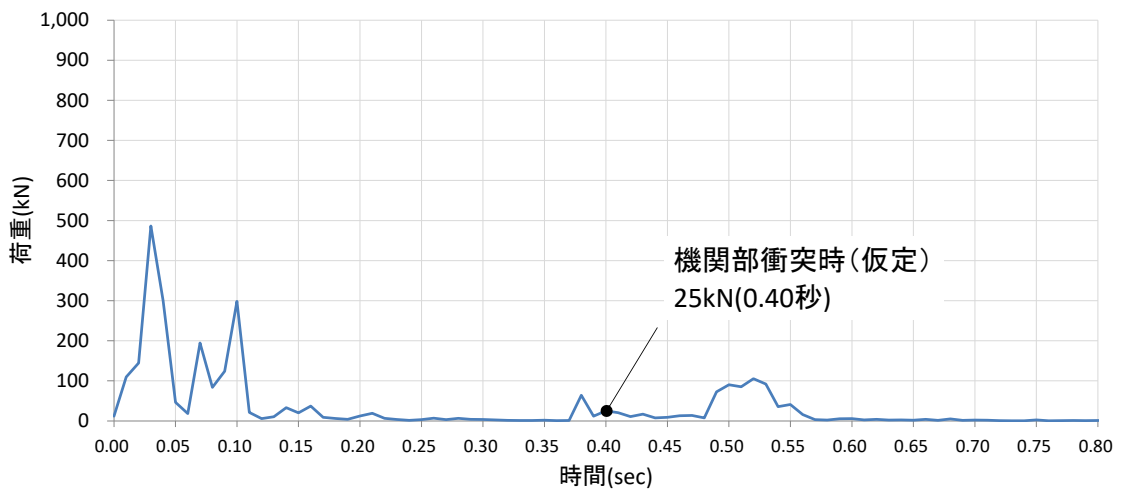
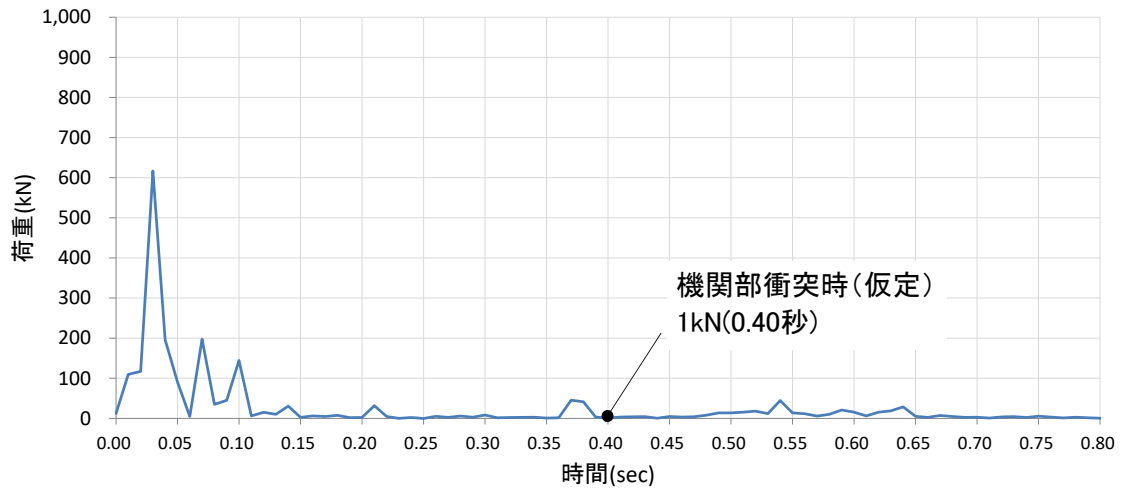
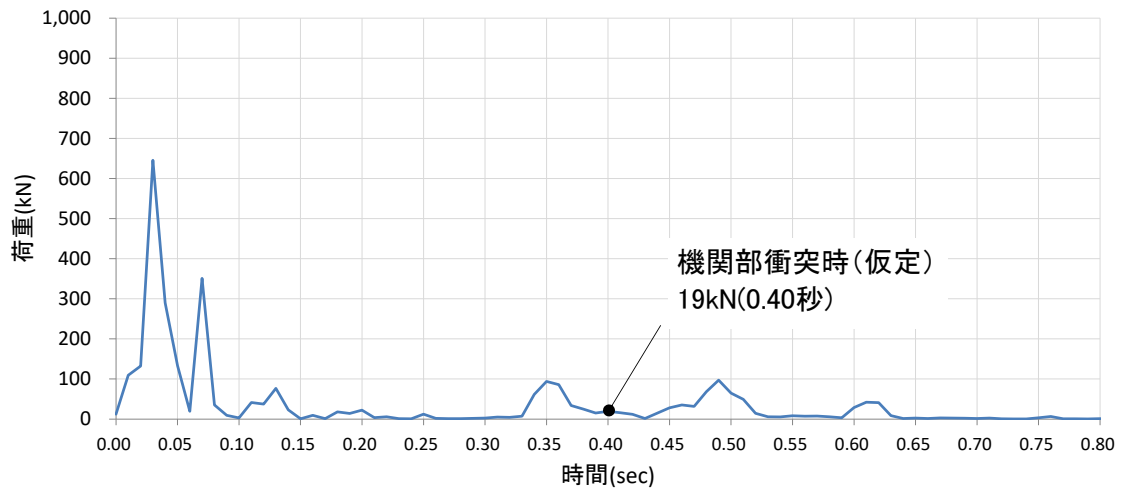


図 4-1 (5/9) 剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴
(破壊ひずみ変更ケース, ケース③)

剛壁番号⑬



剛壁番号⑭



剛壁番号⑮

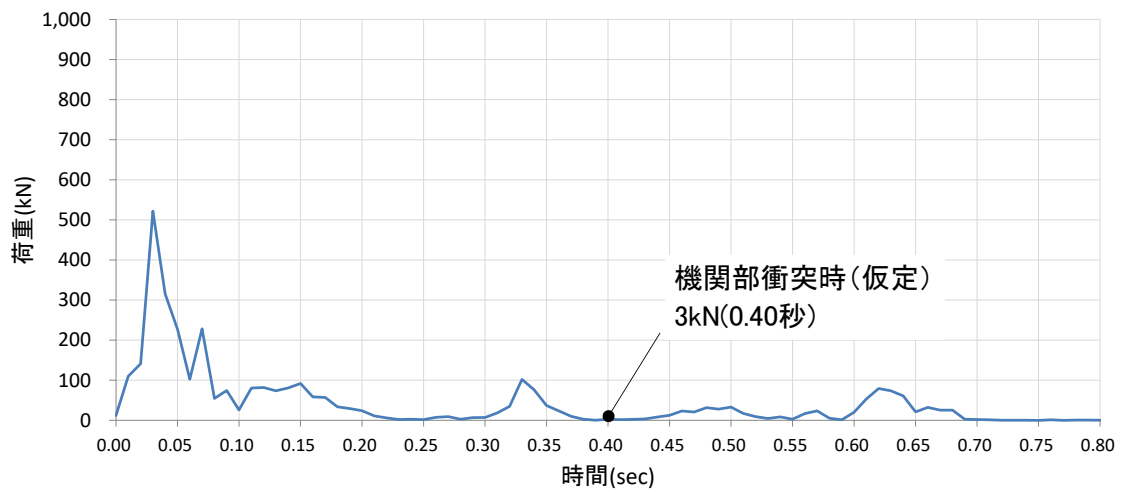
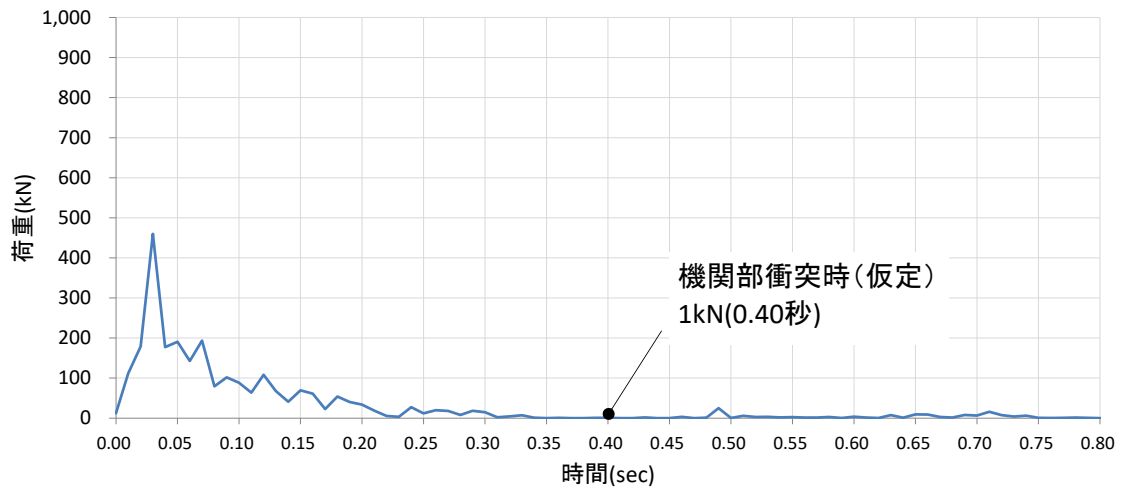
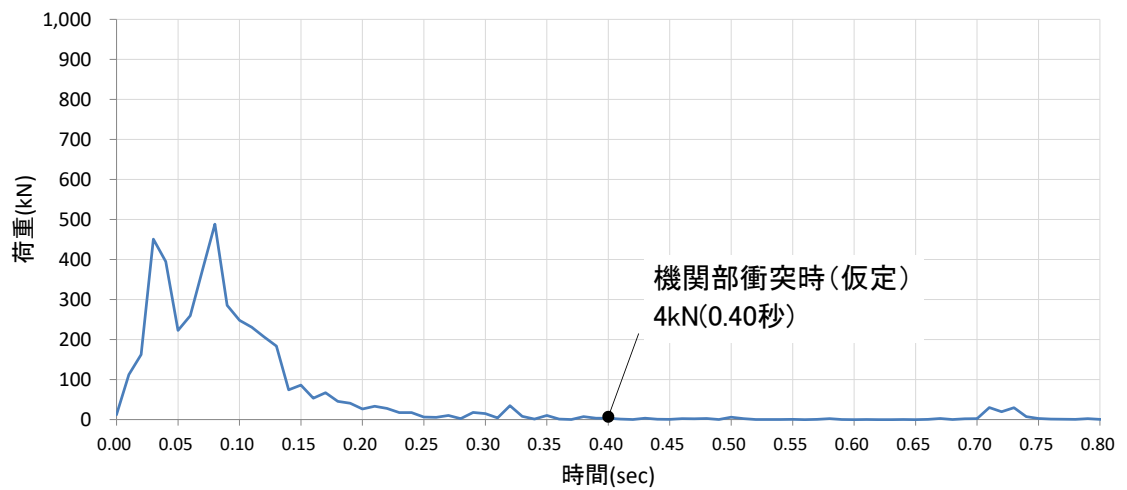


図 4-1 (6/9) 剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴
(破壊ひずみ変更ケース, ケース③)

剛壁番号⑱



剛壁番号⑳



剛壁番号㉑

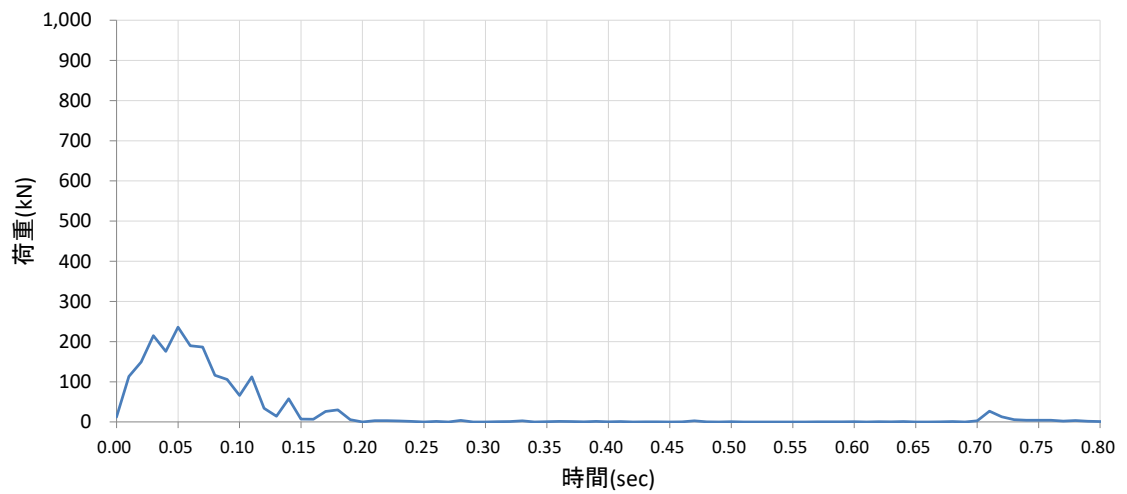
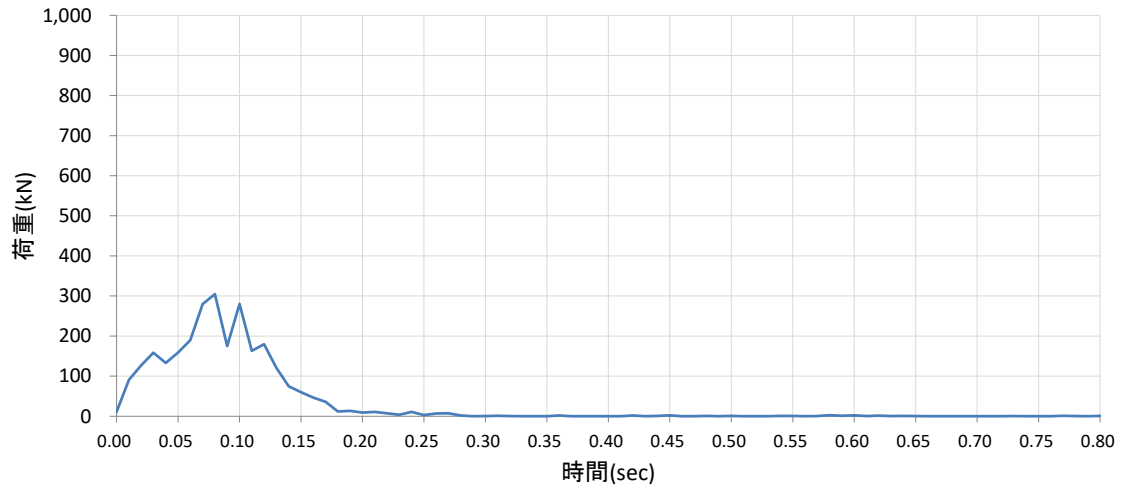
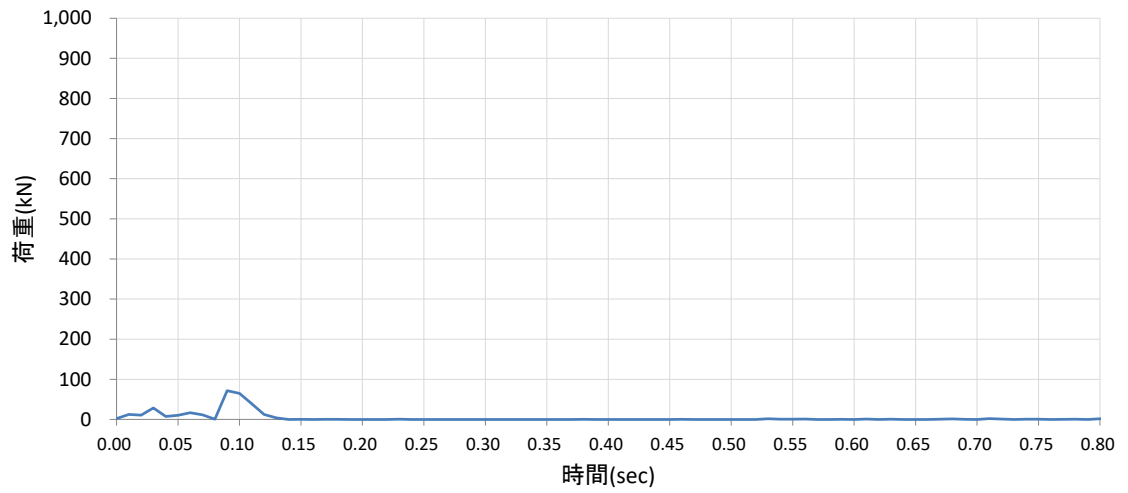


図 4-1 (7/9) 剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴
(破壊ひずみ変更ケース, ケース③)

剛壁番号②



剛壁番号③



剛壁番号④

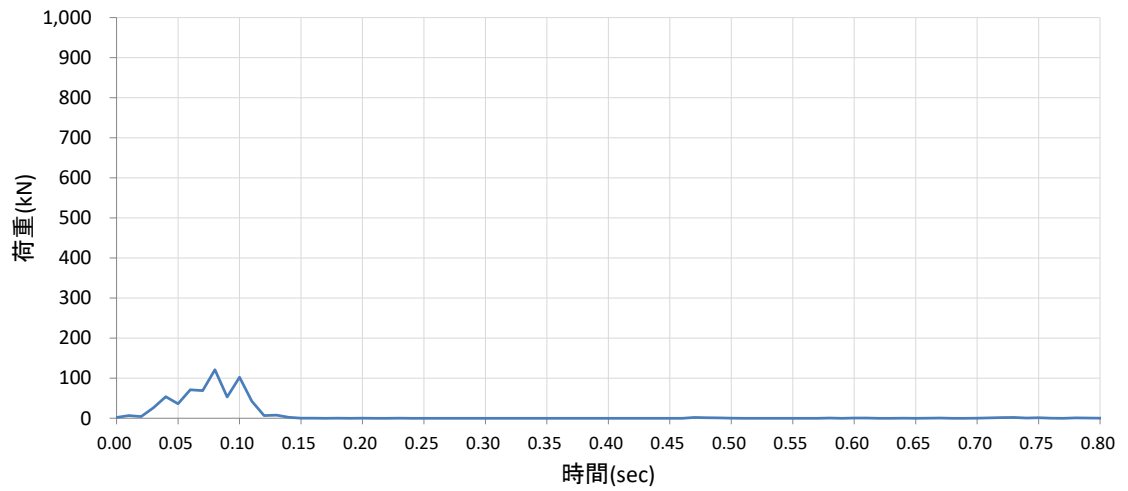


図 4-1 (8/9) 剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴
(破壊ひずみ変更ケース, ケース③)

剛壁番号②⑤

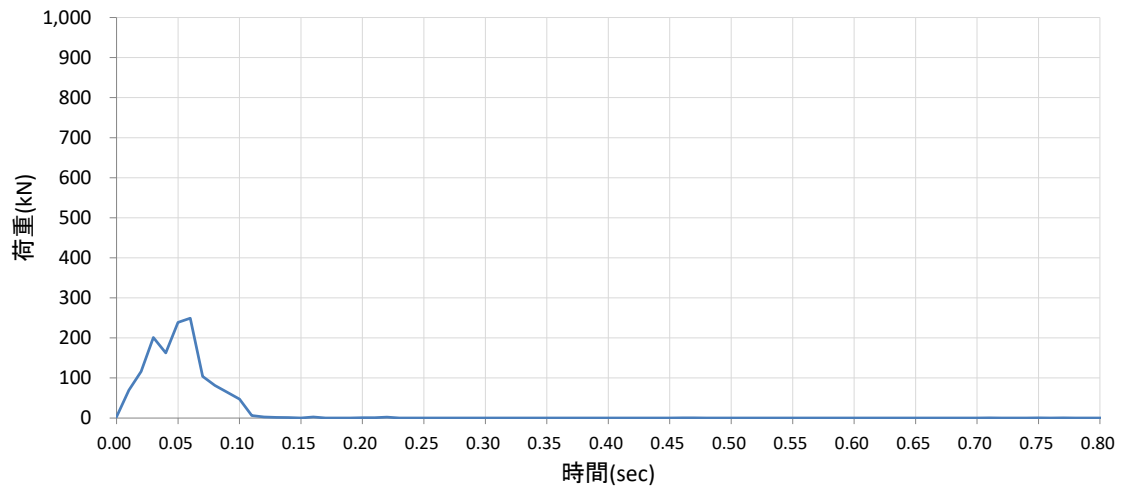
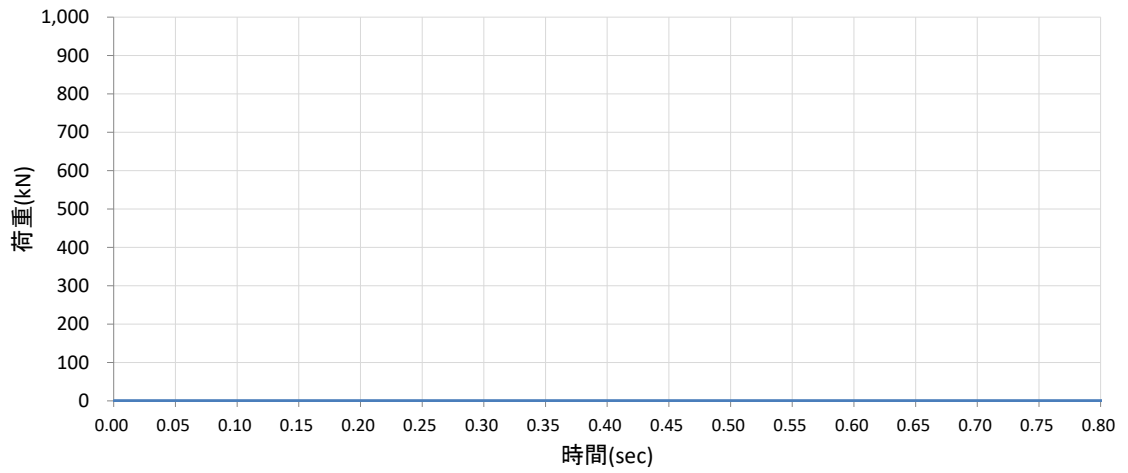
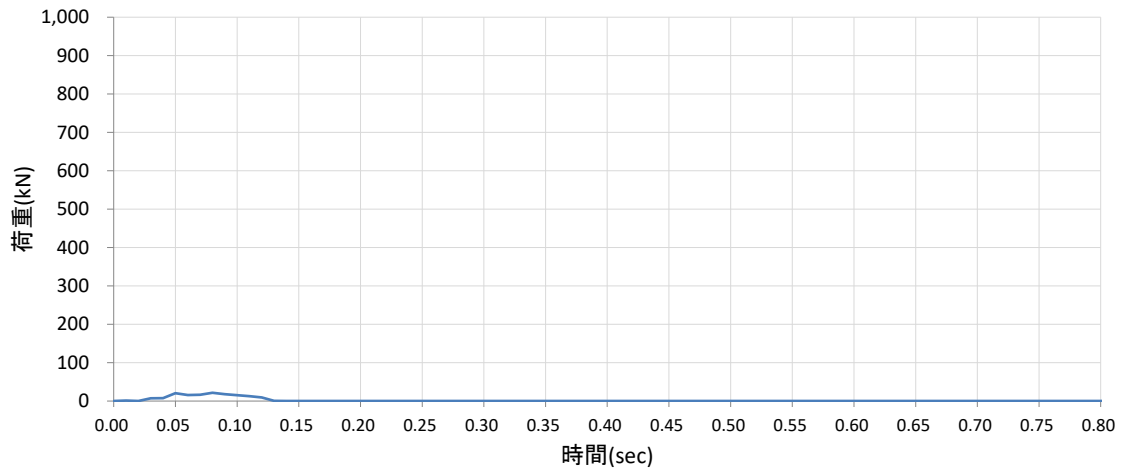


図 4-1 (9/9) 剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴
(破壊ひずみ変更ケース, ケース③)

剛壁番号①



剛壁番号②



剛壁番号③

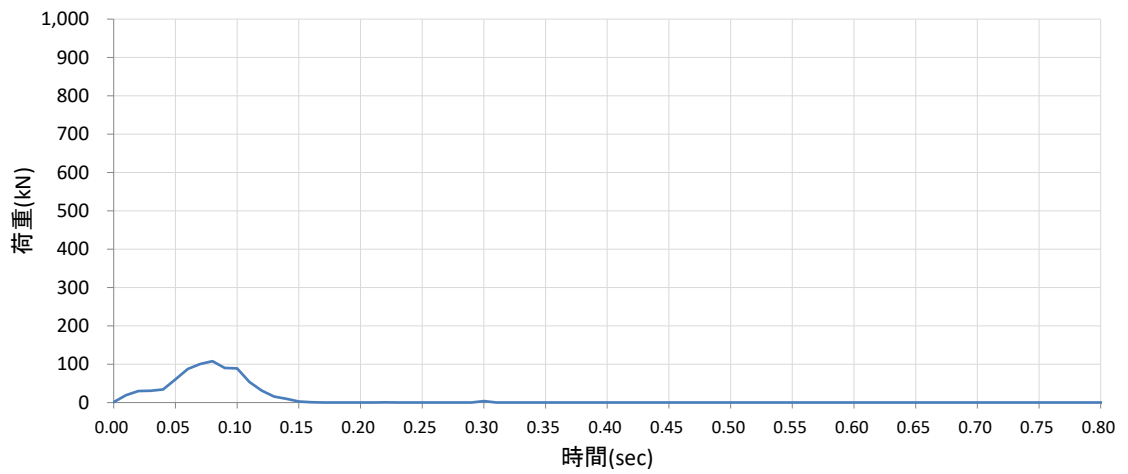
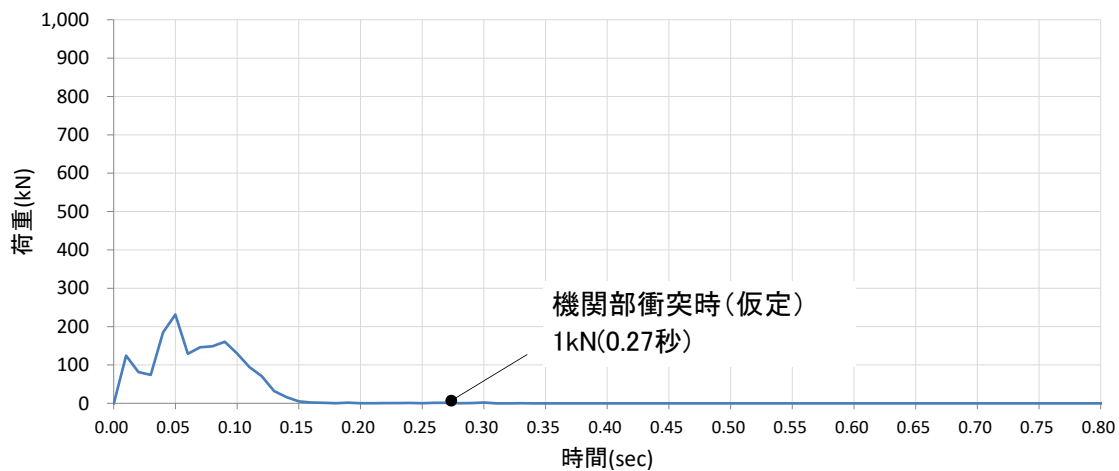
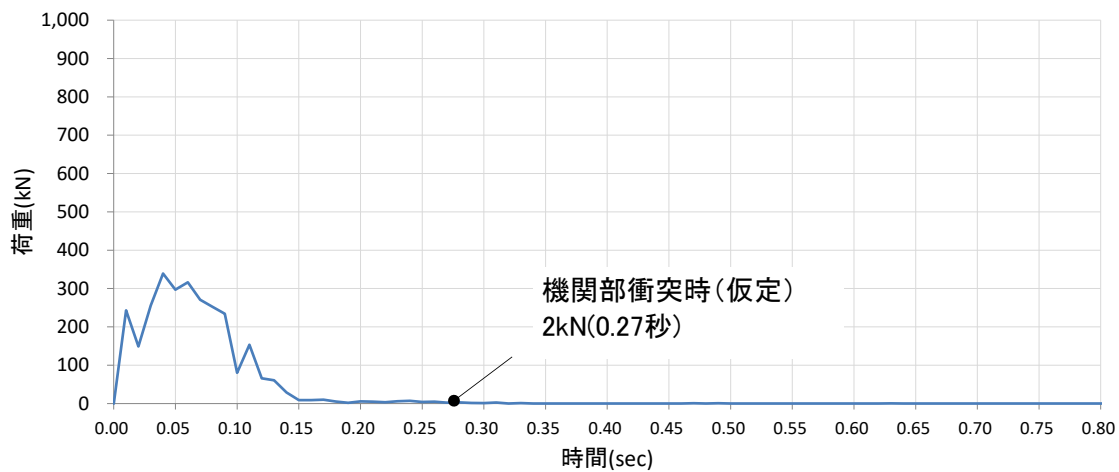


図 4-2 (1/9) 剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴
(曲げ強度変更ケース, ケース⑧)

剛壁番号④



剛壁番号⑤



剛壁番号⑥

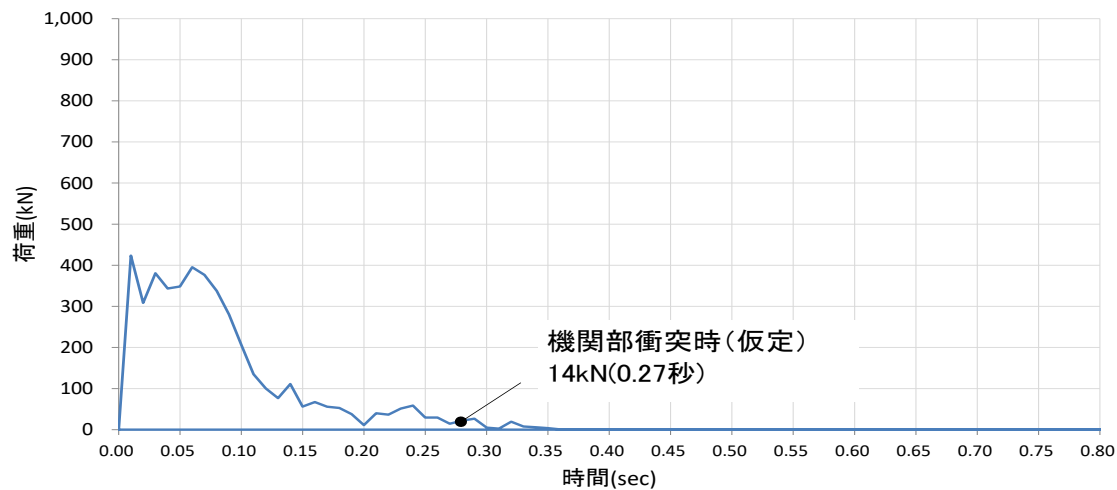
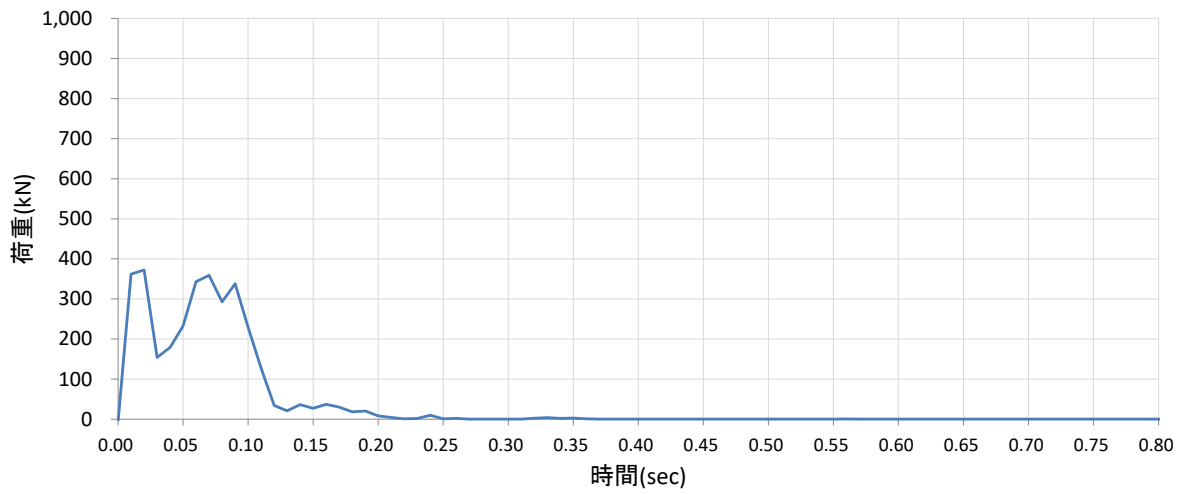
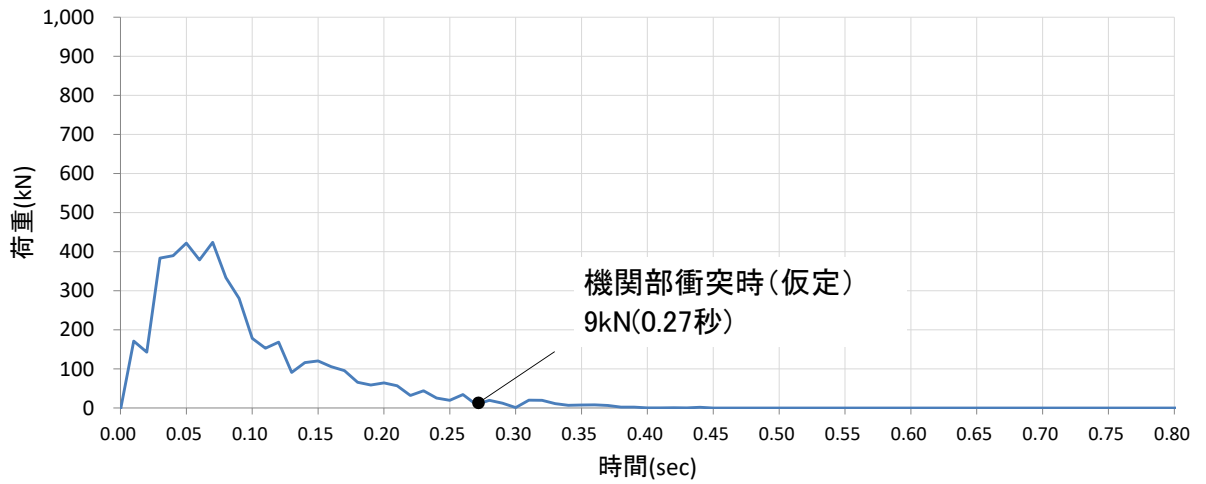


図 4-2 (2/9) 剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴
(曲げ強度変更ケース, ケース⑧)

剛壁番号⑦



剛壁番号⑧



剛壁番号⑨

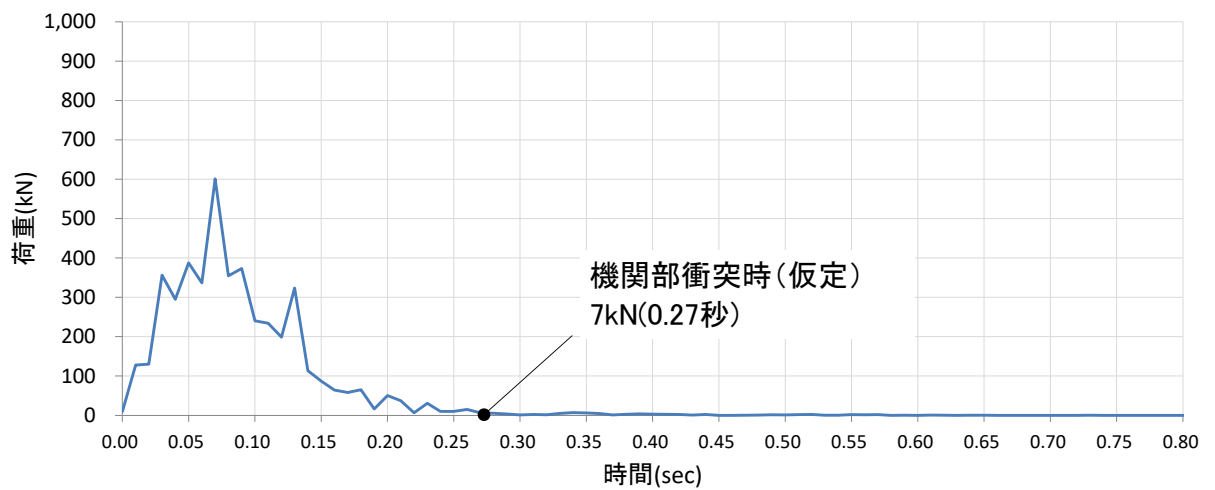
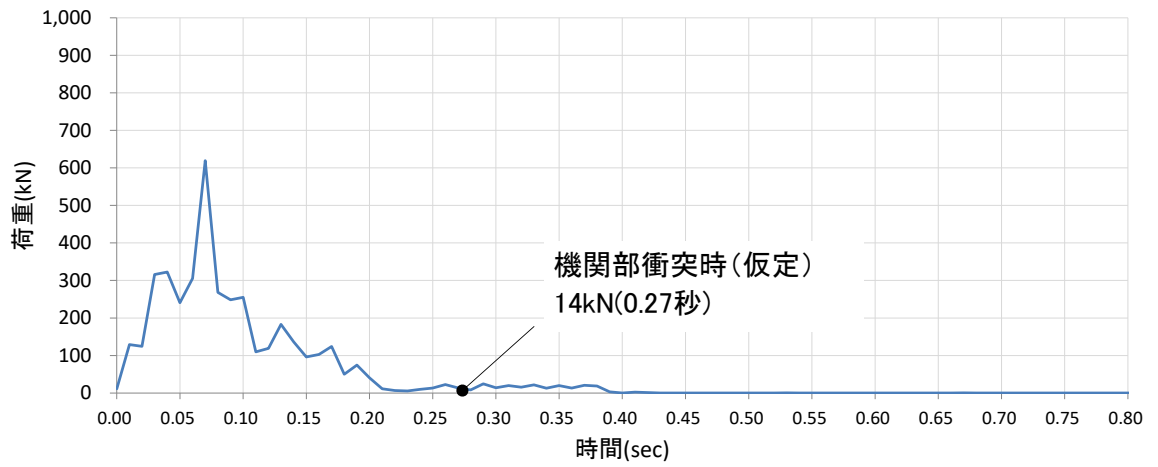
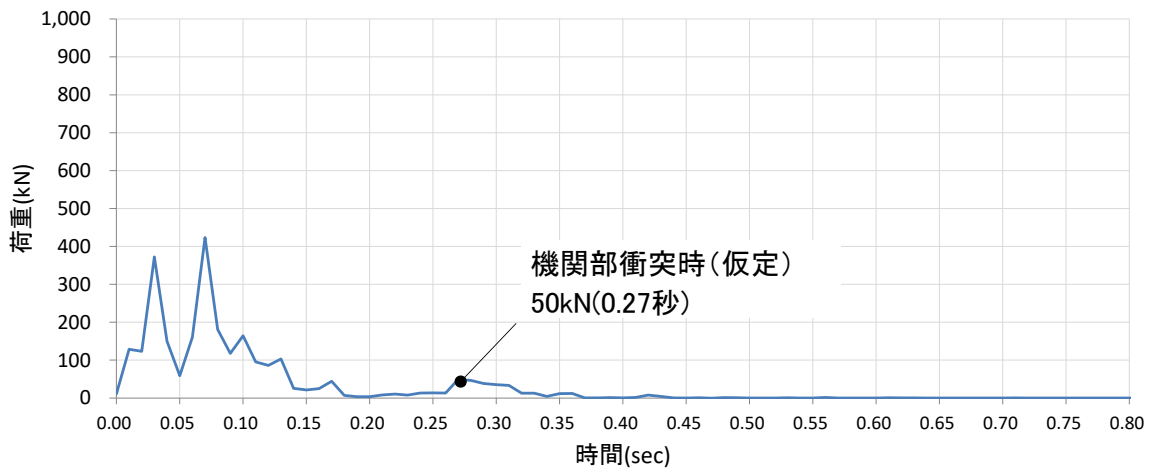


図 4-2 (3/9) 剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴
(曲げ強度変更ケース, ケース⑧)

剛壁番号⑩



剛壁番号⑪



剛壁番号⑫

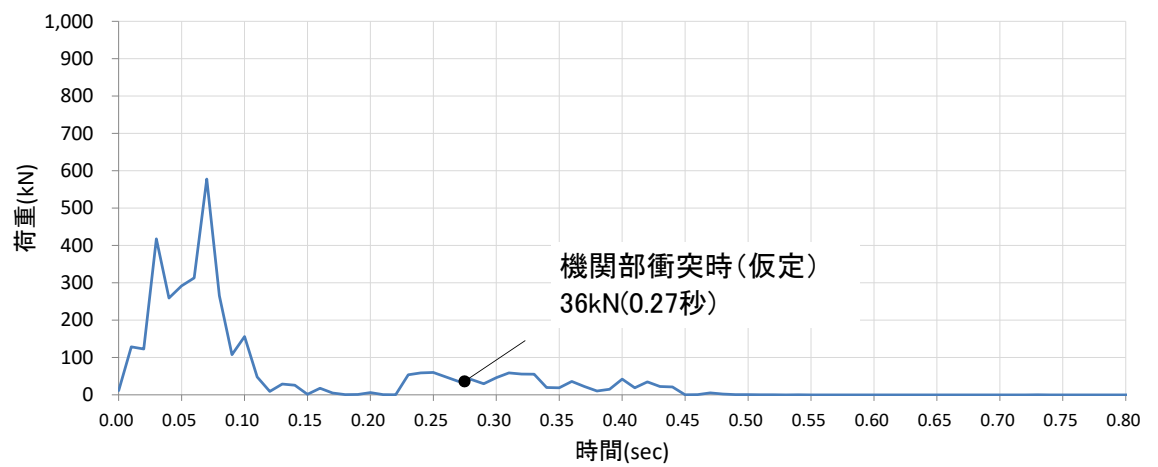
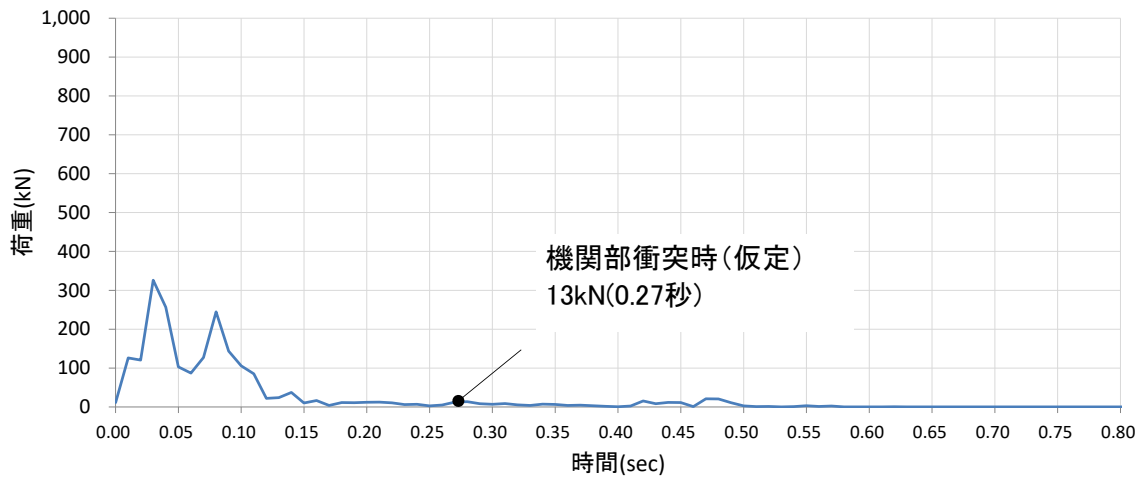
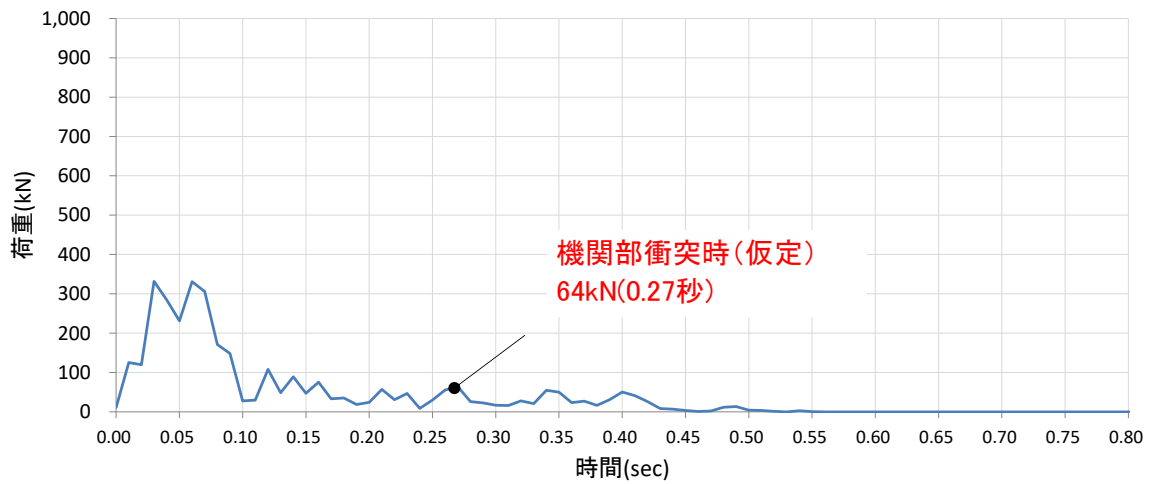


図 4-2 (4/9) 剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴
(曲げ強度変更ケース, ケース⑧)

剛壁番号⑬



剛壁番号⑭



剛壁番号⑮

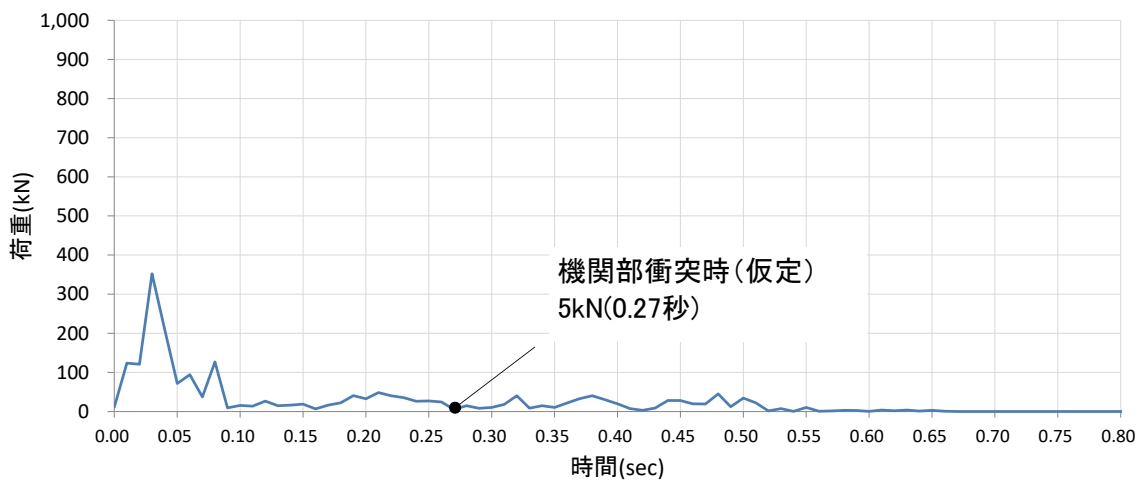
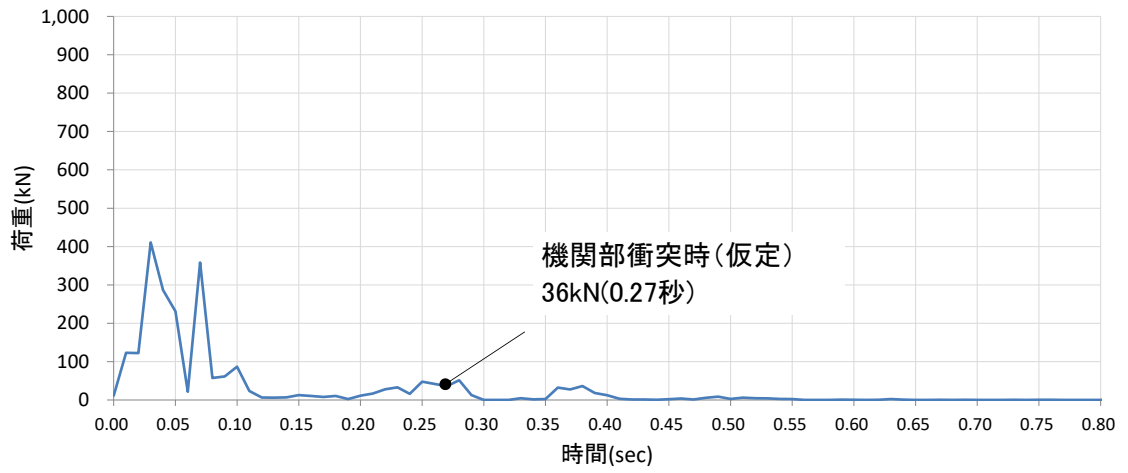
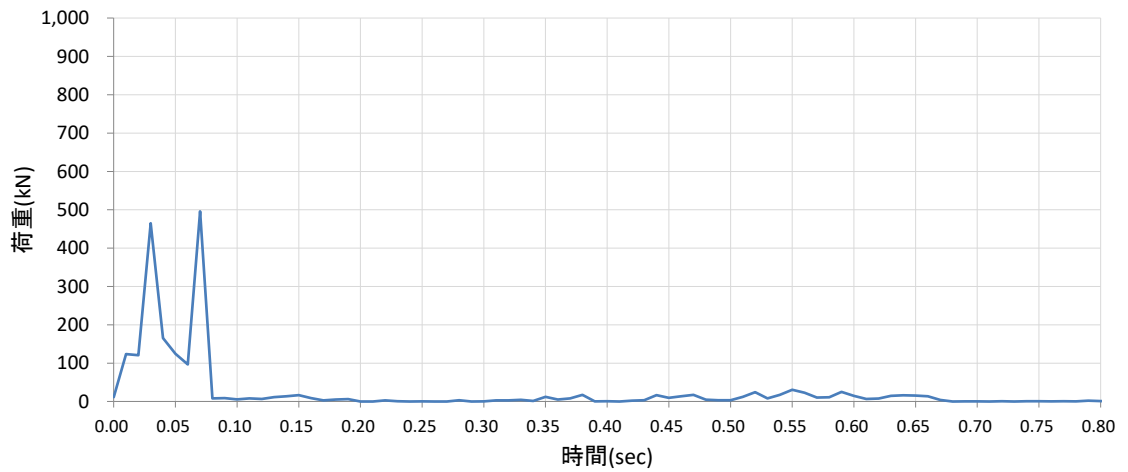


図 4-2 (5/9) 剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴
(曲げ強度変更ケース, ケース⑧)

剛壁番号⑬



剛壁番号⑭



剛壁番号⑮

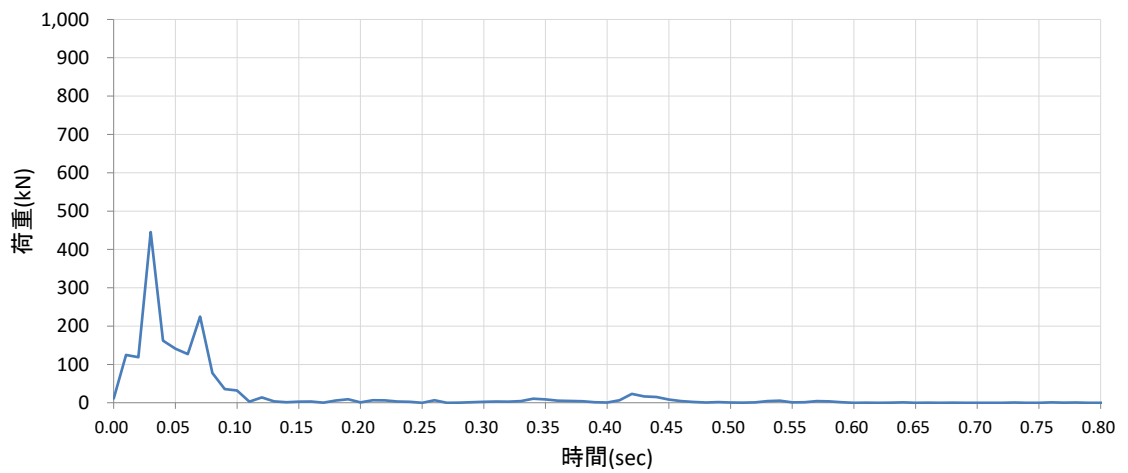
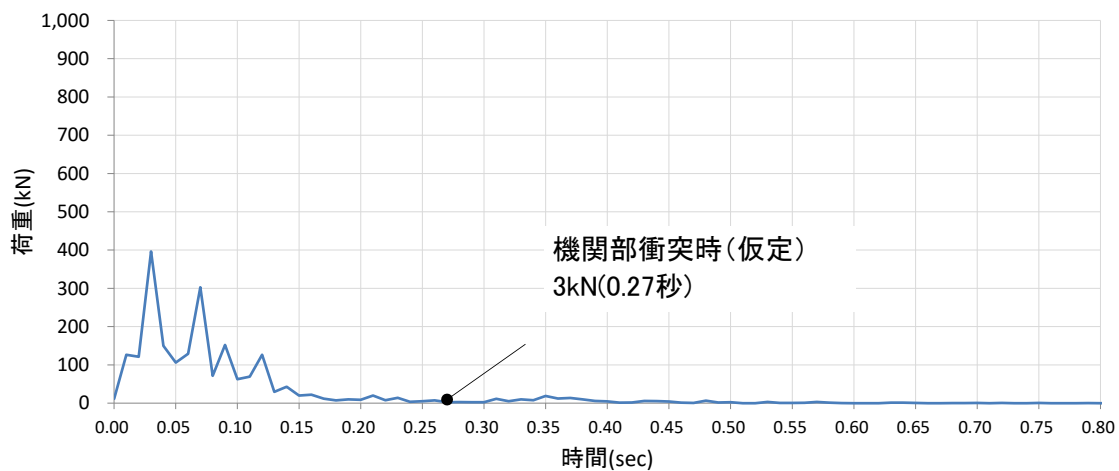
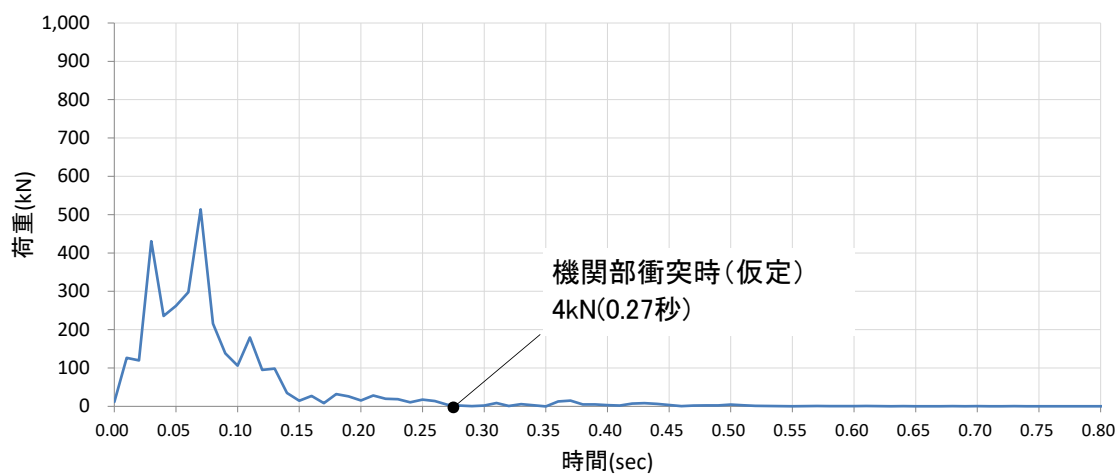


図 4-2 (6/9) 剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴
(曲げ強度変更ケース, ケース⑧)

剛壁番号⑱



剛壁番号㉔



剛壁番号㉕

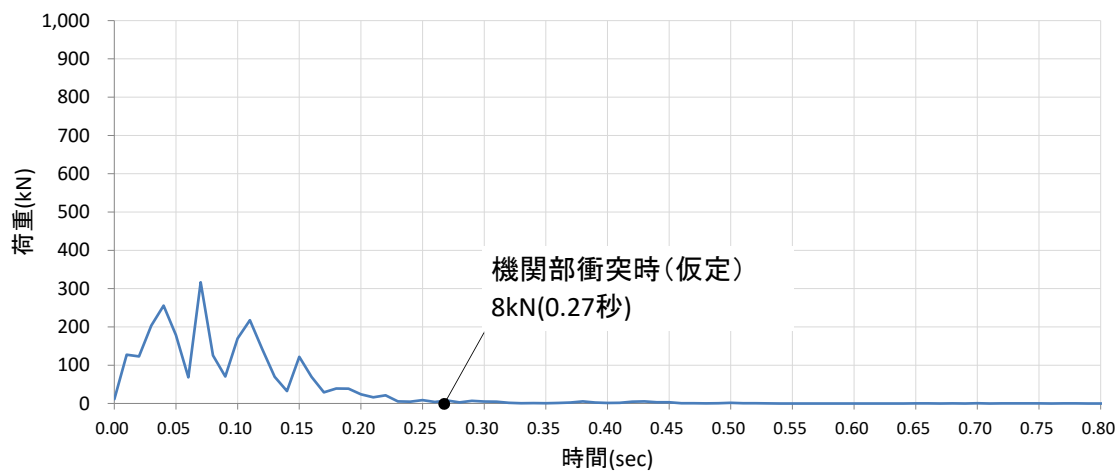
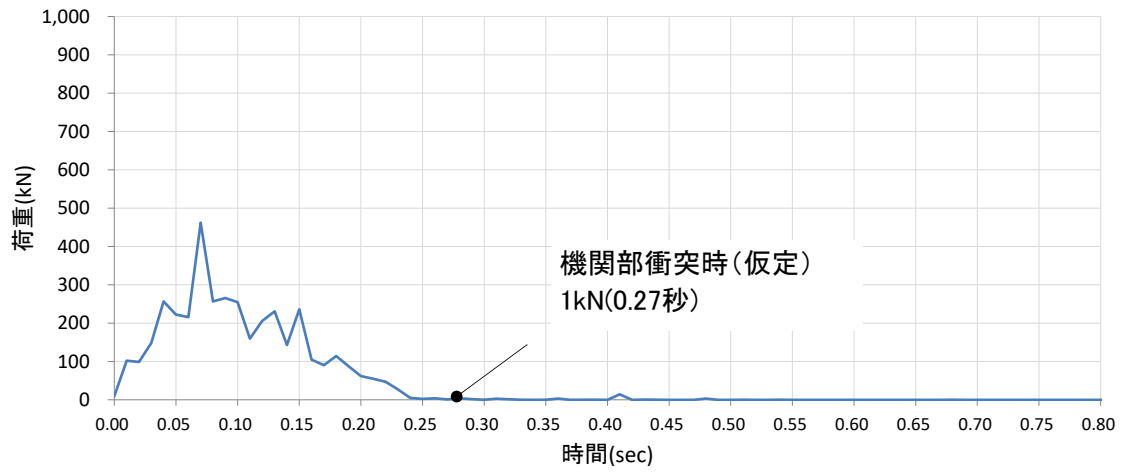
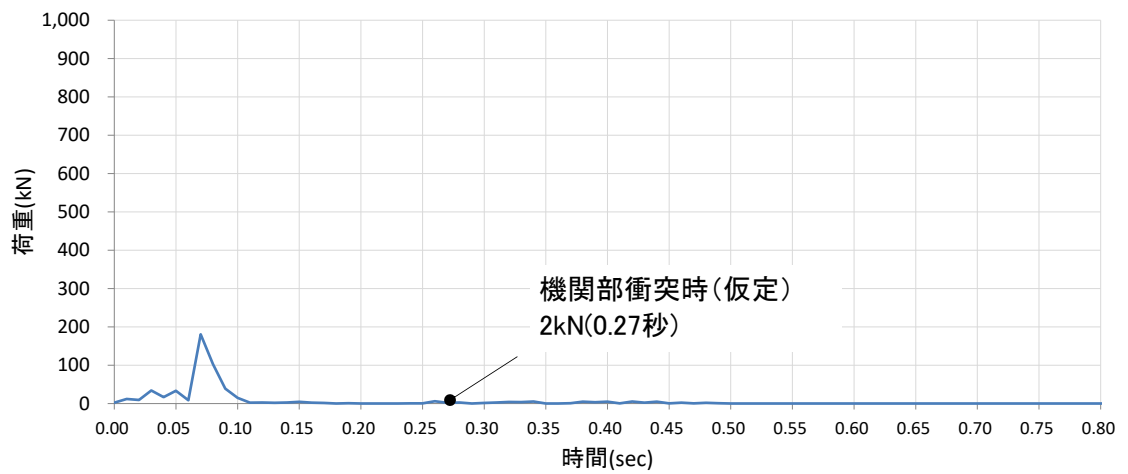


図 4-2 (7/9) 剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴
(曲げ強度変更ケース, ケース⑧)

剛壁番号⑳



剛壁番号㉑



剛壁番号㉒

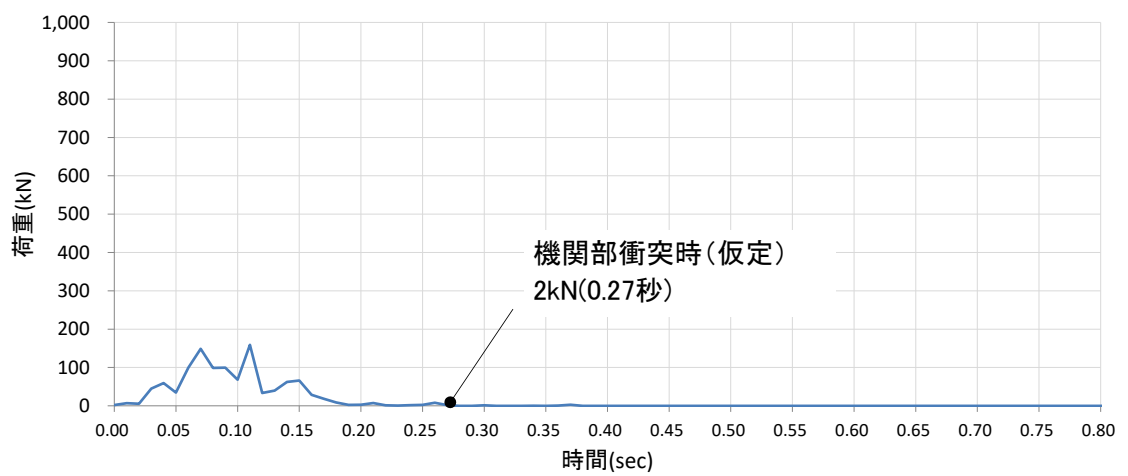


図 4-2 (8/9) 剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴
(曲げ強度変更ケース, ケース㉑)

剛壁番号②

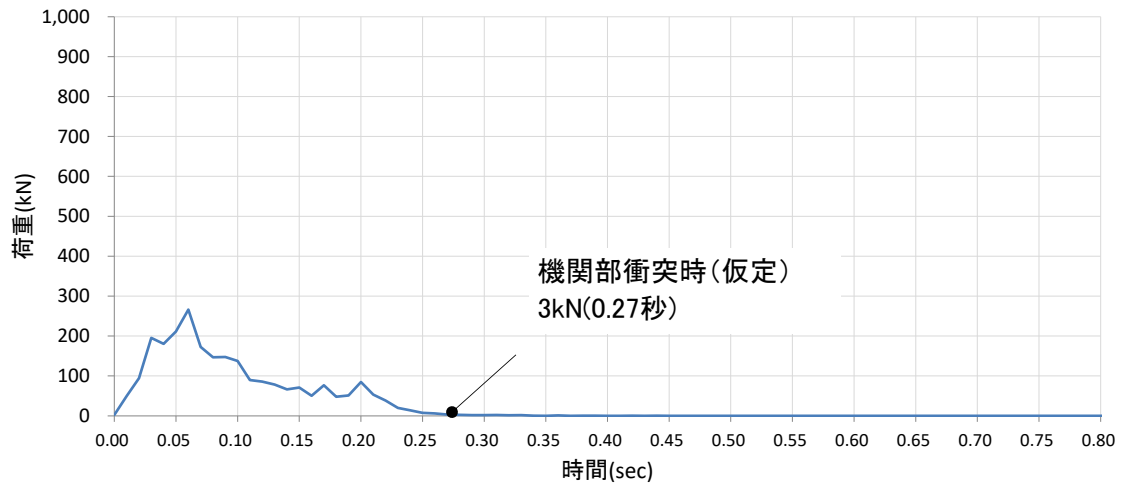


図 4-2 (9/9) 剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴
(曲げ強度変更ケース, ケース⑧)

表 4-3 船体の衝突荷重

剛壁 1m 当たりの衝突荷重【kN】	
破壊ひずみ 変更ケース	曲げ強度 変更ケース
56	64

5. FRP製船舶の機関部における衝突影響の確認結果

FRP製船舶の機関部における衝突影響の確認として、船体破壊の進行が早くなる条件として、破壊ひずみ変更ケースおよび曲げ強度変更ケースにおいて、機関部が剛壁に衝突しないことを確認した。機関部が剛壁に最も接近するのは、真横衝突となるため、安全側に真横衝突においては、機関部が剛壁に衝突すると仮定して、機関部の衝突荷重を算定した。

機関部の衝突荷重として、既往の算定式のうち安全側の衝突荷重の評価となる「FEMA (2012)」により、破壊ひずみ変更ケースでは 389kN、曲げ強度変更ケースでは 195kN となった。船体の衝突荷重として、衝突解析結果より、破壊ひずみ変更ケースでは 56kN、曲げ強度変更ケースでは 64kN となった。

機関部衝突と船体衝突の同時作用を考慮した衝突荷重として、機関部と船体を合算した衝突荷重は、破壊ひずみ変更ケースでは 445kN、曲げ強度変更ケースでは 259kN となった。よって、FRPの材料特性のうち破壊ひずみの設定が、船体破壊の進行に影響があり、機関部の衝突が懸念されることから、破壊ひずみ変更ケースにおける 445kN を機関部衝突の影響確認における衝突荷重として選定する。

機関部衝突の影響確認における衝突荷重 445kN は、「4.5.6 漂流物による衝突荷重の算定」（基本ケース）による船体の衝突荷重 1,107kN に包絡されることを確認した。

なお、真横衝突は、衝突開始時に面積が大きな船体側板が衝突することで最大衝突荷重が発生し、その後は衝突荷重が急激に低下する。すなわち、衝突直後に衝突エネルギーの大半が消費されるため、船体の破壊が機関部付近に到達する際には、船体の衝突速度及び衝突荷重も低下し、仮に機関部が剛壁に衝突した場合においても、機関部の衝突荷重は小さくなる。FRP製船舶の機関部における衝突影響の確認結果を表 5-1 に示す。

以上より、機関部における衝突影響は小さいことから、「4.5.6 漂流物による衝突荷重の算定」において確認した衝突荷重を踏まえて設計用衝突荷重を設定する。

表 5-1 FRP製船舶の機関部における衝突影響の確認結果

算定対象	算定方法	剛壁 1m 当たりの衝突荷重【kN】		
		機関部衝突の影響確認*		(参考) 「4.5.6 漂流物による衝突荷重の算定」
		破壊ひずみ 変更ケース	曲げ強度 変更ケース	
機関部	FEMA (2012)	389	195	—
船体	衝突解析	56	64	1,107
機関部と船体の 衝突荷重の合計		445	259	1,107

注記*：機関部の設置範囲の最小幅が約 1,200mm であることから、安全側に剛壁 1m 当たりの船体の衝突荷重と機関部の衝突荷重を合算する。

F R P 船舶の衝突解析に関する新規制基準審査実績との比較

島根原子力発電所 2 号機において、津波防護施設に考慮する漂流物である F R P 船舶の衝突解析の実施にあたり、3 次元 F E M モデルの設定方法等について、新規制基準審査実績（東北電力（株）女川原子力発電所 2 号機）との比較を行う。

比較を行う項目は以下のとおりとする。

- ・ 衝突解析に用いる解析コード
- ・ 3 次元 F E M モデルの船体構造
- ・ 3 次元 F E M モデルの材料特性

1. 衝突解析に用いる解析コード

衝突解析に用いる解析コードの比較結果を表 1-1 に示す。

表 1-1 衝突解析に用いる解析コードに関する比較

	島根原子力発電所 2 号機	女川原子力発電所 2 号機
解析コード	LS-DYNA Ver. 971 6.1.1	LS-DYNA Ver. 971 R6.0.0

2. 3 次元 F E M モデルの船体構造

衝突解析を行う対象船舶について、島根原子力発電所 2 号機においては総トン数 19 トン船舶としており、東北電力（株）女川原子力発電所 2 号機においては総トン数 5 トン船舶とされている。

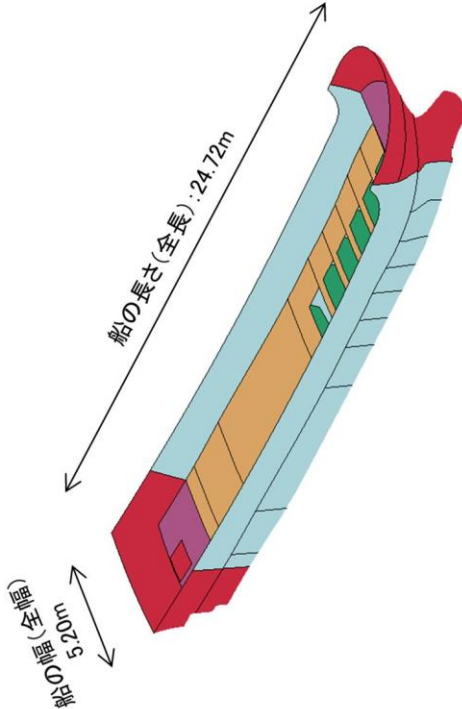
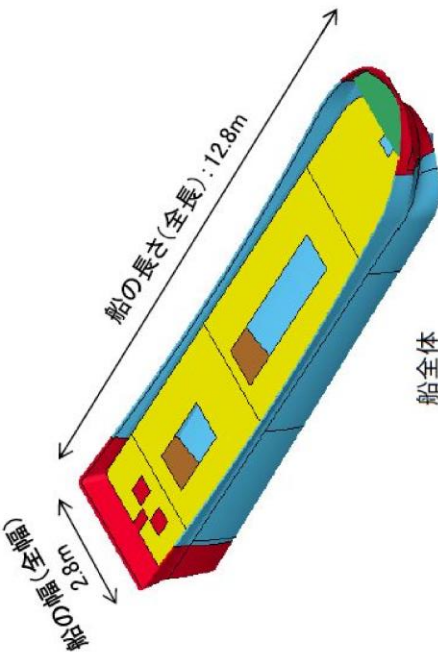
3 次元 F E M モデルの船体構造のうち、船体寸法等の比較結果を表 2-1 に、船体板厚の比較結果を表 2-2 に示す。

表 2-1 (1/2) 船体寸法等に関する比較

項目	島根原子力発電所 2 号機		女川原子力発電所 2 号機*	
	根拠	値	根拠	値
全長 (m)	対象船舶の測定結果を採用。	24.72	「漁港・漁場の施設の設計参考図書 (水産庁, 2015 年)」では、総トン数 5t の漁船の長さは 11.0m と記載があるが、保守性を考慮するために「強化プラスチック船規則解説 (日本海事協会, 1987)」の供給船一覧表で記載されている船舶の中から 11.0m に最も近い 12.8m を採用。	12.8
全幅 (m)	対象船舶の測定結果を採用。	5.20	「漁港・漁場の施設の設計参考図書 (水産庁, 2015 年)」に示される総トン数 5t の漁船の幅である 2.8m を採用。	2.8
計画最大 満載喫水 (m)	「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。	2.20	「強化プラスチック船規則解説 (1978, 日本海事協会)」 船舶長さ 12.8m の船舶の喫水を採用。	0.52
質量 (t)	総トン数 19 トン $\times 3 = 57.0$ 「津波漂流物対策施設設計ガイドライン (2014)」より、総トン数の 3 倍の質量として 考慮。 船体に考慮する質量と 3 次元 FEM モデルに おける質量の差分質量の取扱いは：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船首、 船尾以外の船殻の密度を増大させることによ り考慮する。	57.0	総トン数 5 トン $\times 3 = 15$ 「漁港・漁場の施設の設計参考図書 (水産庁, 2015 年)」より、総トン数の 3 倍の質量とし て考慮。 船体に考慮する質量と 3 次元 FEM モデルに おける質量の差分質量の取扱いは：船殻 (船首、 船尾, 船体及び甲板) の質量は約 1.95t である ため、残りの 13.05t を船体及び甲板に付加質 量として考慮する。	15

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。

表 2-1 (2/2) 船体寸法等に関する比較

	島根原子力発電所 2 号機	女川原子力発電所 2 号機*
<p>衝突解析に用いる F R P 製の船舶モデル</p>	 <p>船の長さ(全長): 24.72m 船の幅(全幅): 5.20m</p>	 <p>船の長さ(全長): 12.8m 船の幅(全幅): 2.8m</p> <p>船全体</p> <p>「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)」で示される総トン数 14t の F R P 船の構造を基に, 総トン数 5t の F R P 船の船体構造に案分し, モデル化を行った。</p>

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。

表 2-2(1/3) 船体板厚に関する比較

	島根原子力発電所 2 号機	女川原子力発電所 2 号機*
モデル図	<p>【船首・船尾以外】 船側外板厚=14mm</p> <p>【船首・船尾部】 甲板板厚=12mm</p> <p>【船首・船尾部】 甲板板厚=14mm</p> <p>【船首・船尾部】 船側外板厚=12mm</p> <p>【船首・船尾部】 隔壁板厚=12mm</p> <p>【船首・船尾以外】 隔壁板厚=14mm</p> <p>竜骨板厚=14mm</p>	<p>甲板 (板厚9mm, 6.525tを付加質量で考慮)</p> <p>甲板(船首部) (板厚7mm)</p> <p>隔壁 (板厚8mm)</p> <p>船体 (板厚8mm, 6.525tを付加質量で考慮)</p> <p>船首 (板厚7mm)</p> <p>隔壁① (面積約1.3m²)</p> <p>隔壁② (面積約2.6m²)</p> <p>船尾 (板厚7mm)</p> <p>隔壁③ (面積約3.0m²)</p> <p>隔壁④ (面積約3.3m²)</p> <p>船首側構造 【甲板非表示】</p> <p>船尾側構造 【甲板非表示】</p>

※ 3次元FEMモデルにおける質量と船体質量との差分は、船首、船尾以外の船殻を対象に密度を増大させて考慮する。

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。

表 2-2 (2/3) 船体板厚に関する比較

		島根原子力発電所 2 号機		女川原子力発電所 2 号機*1	
項目	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)	引用文献算定値 (mm)	採用値 (mm)
船首・船尾	船側外板・隔壁・甲板(船首)	<p>「強化プラスチック船規則 (2018, 日本海事協会)」</p> <p>【板厚算定式】*2</p> $t = 15 \times s \times (d + 0.026 \times L)^{1/2} \times 0.85$ <p>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</p>		5.89	7.00
	甲板(船尾)	<p>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。</p>	10.48		
					9.00

注記*1: 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。

*2: 女川原子力発電所 2 号機の審査資料に記載なし。

表 2-2 (3/3) 船体板厚に関する比較

		島根原子力発電所 2 号機			女川原子力発電所 2 号機*1		
項目	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)	引用文献算定値 (mm)	採用値 (mm)		
船側外板・隔壁・甲板・竜骨	<p>「強化プラスチック船規則(2018, 日本海事協会)」</p> <p>【板厚算定式】</p> $t = 15 \times s \times (d + 0.026 \times L)^{1/2}$ <p>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</p> <p>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。</p>	12.33	14.00				
船首・船尾以外				—*2		<p>甲板以外: 8.00</p> <p>甲板: 9.00</p>	
	引用文献等に基づいた設定・算定根拠					<p>「強化プラスチック船規則(2018, 日本海事協会)」</p> <p>船首及び船尾について中央部の板厚の0.85倍とする記載があることを踏まえ、船首及び船尾以外の船体(隔壁を含む)の板厚は8mmを採用。</p> <p>また、甲板は各種艀装及び貨物が載ること踏まえ9mmを採用。</p> <p>縦・横肋骨のモデル簡略化の観点から板厚を厚くすることで考慮。</p>	

注記*1: 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。

*2: 女川原子力発電所 2 号機の審査資料に記載なし。

3. 3次元FEMモデルの材料特性

衝突物であるFRP船舶の3次元FEMモデルにおける材料特性の比較結果を表3-1に、被衝突物の材料特性の比較結果を表3-2に示す。

表 3-1(1/2) FRP 船舶の材料特性に関する比較

		島根原子力発電所 2 号機			女川原子力発電所 2 号機*1		
項目	引用文献	引用文献値	採用値	引用文献	引用文献値*2	採用値	
ヤング率 (曲げ弾性)	「漁港・漁場の施設の設計参考図書(水産庁, 2015)」の曲げ弾性係数	9~12 (GPa)	12 (GPa)	「漁港・漁場の施設の設計参考図書(水産庁, 2015)」の曲げ弾性係数	9~12 (GPa)	12000 (MPa)	
ポアソン比	「非金属データーブック 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](1985)」のハンドレイアウト用ガラス繊維基材のGRPとしての力学的特性値(標準)	0.336 【0.32~0.358】	0.358	「非金属データーブック 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](1985)」のハンドレイアウト用ガラス繊維基材のGRPとしての力学的特性値(標準)	0.336 【0.32~0.358】	0.4	
強度	「強化プラスチック船規則検査要領(日本海事協会, 2018)」の曲げ強度	260 (MPa)	260 (MPa)	「漁港・漁場の施設の設計参考図書(水産庁, 2015)」	—*3	200 (MPa)	
単位体積重量	「漁港・漁場の施設の設計参考図書(水産庁, 2015)」のFRPの成型法と工学的特性値の例における, ハンドレイアウトの単位体積重量	1.5~1.6 (t/m ³)	1.6 (t/m ³)	—*3	—*3	—*3	

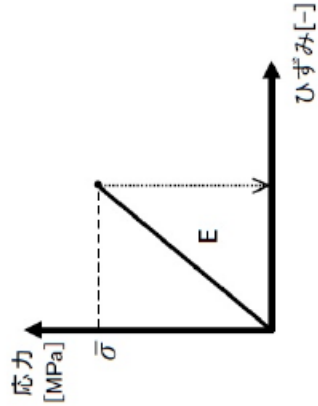
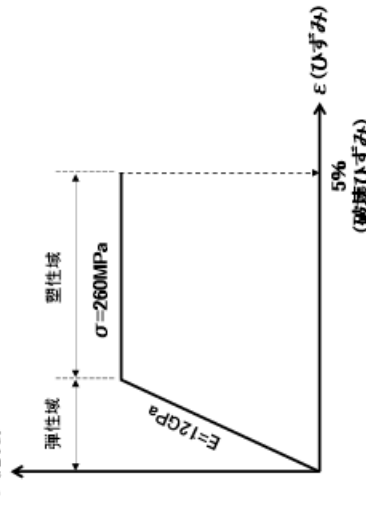
注記*1: 女川原子力発電所 2 号機の情報に係る記載内容については, 審査資料等をもとに独自に解釈したものである。

*2: 女川原子力発電所 2 号機の審査資料に記載の引用文献値

*3: 女川原子力発電所 2 号機の審査資料に記載なし。

表 3-1 (2/2) FRP 船舶の材料特性に関する比較

		島根原子力発電所 2 号機		女川原子力発電所 2 号機*1	
項目	引用文献	引用文献値	採用値	引用文献	採用値
破壊 ひずみ	「強化プラスチック船規則解説(日本海事協会誌, 1978年)」	1~1.5 (%)	5 (%)	-	-
	「基礎からわかるFRP(強化プラスチック協会編, 2016)」	0.5~3 (%)			
	「FRP船舶の衝突解析手法に関する研究(豊田ほか, 2022)」*2	5, 6, 9, 10 (%)			
応力-ひずみ関係	<p>各種文献に記載されている応力-ひずみ関係を基に、解析に用いる応力-ひずみ関係を下図のとおり設定した。</p> <p>FRPは弾性材料に近い破壊挙動を示すと考えられるが、船体の衝突荷重は塑性を考慮することで大きくなると考えられるため、曲げ強度到達後もひずみが増加する完全弾塑性とし、破壊ひずみに到達した後にシエルの要素を削除する設定とした。</p>		<p>「FRP成形入門講座(日本プラスチック加工技術協会)」の応力-ひずみ曲線を基に、解析に用いる応力-ひずみ関係を下図のとおり設定した。</p> <p>FRPは鋼材と異なりねばり強さがいないため、応力が強度に達した後(降伏以降)ではシエルの要素を削除する設定とした。</p>		



注記*1: 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。

*2: 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),

表 3-2 被衝突物の材料特性に関する比較

島根原子力発電所 2 号機	女川原子力発電所 2 号機*
<p>被衝突物は剛壁とし、変形・移動をしない条件とする。 被衝突物の材料特性は、コンクリートを想定し、ヤング率 25GPa、ポアソン比 0.2 とする。</p>	<p>被衝突物は剛壁とし、変形・移動しない条件とする。 被衝突物の材料特性は、鋼製を想定し、ヤング率 200GPa、ポアソン比 0.3 とする。</p>

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。

4. 衝突解析の衝突速度及び衝突方向

衝突解析の衝突速度及び衝突方向の比較結果を表 4-1 に、衝突形態の比較結果を図 4-1 に示す。

表 4-1 衝突解析の解析ケースに関する比較

島根原子力発電所 2 号機			女川原子力発電所 2 号機*		
ケース	衝突形態	流速	ケース	衝突形態	流速
①	船首衝突	10.0m/s	①	船首衝突	13.0m/s
②	船尾衝突		②	船尾衝突	
③	真横衝突		③	真横衝突	
④	斜め船首衝突		④	斜め船首衝突	
⑤	斜め船尾衝突		⑤	斜め船尾衝突	

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。

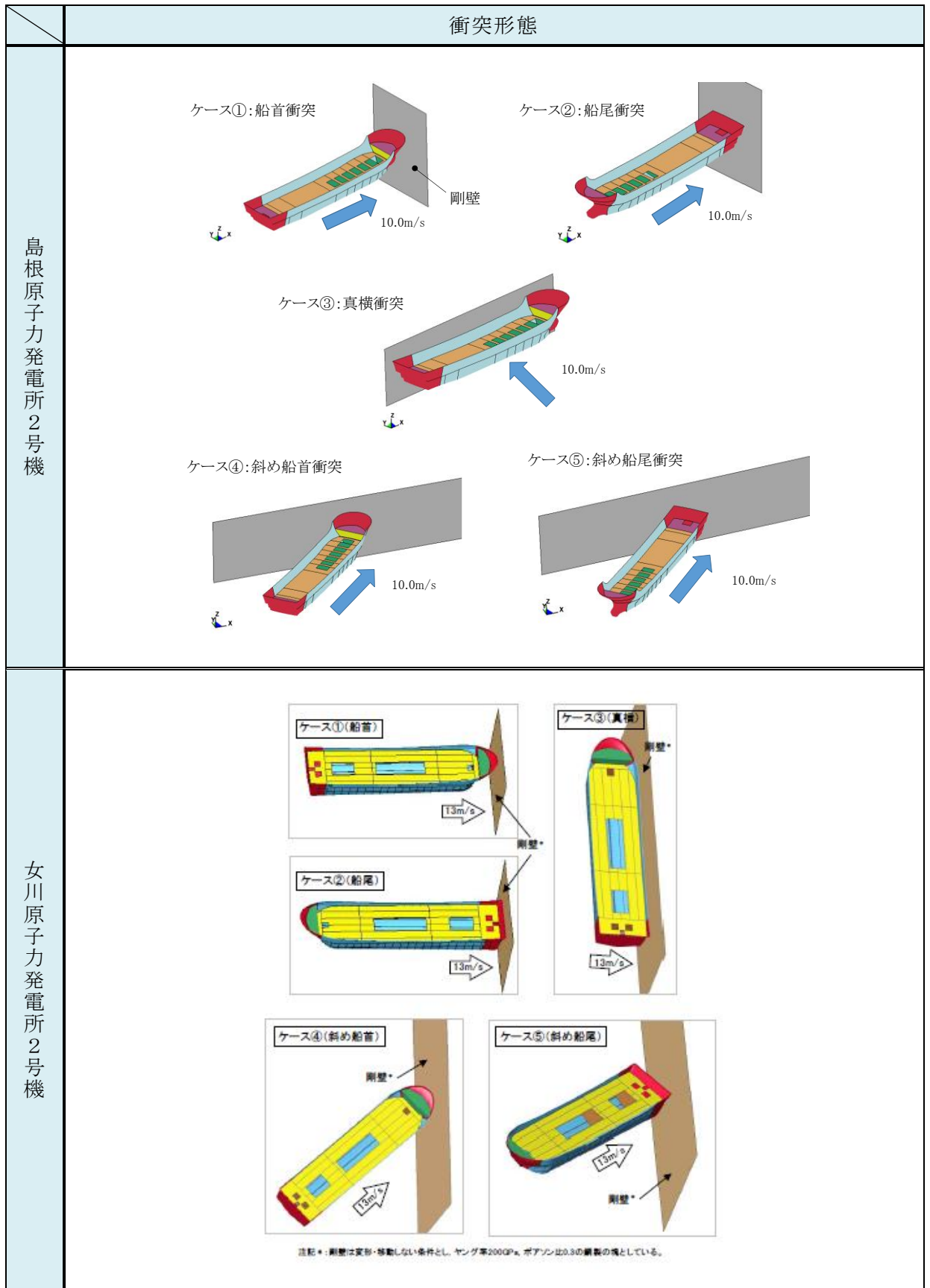


図 4-1 衝突形態の比較

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

1. 概要

島根原子力発電所においては、漂流物の初期配置、漂流物の仕様（材質、重量等）、操業区域及び航行の不確かさを踏まえ、総トン数19トンの漁船を選定している。総トン数19トン船舶の漂流物衝突荷重は、衝突解析より船体寸法に応じて船首又は真横から衝突する場合における船体の衝突荷重が最も大きくなることを確認している。また、添付資料6において、総トン数19トン船舶の船体の破壊が進行しやすいFRPの材料特性の設定における衝突解析を実施している。結果として、総トン数19トン船舶の船体破壊の進行が早くなることにより、機関部が被衝突物に衝突すると仮定した場合においても、船体の衝突荷重に包絡されることを確認している。

総トン数19トン船舶よりも総トン数の小さい小型の船舶については、総重量が小さいことから、船体の衝突荷重は総トン数19トン船舶より小さくなる。一方、総トン数19トン船舶よりも小型の船舶については、総トン数19トン船舶より船体寸法が小さいため、船側から機関部までの距離が短いことから、船舶が被衝突物に衝突した場合に機関部が被衝突物に衝突する可能性が高くなる。また、船体の破壊が機関部まで至った際には、機関部までの距離が短いことから船体の破壊に伴う船体の減速は小さくなり、総トン数19トン船舶より機関部の衝突速度が大きくなる可能性がある。

本資料では、総トン数19トン船舶よりも小型の船舶において、船体破壊の進行が早くなるFRPの材料特性を設定した衝突解析を実施することで、船舶寸法の違いによる機関部の衝突荷重を確認し、総トン数19トン船舶の衝突荷重の代表性を確認する。

2. 総トン数 19 トンより小型の船舶に係る衝突解析における解析条件

総トン数19トン船舶よりも小型の船舶として、船体寸法が小さく、船側から機関部までの距離が短い総トン数 2 トンの船舶を対象として解析する。

(1) 船体構造及び船体板厚

総トン数 2 トン船舶の 3 次元 F E Mモデルの船体構造は、添付資料 3 と同様の設定とした。

総トン数 2 トン船舶における船体板厚の設定を表 2-1、総トン数 2 トン船舶の 3 次元 F E Mモデルを図 2-1 に示す。

表 2-1 総トン数 2 トン船舶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)	<p>「強化プラスチック船規則(2018, 日本海事協会)」</p> <p>【板厚算定式】</p> $t=15 \times s \times (d + 0.026 \times L)^{1/2} \times 0.85$ <p>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</p> <p>・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</p>	7.51	9.00
船首・ 船尾 以外	船側外板 隔壁 甲板 竜骨	<p>「強化プラスチック船規則(2018, 日本海事協会)」</p> <p>【板厚算定式】</p> $t=15 \times s \times (d + 0.026 \times L)^{1/2}$ <p>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</p> <p>・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</p>	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

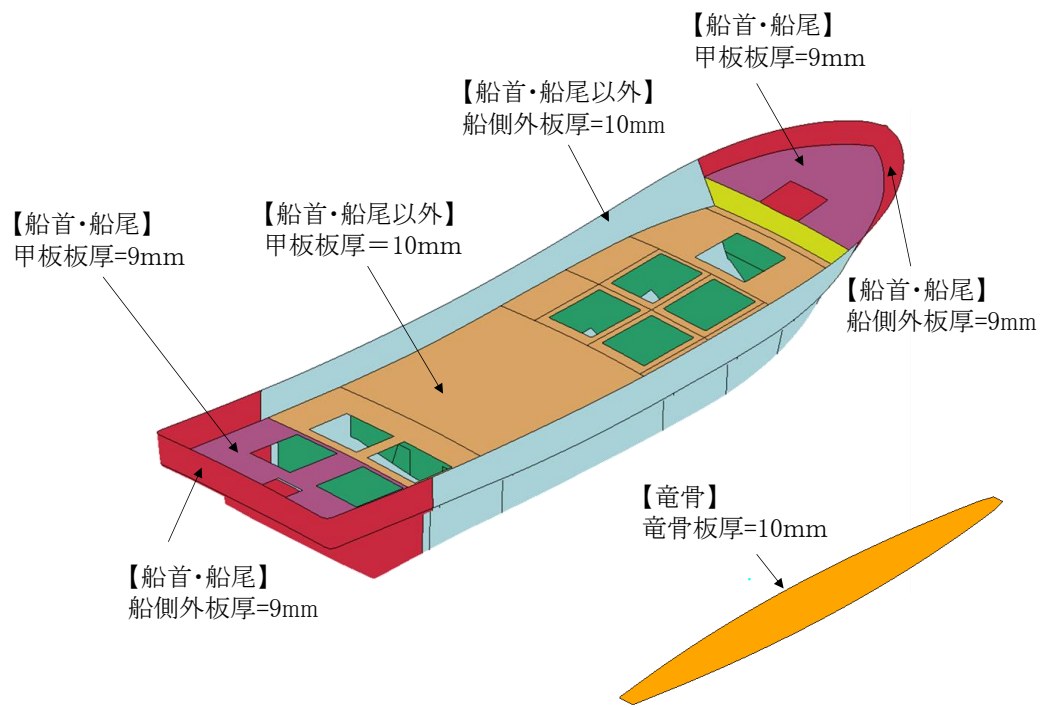


図 2-1 総トン数 2 トン船舶の 3 次元 F E Mモデル

(2) 船体質量

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2トンの3倍である6.0tとする。ただし、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6.0t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。

(3) 材料特性

F R Pの材料特性は、船舶によらず同様の材料特性であると判断し、船体破壊の進行に対する影響が大きい破壊ひずみ以外の材料特性は、衝突実験により妥当性を確認した総トン数19トン船舶と同様の設定とした。また、破壊ひずみは、船体破壊の進行が早くなるように塑性ひずみは考慮せず、曲げ強度到達時のひずみとした。F R Pの材料特性を表2-2に、F R P材料の応力-ひずみ関係を図2-2に示す。

表2-2 本解析に用いるF R P材料の材料特性

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	—	曲げ強度到達時に破壊する。

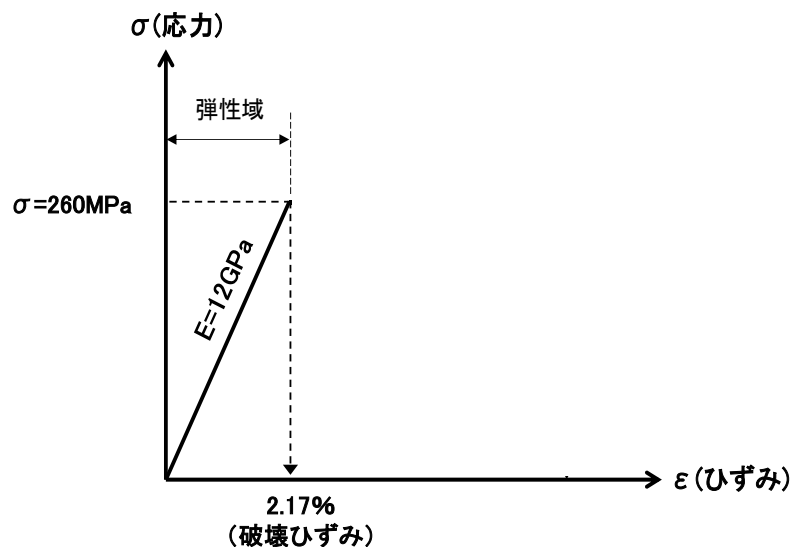


図2-2 応力-ひずみ関係

(4) 被衝突物

被衝突物は、「4.5.6 漂流物による衝突荷重の算定」と同様に表 2-3 のとおり設定する。

表 2-3 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

(5) 解析ケース（衝突形態）

解析ケース（衝突形態）としては、添付資料 6 において確認した、総トン数 19 トン船舶の機関部と剛壁の距離が最も近接する真横衝突、及び真横衝突の次に近接する船尾衝突の 2 ケースとする。

衝突速度は、添付資料 6 における検討と同様に 10m/s とする。

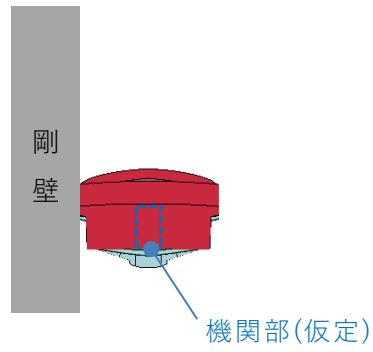
3. 総トン数 19 トンより小型の船舶に係る衝突解析の結果

総トン数 2 トン船舶の真横衝突の衝突解析による衝突状況，衝突荷重及び衝突速度の時刻歴を図 3-1 に，船尾衝突の衝突解析による衝突状況，衝突荷重及び衝突速度の時刻歴を図 3-2 に示す。

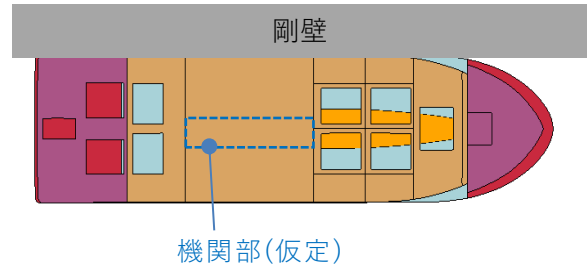
図 3-1 及び図 3-2 より，総トン数 2 トン船舶において，真横衝突及び船尾衝突ともに機関部まで船体が破壊せず，機関部は被衝突物に衝突しない結果となった。なお，総トン数 2 トン船舶の機関部は，甲板中央部に配置されていると仮定した。

衝突後0.00秒（衝突開始時）

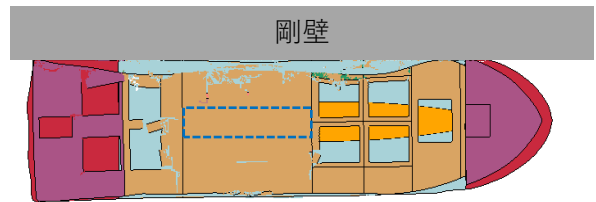
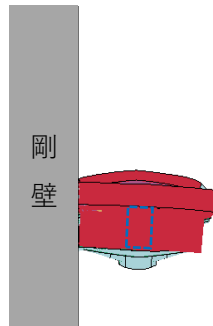
後方断面



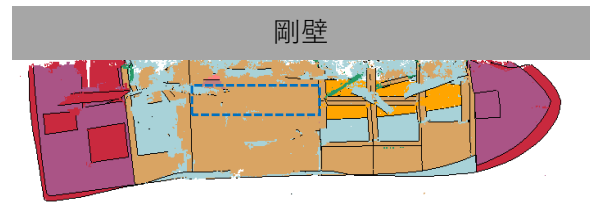
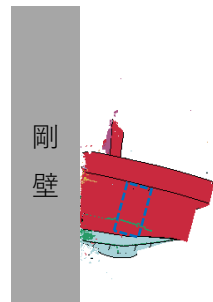
平面



衝突後0.02秒（最大荷重発生時）



衝突後0.12秒（衝突運動終了時）



衝突後0.18秒（衝突作用終了時）

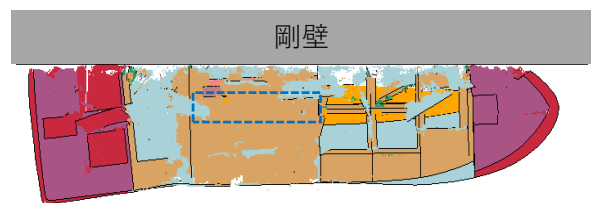
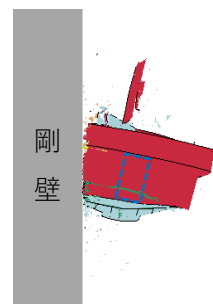


図 3-1 (1/3) 総トン数 2 トン船舶の衝突解析結果（真横衝突）

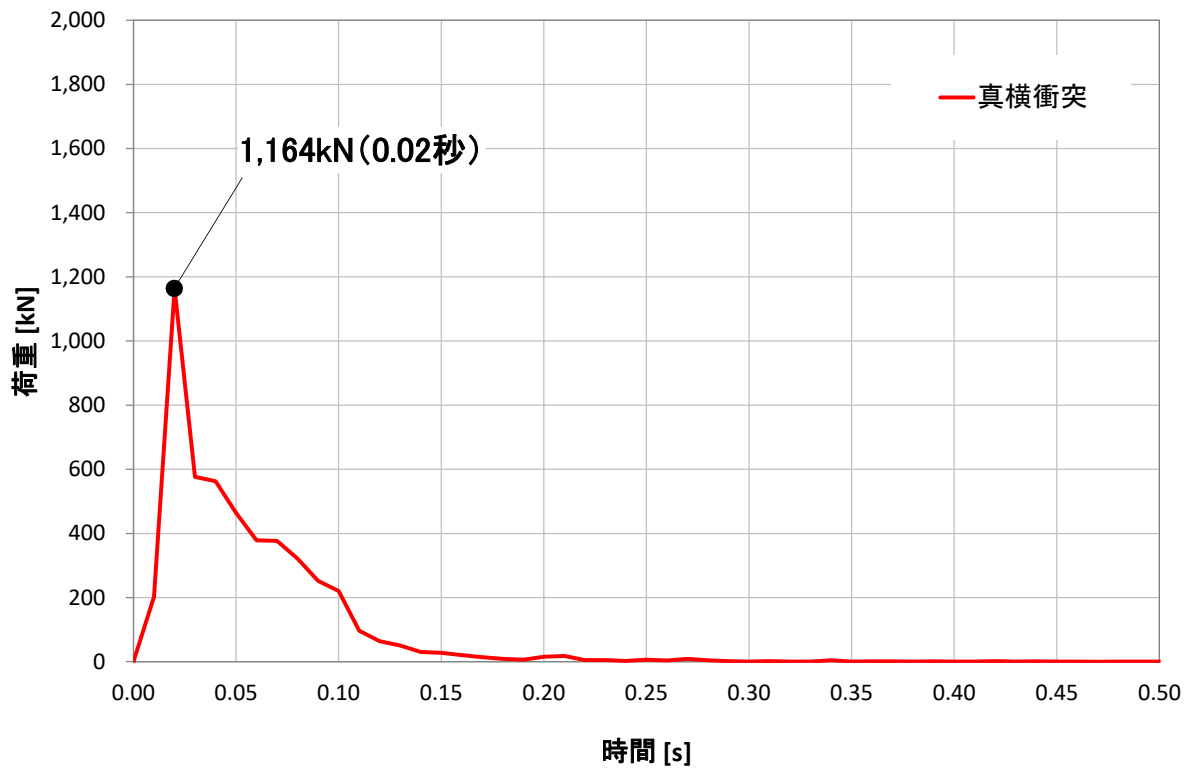


図 3-1 (2/3) 総トン数 2 トン船舶の衝突解析結果 (真横衝突)

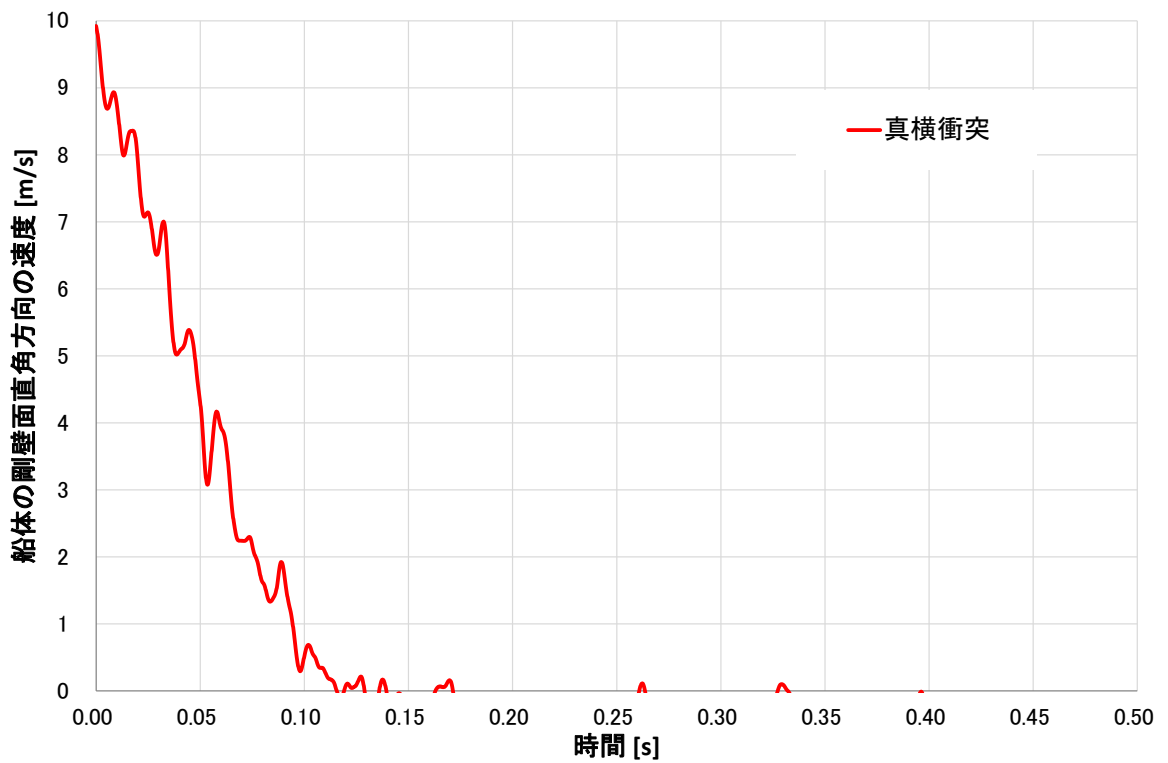
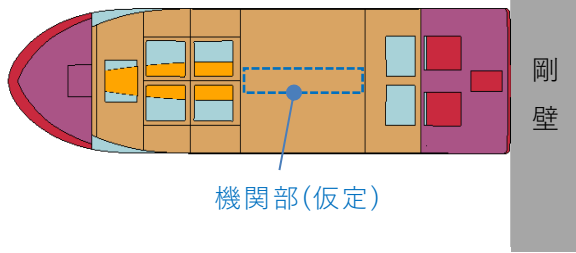


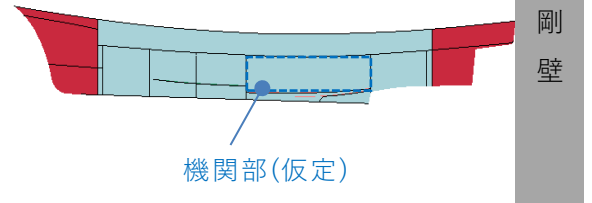
図 3-1 (3/3) 総トン数 2 トン船舶の衝突解析結果 (真横衝突)

衝突後0.00秒（衝突開始時）

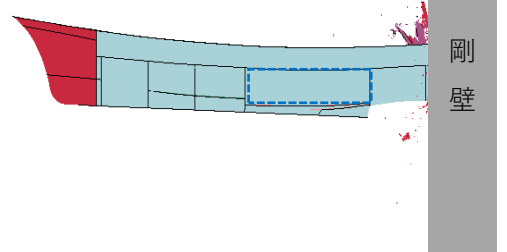
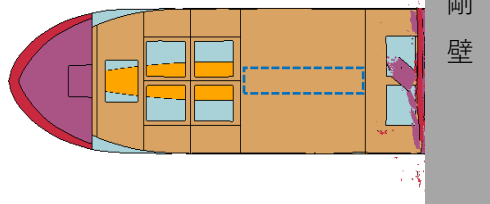
平面



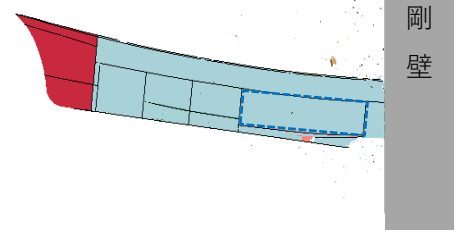
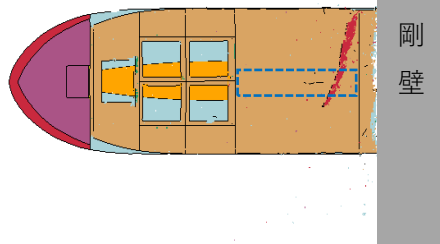
側面



衝突後0.15秒（最大荷重発生時）



衝突後0.40秒（衝突運動終了時）



衝突後0.50秒（衝突作用終了時）

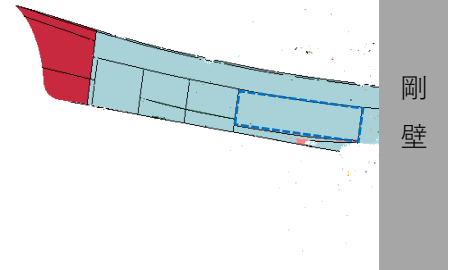
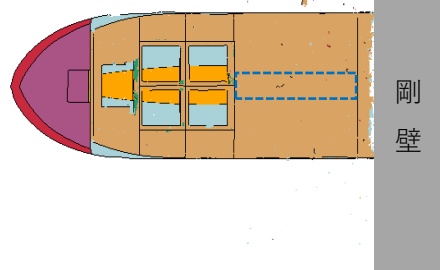


図 3-2 (1/3) 総トン数 2 トン船舶の衝突解析結果（船尾衝突）

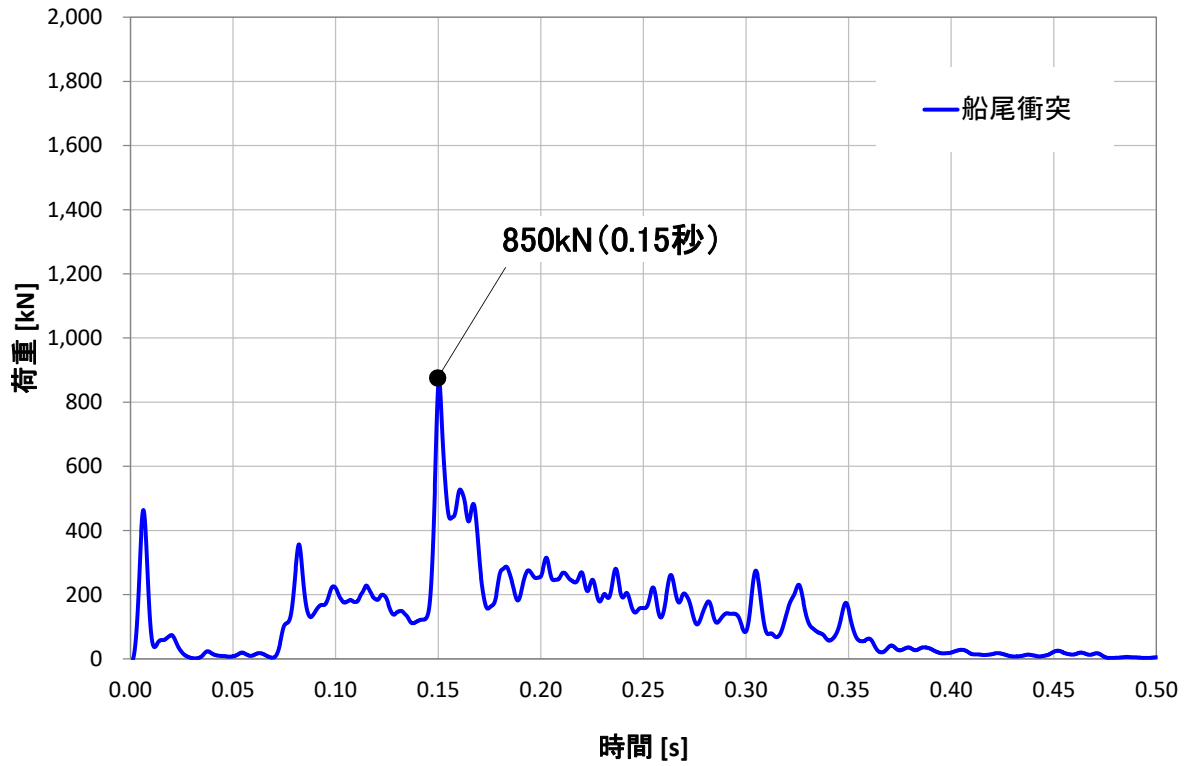


図 3-2 (2/3) 総トン数 2 トン船舶の衝突解析結果 (船尾衝突)

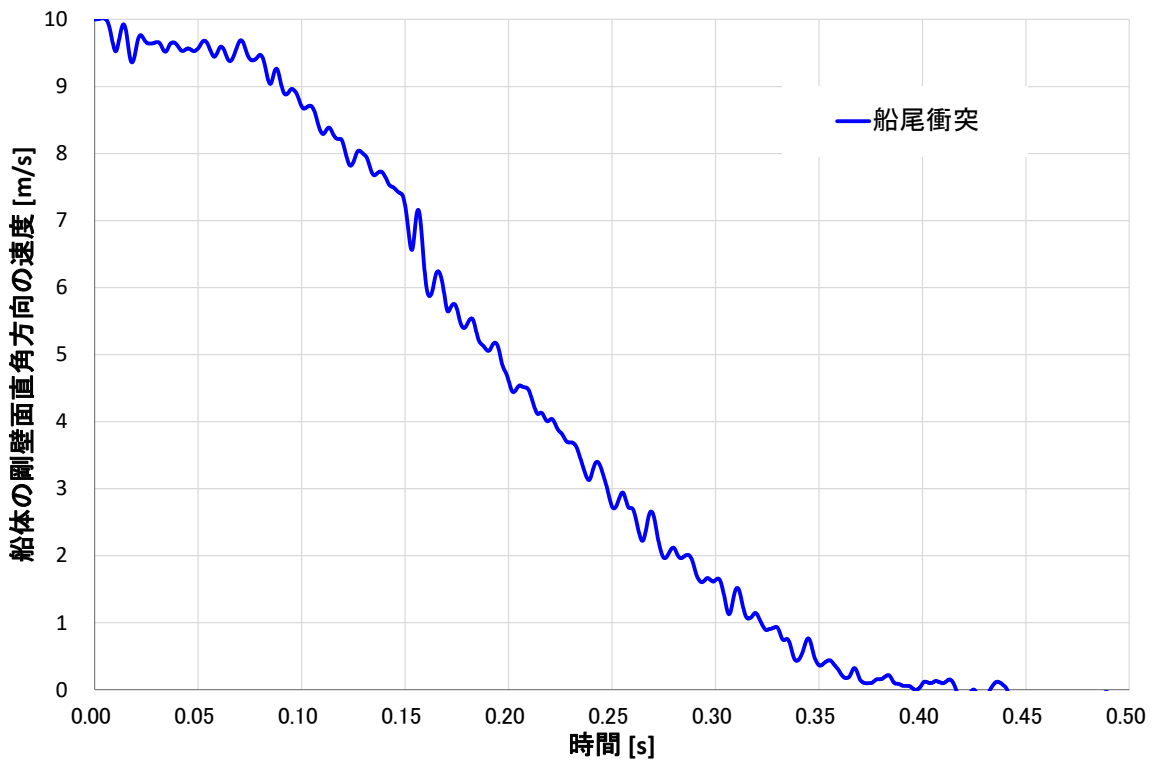


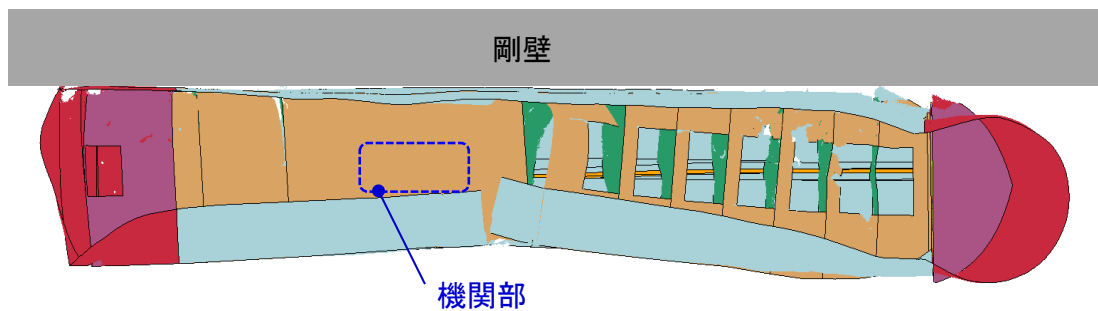
図 3-2 (3/3) 総トン数 2 トン船舶の衝突解析結果 (船尾衝突)

4. 総トン数 19 トン船舶に係る衝突解析の結果

「4.5.6 漂流物による衝突荷重の算定」及び添付資料 6 における総トン数 19 トン船舶の真横衝突の衝突解析による衝突状況を図 4-1 に示す。

図 4-1 により、「4.5.6 漂流物による衝突荷重の算定」では、真横衝突時に機関部が被衝突物（剛壁）に最も接近するが、被衝突物に機関部が衝突しないことを確認している。

「4.5.6 漂流物による衝突荷重の算定」



「添付資料 6 FRP 製船舶の機関部における衝突影響の確認」 (破壊ひずみ変更ケース)

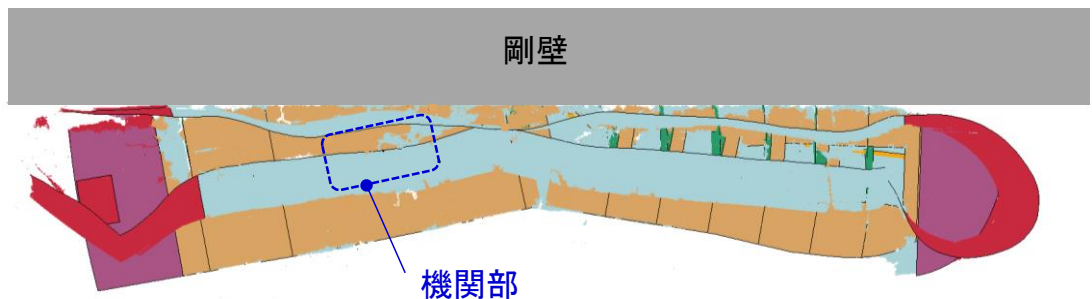


図 4-1 衝突状況（真横衝突）

5. 総トン数 19 トンより小型の船舶に係る衝突解析の考察

本資料において、総トン数 19 トン船舶より小型の船舶として総トン数 2 トン船舶の衝突解析を実施した。その結果、総トン数 2 トン船舶の機関部は被衝突物（剛壁）に衝突しないことを確認した。

総トン数 19 トン船舶と総トン数 2 トン船舶の真横衝突の衝突解析による力積の比較結果を図 5-1、総トン数と船体質量の相関関係を図 5-2、総トン数と船体板厚*1の相関関係を図 5-3、総トン数と船幅*2の相関関係を図 5-4 に示す。

図 5-1 より、総トン数 19 トン船舶の力積は、総トン数 2 トン船舶の力積に対して 11 倍程度大きくなっている。図 5-2 より、総トン数と船体質量の相関関係として、総トン数に比例して質量が大きくなるため、総トン数 20 トン船舶は、総トン数 2 トン船舶に対して 10 倍程度増加していることを確認した。

一方、図 5-3 より、総トン数と船体板厚の相関関係として、総トン数 20 トン船舶は、総トン数 2 トン船舶に対して 1.4 倍程度の増加となっており、図 5-4 より、総トン数と船幅の相関関係として、総トン数 20 トン船舶は、総トン数 2 トン船舶に対して 2 倍程度の増加となっているため、力積及び船体質量の増加率に対して小さいことを確認した。

以上の結果より、総トン数 2 トン船舶の機関部は、総トン数 19 トン船舶の機関部に対して船側からの距離が短いのが、被衝突物に機関部が衝突しない要因として、総トン数 2 トン船舶の衝突解析による衝突荷重の力積は、総トン数 19 トン船舶と比較して、船体質量が小さいことに伴う大幅な力積の減少が生じているが、船体板厚及び船幅においては、衝突荷重の力積の減少率と比較して、船体板厚及び船幅ともに減少率が小さく、総トン数 2 トン船舶の船体破壊が小さくなったことが要因として判断できる。

注記*1：船体板厚は「強化プラスチック船規則（2018）」に準じて算定

*2：船幅は「津波漂流物対策施設設計ガイドライン（2014）」を引用

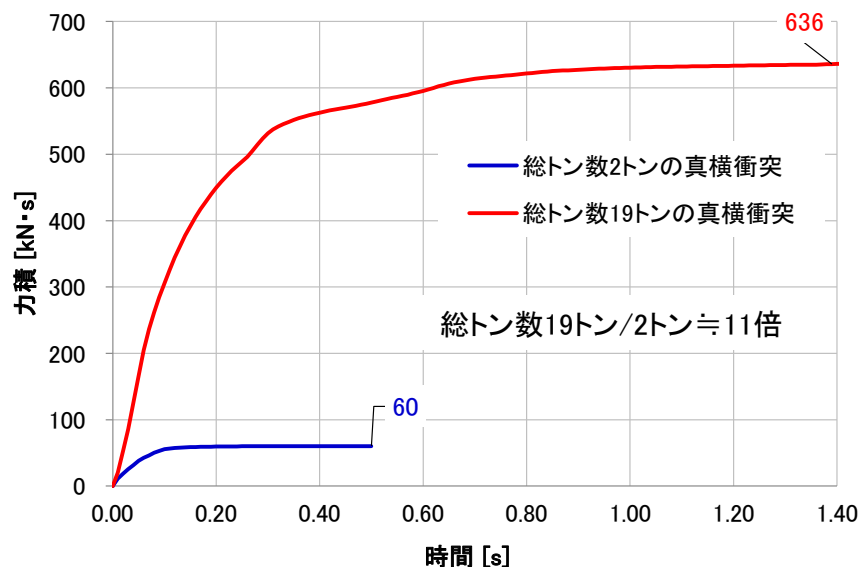


図 5-1 衝突解析結果による力積の比較結果（真横衝突）

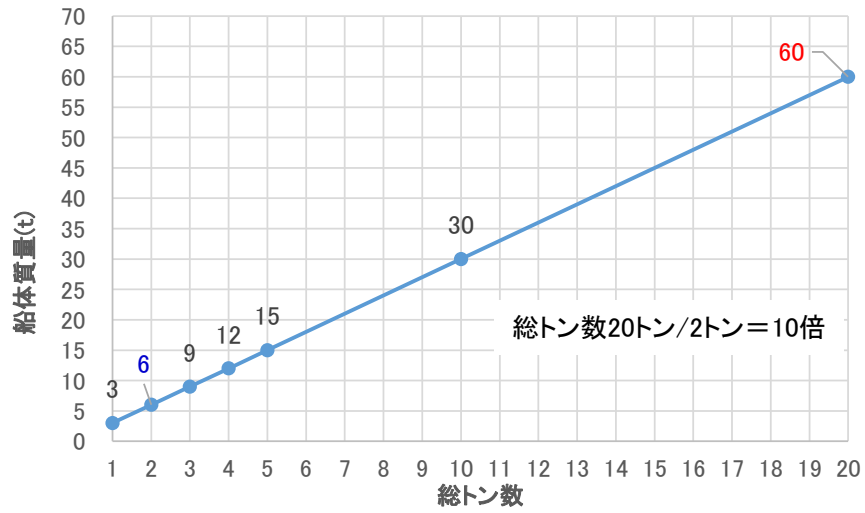


図 5-2 総トン数と船体質量の相関関係

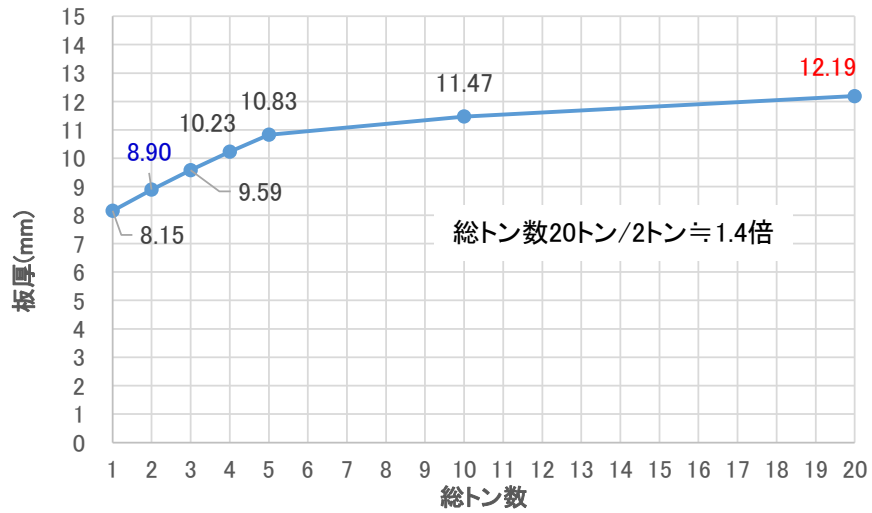


図 5-3 総トン数と船体板厚の相関関係

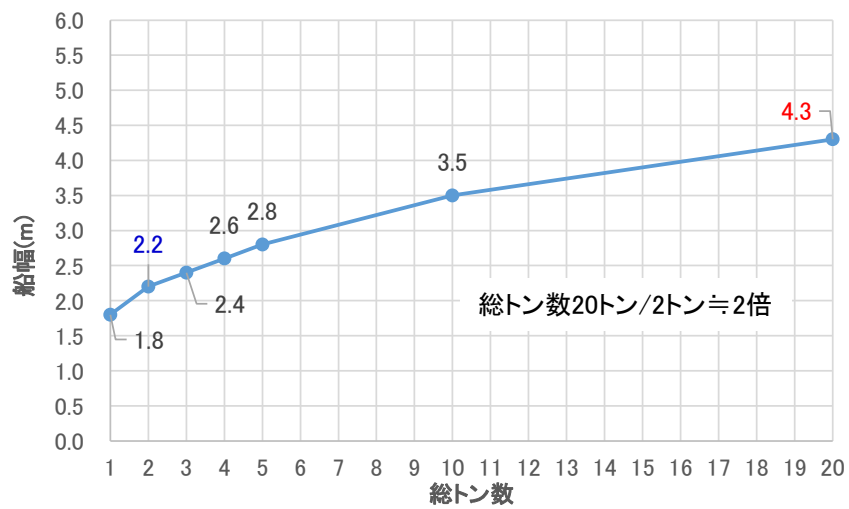


図 5-4 総トン数と船幅の相関関係

6. まとめ

総トン数19トン船舶及び総トン数2トン船舶が被衝突物に衝突した際に、機関部の被衝突物への衝突有無を確認した結果、両船舶とも被衝突物に衝突しないことを確認した。

また、総トン数19トンより小型の船舶における機関部衝突に対する影響確認結果として、総トン数が小さくなることで、衝突エネルギーである力積の減少率に対して、船体構造（船体板厚及び船幅）の減少率が小さいことを確認した。すなわち、総トン数が小さくなることで衝突エネルギーが大幅に減少するのに対して、船体剛性の減少率が小さく、船体の破壊領域が小さくなることを確認した。よって、船舶の総トン数が小さくなることで、機関部が被衝突物に衝突する可能性は小さくなると判断できる。

以上より、機関部が衝突しない条件においては、島根原子力発電所で最大となる総トン数19トン船舶による衝突荷重の代表性を確認した。

漂流物衝突荷重の載荷方法

1. 概要

船舶（総トン数19トン）の漂流物衝突荷重について、設計用衝突荷重として「施設全体に作用する衝突荷重」と「局所的な衝突荷重」を設定する（図1-1参照）。本資料では、評価対象構造物における設計用衝突荷重の載荷方法を説明する。

また、評価対象構造物のうち防波壁は、漂流物衝突荷重の分散及び漂流物衝突による局所的な損傷の防止をするため、コンクリート版により構成された漂流物対策工を設置する。漂流物対策工による漂流物衝突荷重の荷重分散を考慮した評価対象構造物への載荷方法を説明する。

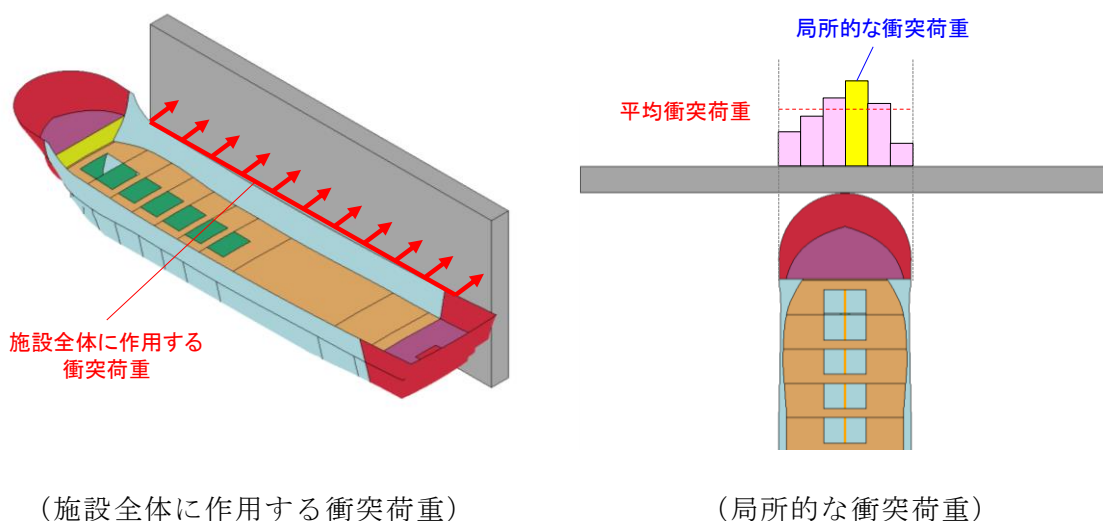


図 1-1 設計用衝突荷重のイメージ図

2. 漂流物衝突荷重の載荷方法

(1) 施設全体に作用する衝突荷重

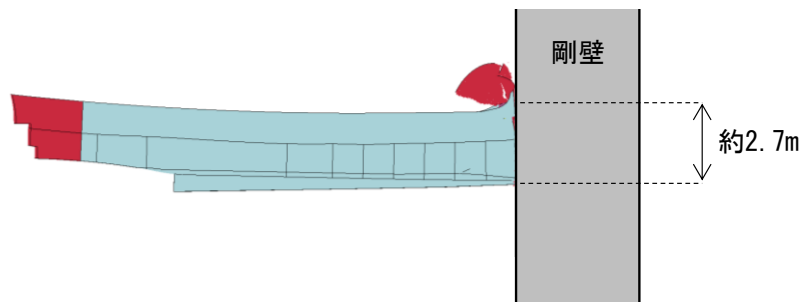
船舶（総トン数 19 トン）全体の衝突荷重による影響を考慮するため、「施設全体に作用する衝突荷重」により評価対象構造物の評価を実施することとし、衝突荷重を直接受ける部材に加え、評価対象構造物を支持する部材（防波壁（多重鋼管杭式擁壁）の鋼管杭，防波壁（逆 T 擁壁）のグラウンドアンカ等）を含めて、評価対象構造物全体の評価を実施する。

「施設全体に作用する衝突荷重」にて考慮する衝突荷重として、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（表 2-1）を設定する。

衝突荷重の載荷方法については、最大衝突荷重発生時の面積よりも小さくなるように設定する。船首衝突時及び真横衝突時における最大衝突荷重発生時の衝突状況を図 2-1 に示す。船首衝突時においては、隔壁①，②衝突時に最大衝突荷重が発生しており、隔壁①，②の高さは約 2.7m となっている。真横衝突時においては、船側①衝突時に最大衝突荷重が発生しており、船側①の高さは約 2.5m となっている。

施設全体に作用する衝突荷重は、幅方向は評価対象構造物の延長とし、高さ方向は最大衝突荷重発生時の高さよりも保守的に単位深さ 1m に載荷する。施設全体に作用する衝突荷重の載荷方法（例）を図 2-2 に示す。

船首衝突：隔壁①，②衝突時



真横衝突：船側①衝突時

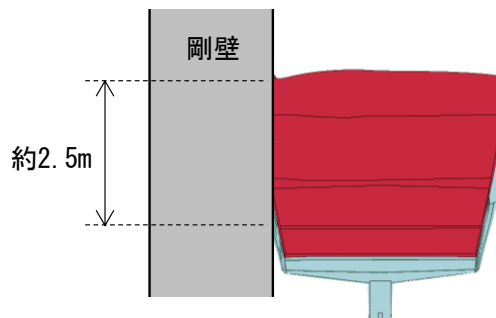


図 2-1 最大衝突荷重発生時の衝突状況

表 2-1 評価対象構造物に対する設計用衝突荷重
(施設全体に作用する衝突荷重)

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)

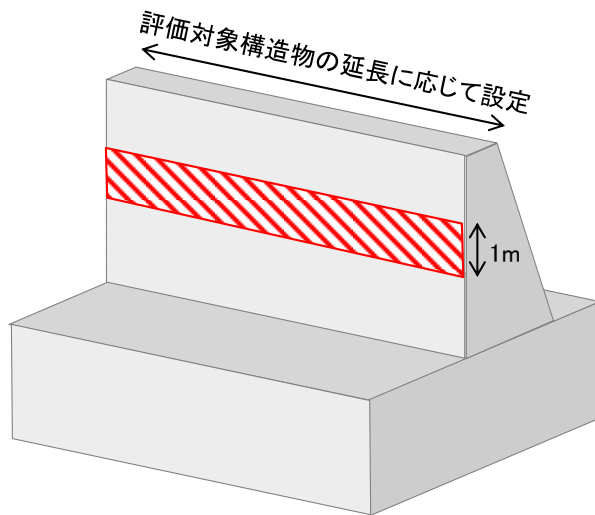


図 2-2 施設全体に作用する衝突荷重の載荷方法 (例)

(2) 局所的な衝突荷重

衝突解析により、「施設全体に作用する衝突荷重」である平均衝突荷重を上回る局所的な荷重（1 m当たりの荷重）が確認されることから、「局所的な衝突荷重」により評価対象構造物の評価を実施する。

評価対象構造物を支持する部材において、衝突荷重を直接受ける部材から伝達される荷重の絶対値が大きい「施設全体に作用する衝突荷重」（総衝突荷重）に「局所的な衝突荷重」は包絡される。一方、衝突荷重を直接受ける部材においては、「局所的な衝突荷重」は「施設全体に作用する衝突荷重」（平均衝突荷重）と比較して1 m当たりの荷重が大きくなり、部材の局所的な評価が厳しくなる可能性がある。よって、「局所的な衝突荷重」による評価は、衝突荷重を直接受ける部材に対して実施する。

「局所的な衝突荷重」にて考慮する衝突荷重として、設計用衝突荷重である 1,200kN を設定する。

衝突荷重の載荷方法については、幅方向は単位幅 1m、高さ方向は最大衝突荷重発生時の高さよりも保守的に単位深さ 1m とする。局所的な衝突荷重の載荷方法（例）を図 2-3 に示す。

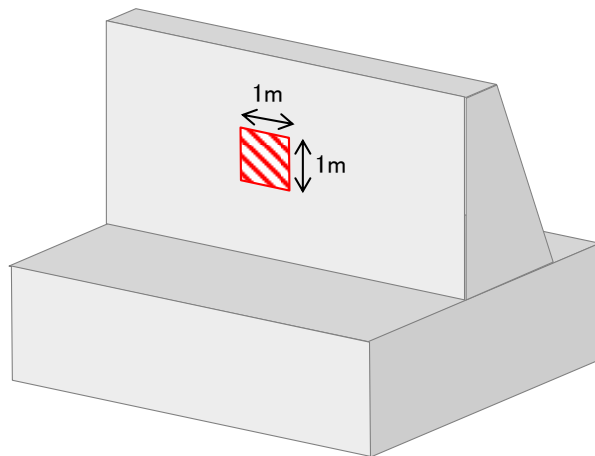


図 2-3 局所的な衝突荷重の載荷方法（例）

3. 漂流物対策工を考慮した漂流物衝突荷重の載荷方法

評価対象構造物のうち防波壁は、コンクリート版により構成された漂流物対策工を設置する計画としており、図3-1のとおりコンクリート版の厚さに応じて、衝突荷重が分散される。

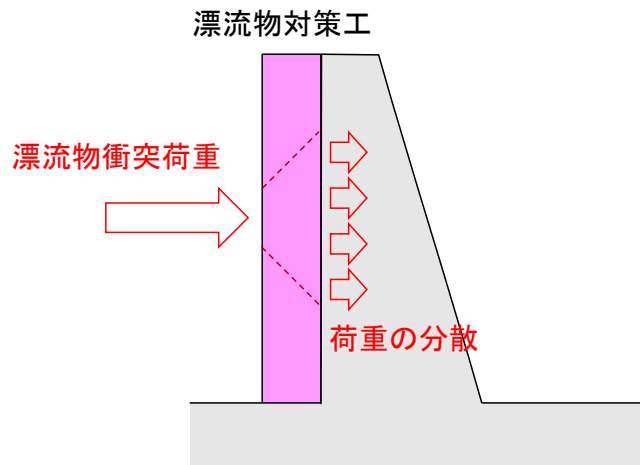
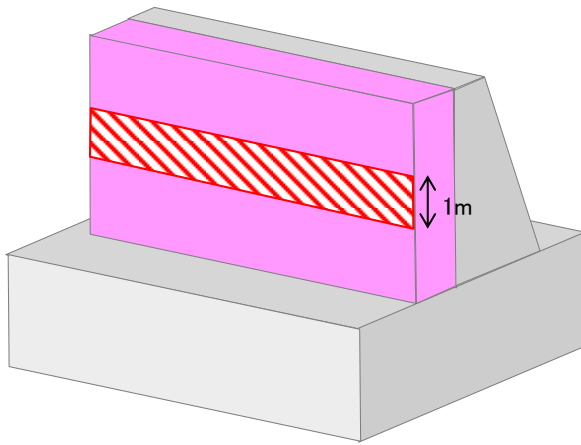


図 3-1 漂流物対策工における衝突荷重の分散

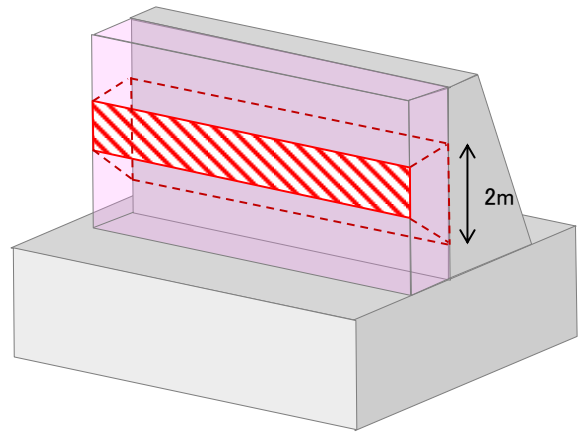
漂流物対策工を介した場合における漂流物衝突荷重の載荷方法（例）として、施設全体に作用する衝突荷重の載荷方法を図 3-2 に、局所的な衝突荷重の載荷方法を図 3-3 に示す。

施設全体に作用する衝突荷重を考慮する場合、漂流物対策工の延長に対して高さ 1m で衝突する。コンクリート版の厚さを 50cm とした場合は、漂流物対策工を介して 45° で荷重分散されることから、防波壁の延長に対して高さ 2m で衝突荷重が伝達される。

また、局所的な衝突荷重を考慮する場合、漂流物対策工に幅 1m×高さ 1m で衝突する。コンクリート版の厚さを 50cm とした場合は、漂流物対策工を介して 45° で荷重分散されることから、防波壁には幅 2m×高さ 2m で衝突荷重が伝達される。

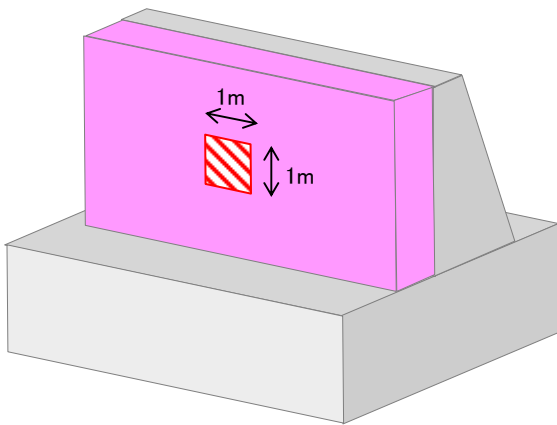


(漂流物対策工に衝突)

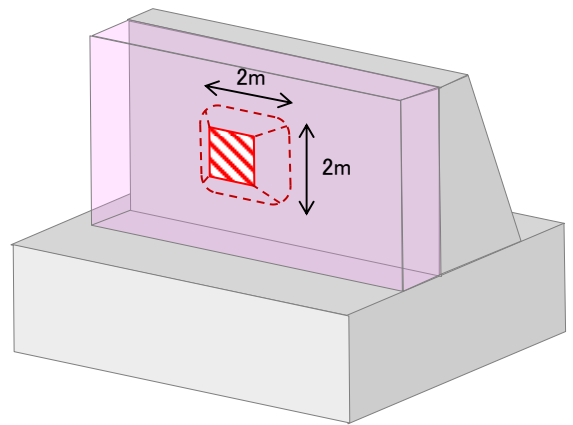


(漂流物対策工による荷重分散を踏まえ、防波壁に衝突荷重を載荷)

図 3-2 漂流物対策工を介した場合における施設全体に作用する漂流物衝突荷重の載荷方法 (例)



(漂流物対策工に衝突)



(漂流物対策工による荷重分散を踏まえ、防波壁に衝突荷重を載荷)

図 3-3 漂流物対策工を介した場合における局所的な漂流物衝突荷重の載荷方法 (例)

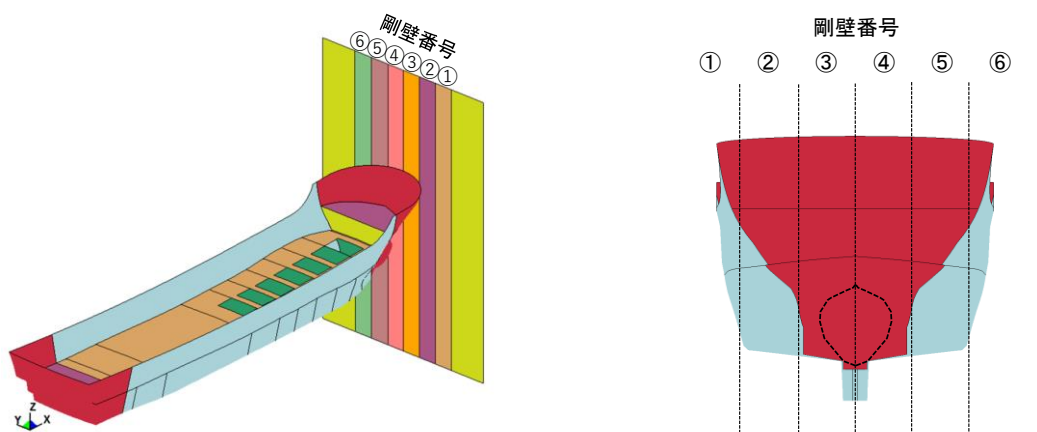
剛壁配置による衝突荷重への影響確認

1. 概要

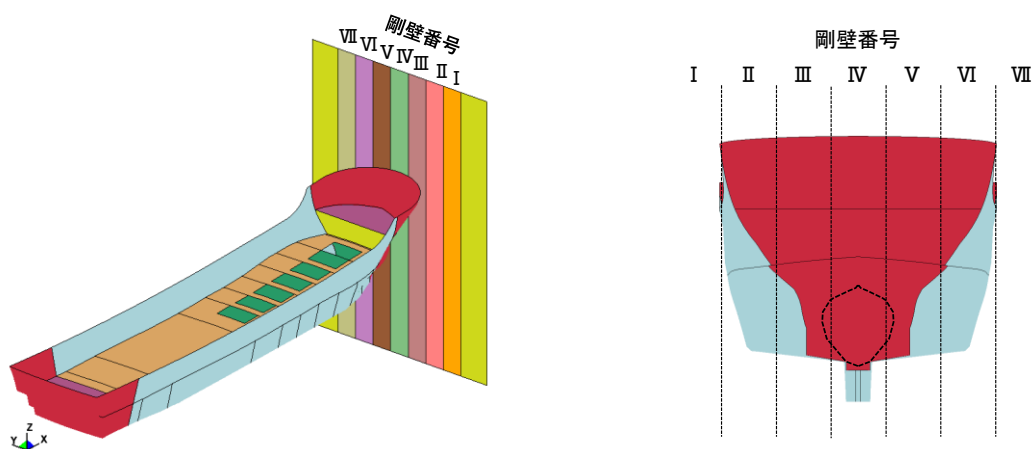
船舶（総トン数19トン）における衝突荷重は、「衝突解析」により「局所的な衝突荷重」を設定している。「局所的な衝突荷重」においては、各衝突形態のうち、剛壁1m当たりに対して最大となる衝突荷重が発生する船首方向からの衝突を考慮している。

「4.5.6 漂流物による衝突荷重の算定」の船首方向からの衝突解析においては、剛壁③と④の境界と船舶の中心が一致するように剛壁を配置している。そのため、剛壁③と④の境界に船体中心が衝突するが、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、「局所的な衝突荷重」が大きくなる可能性がある。本資料では、船首方向からの衝突に対して、剛壁の配置を見直した衝突解析を実施することで、衝突荷重への影響を確認する。

本資料での衝突解析における剛壁の配置状況を図1-1に示す。



（「4.5.6 漂流物による衝突荷重の算定」における衝突解析）



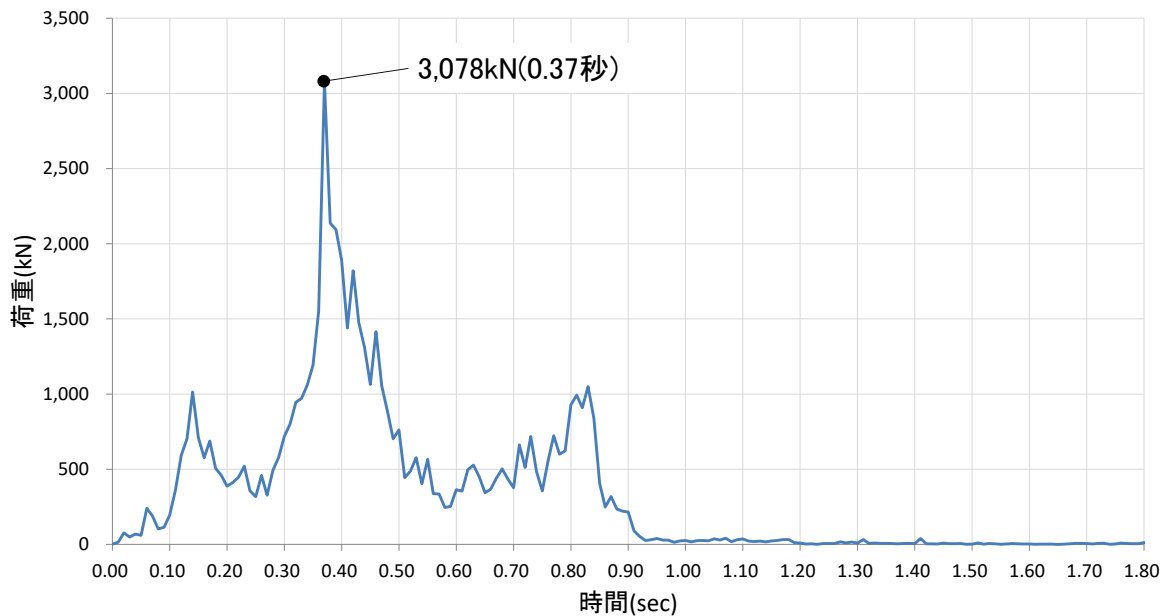
（本資料における衝突解析）

図 1-1 衝突解析における剛壁の配置状況

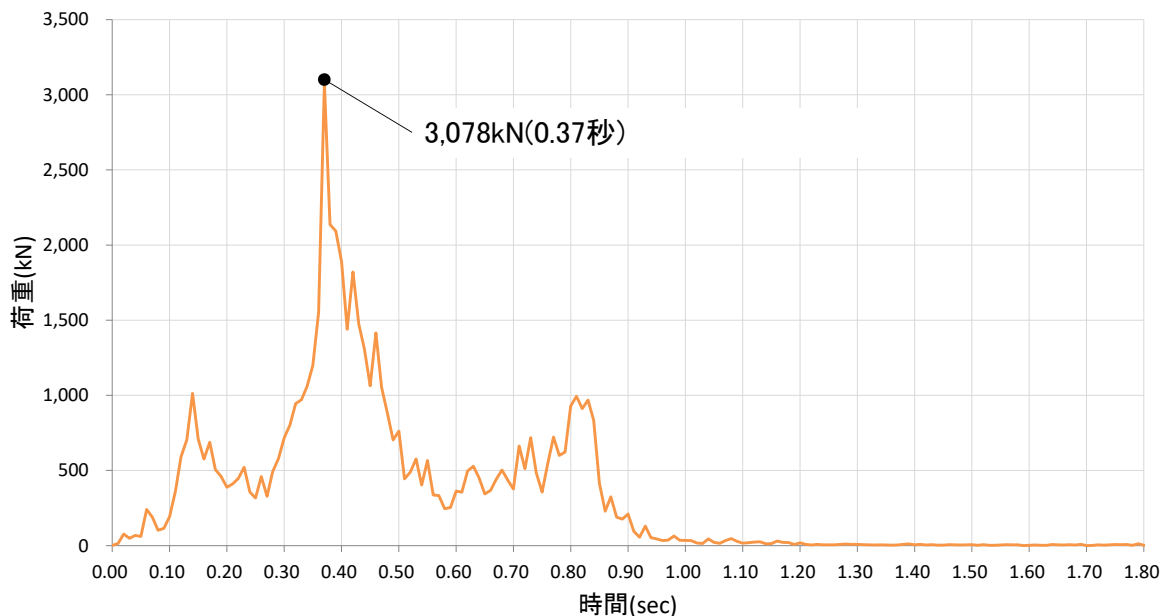
2. 剛壁の配置を見直した衝突解析結果

「4.5.6 漂流物による衝突荷重の算定」における衝突解析と本資料における剛壁の配置を見直した衝突解析の結果として、両ケースとも衝突後0.37秒で最大衝突荷重3,078kNが発生することを確認した。

両ケースにおける各剛壁の衝突荷重を集計した時刻歴を図2-1に示す。



(「4.5.6 漂流物による衝突荷重の算定」における衝突解析結果)



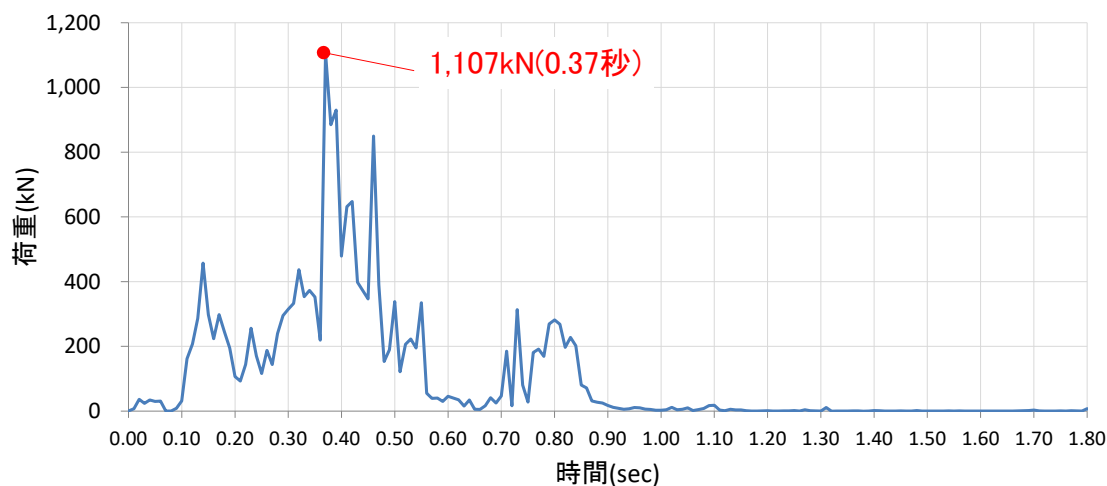
(本資料における剛壁の配置を見直した衝突解析)

図 2-1 各剛壁の衝突荷重を集計した時刻歴

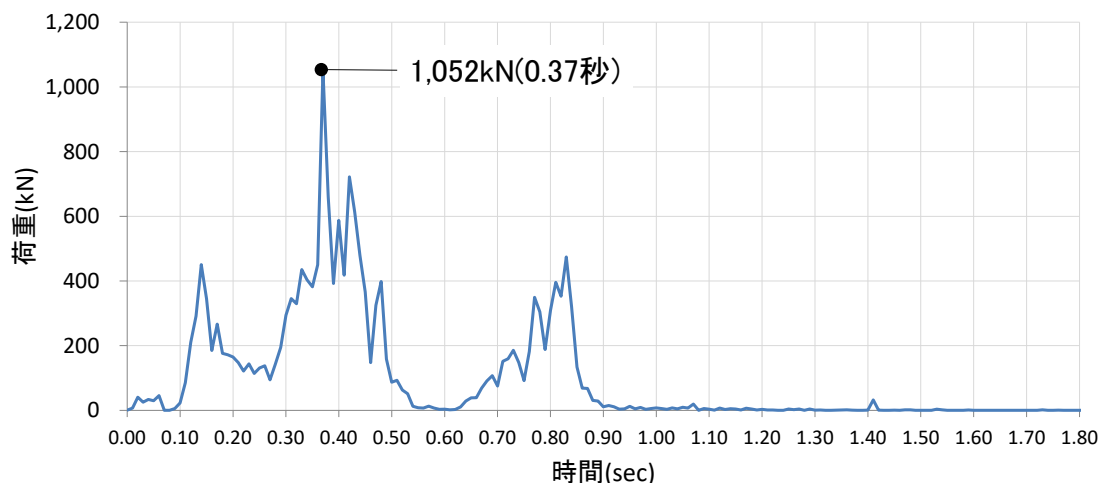
剛壁1m当たりの衝突荷重の解析結果として、「4.5.6 漂流物による衝突荷重の算定」では、剛壁③において衝突後0.37秒で剛壁1m当たりの最大衝突荷重1,107kNが発生しており、隣接する剛壁④で2番目に大きな衝突荷重1,052kNが発生している。一方、剛壁の配置を見直した衝突解析では、剛壁IVにおいて衝突後0.37秒で剛壁1m当たりの最大衝突荷重1,008kNが発生している。剛壁③、④及びIVにおける衝突荷重の時刻歴を図2-2に示す。

以上より、船首方向からの衝突においては、剛壁の配置によって剛壁1m当たりに作用する最大衝突荷重はおおむね同程度であることから、「4.5.6 漂流物による衝突荷重の算定」における剛壁1m当たりに発生する衝突荷重1,107kNを踏まえて、「局所的な衝突荷重」の設計用衝突荷重1,200kNを設定することは妥当と判断した。

剛壁番号③



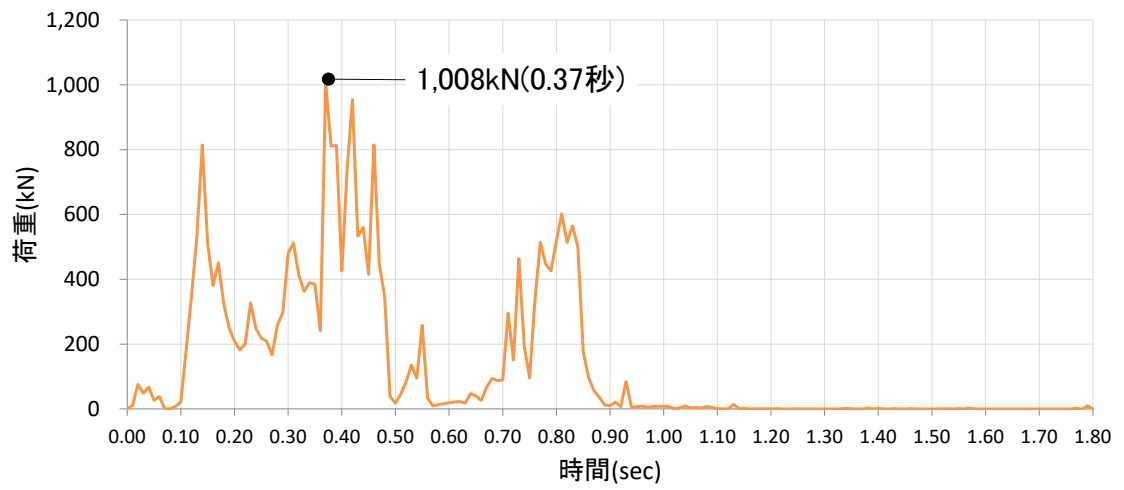
剛壁番号④



(「4.5.6 漂流物による衝突荷重の算定」における衝突解析結果)

図 2-2(1) 剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴

剛壁番号IV



(本資料における剛壁の配置を見直した衝突解析)

図 2-2(2) 剛壁 1m 当たりの衝突荷重の時刻歴

衝突荷重の非対称性に関する確認

船舶（総トン数19トン）の漂流物衝突荷重の算定において「衝突解析」を用いているが、図1に示すとおり、船舶の形状が左右対称であることに対して、発生する衝突荷重が左右非対称となっていることを確認したことから、その要因を考察する。

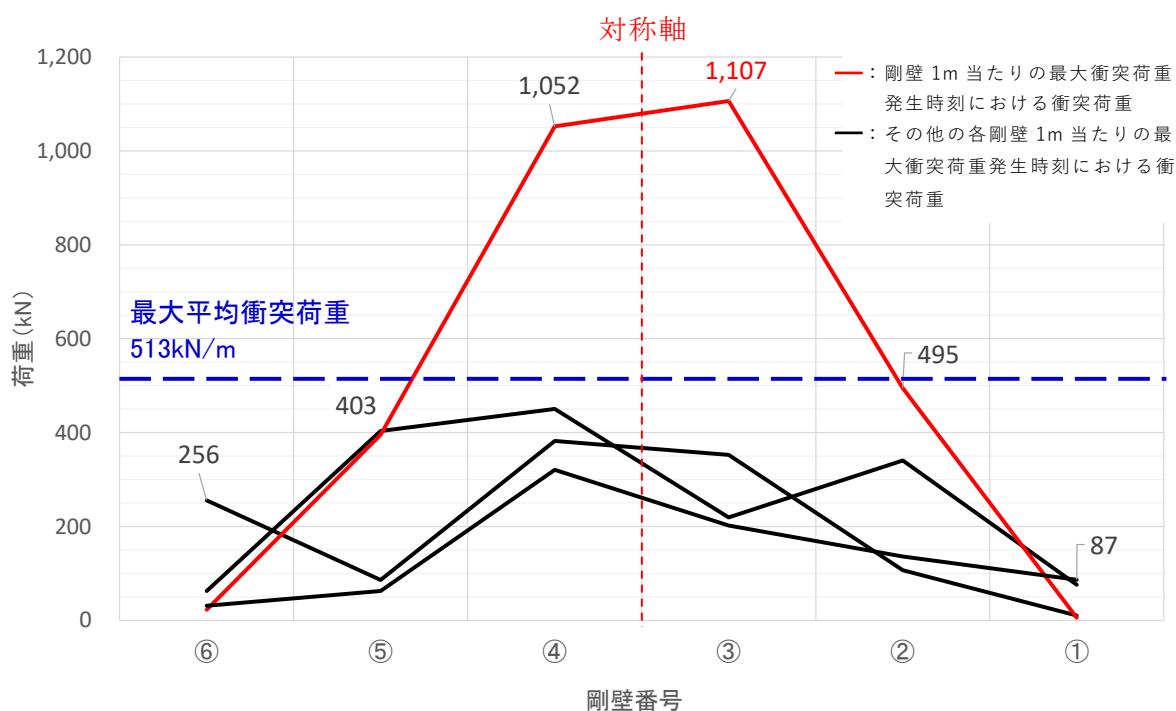


図1 衝突荷重分布（例：船首方向から衝突）

「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。

陽解法は、ある時刻における運動方程式を直接的に解く手法であり、収束計算を行わないことから、時刻 t における要素のひずみ、発生応力等を踏まえ、時刻 $t+\Delta t$ における要素のひずみ、発生応力等が算定される。一方、衝突解析を実施する解析プログラム内における処理桁数の上限が決まっているため、計算時間が長いほど計算処理における微小な違いが蓄積されることから、左右対称となるべき要素のひずみ、発生応力等が異なるため被衝突物の左右の破壊状況に差が生じることが、衝突荷重が左右非対称となる要因であると判断した。参考として、単純形状の衝突物による衝突解析を実施したが、衝突荷重分布は船舶（総トン数19トン）の衝突解析と同様に左右非対称となった。

以上より、船舶（総トン数19トン）の衝突解析により得られる衝突荷重は妥当であると判断する。

(参考) 単純形状の衝突物による衝突解析

単純形状の衝突物としては、FRP製の箱型形状（幅 1m，奥行 1m，高さ 1m，厚さ 1mm）とした。衝突速度は 1m/s，被衝突物は 2m の剛壁として，剛壁の境界部が衝突物の中心となるように衝突させた際に各剛壁に発生する衝突荷重を確認し，船舶（総トン数 19 トン）の衝突解析結果と同様の傾向となるか確認する。

衝突解析イメージを図 2，衝突物を構成する FRP の物性値を表 1 に示すが，船舶（総トン数 19 トン）と同じ値とした。

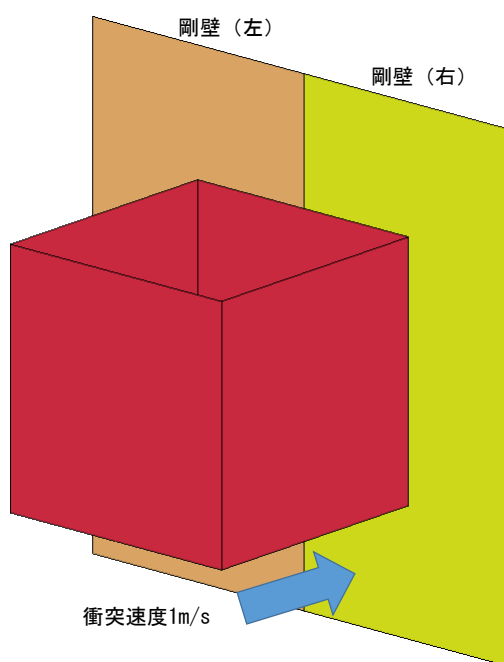


図 2 単純形状の衝突物における衝突解析イメージ

表 1 FRP の物性値

項目	単位	採用値
ヤング率 (曲げ弾性)	G P a	12
ポアソン比	—	0.358
曲げ強度	M P a	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

単純形状の衝突物による衝突状況を図3に、各剛壁に作用する衝突荷重の時刻歴を図4に示す。

剛壁（右）に発生した最大衝突荷重 194kN に対し、剛壁（左）に発生した最大衝突荷重は 196kN となることを確認した。左右対称となる単純形状の衝突物による衝突解析においても、船舶（総トン数 19 トン）の衝突解析結果と同様に、発生する衝突荷重が左右非対称となることを確認した。

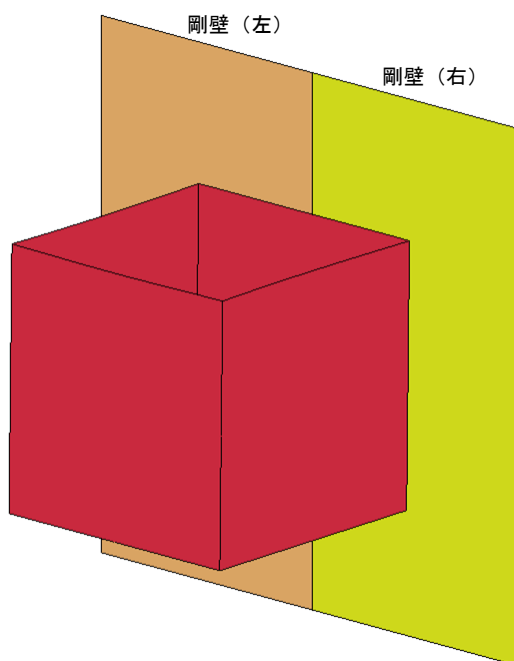


図3 単純形状の衝突物による衝突状況

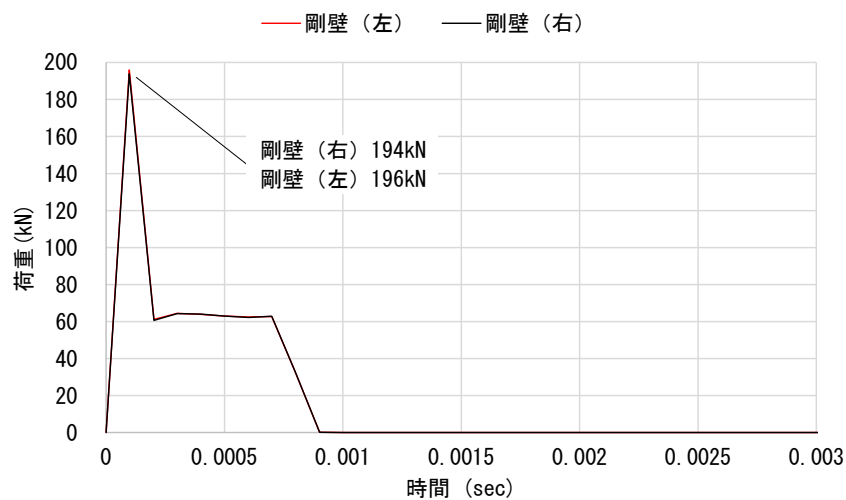


図4 単純形状の衝突物による衝突荷重