

島根原子力発電所第2号機 審査資料	
資料番号	NS2-他-067改10
提出年月日	2022年11月17日

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

2022年11月
中国電力株式会社

■ 説明内容

- 工事計画認可申請（補正）に係る論点について、第1018回審査会合（2021年12月7日）にて示した主な説明事項を含め、審査の中で論点として整理された項目について説明する。また、第1067回審査会合（2022年9月1日）での主な説明事項No.1-5に関する指摘事項に対する回答について説明する。
- 本日説明する主な説明事項は以下のとおり。

【土木構造物関係】

分類	No.	項目	回答頁
[1] 詳細設計申送り事項	1-9(1)	防波壁（多重鋼管杭式擁壁における多重鋼管杭の許容限界の妥当性）	P.3～11
	1-9(2)	防波壁（逆T擁壁における鋼管杭による悪影響の確認等）	P.12～17
	1-9(3)	防波壁（逆T擁壁におけるグラウンドアンカのモデル化を踏まえた健全性評価等）	P.18～26
	1-5	漂流物衝突荷重の設定（指摘事項に対する回答）	P.27～36

【機器・配管関係】

分類	No.	項目	回答資料
[1] 詳細設計申送り事項	1-4	サプレッションチェンバの耐震評価	別途資料で説明

- なお、今後の審査にて論点として抽出されたものについても審査会合にて説明する。

【1-9】防波壁

【防波壁の各構造形式における主な論点】

➤ 表 1 の赤枠に示す防波壁（多重鋼管杭式擁壁，逆T擁壁）における主な論点等を踏まえた詳細設計の結果について説明する。

表 1 防波壁の各構造形式における主な論点

防波壁の構造形式	主な論点
防波壁 (多重鋼管杭式擁壁)	<ul style="list-style-type: none"> 多重鋼管杭の許容限界について模型実験及び3次元静的 F E M 解析による確認 防波壁背後の改良地盤の範囲及び仕様等の説明 鋼管杭周辺岩盤の破壊に伴う鋼管杭の水平抵抗への影響の確認 3次元静的 F E M 解析による被覆コンクリートの健全性評価
防波壁 (逆T擁壁)	<ul style="list-style-type: none"> 役割に期待しない鋼管杭による逆T擁壁への悪影響の確認 杭頭部の力学挙動について模型実験による確認 グラウンドアンカのモデル化を踏まえた健全性評価及び品質管理
	<ul style="list-style-type: none"> 改良地盤の範囲及び仕様等の説明（P S 検層等に基づく） 基礎底面の傾斜に対する健全性評価
防波壁 (波返重力擁壁)	<ul style="list-style-type: none"> 既設と新設コンクリートとの一体性について模型実験等による確認 3次元静的 F E M 解析によるケーソンの健全性評価 ケーソン中詰材改良の範囲及び仕様等の説明

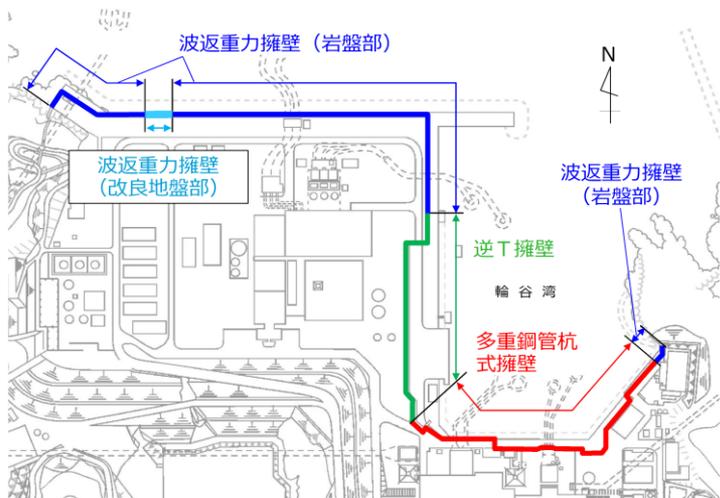


図 1 防波壁の位置図

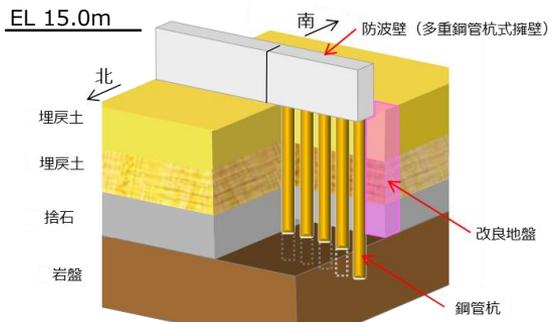


図 2 防波壁（多重鋼管杭式擁壁）の構造概要図

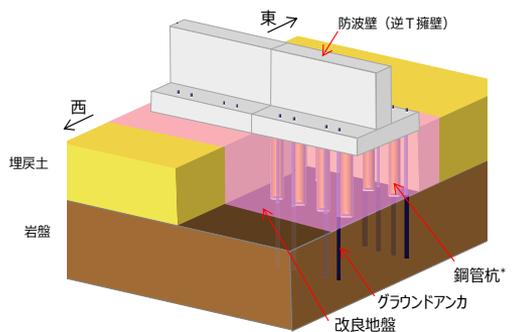


図 3 防波壁（逆T擁壁）の構造概要図

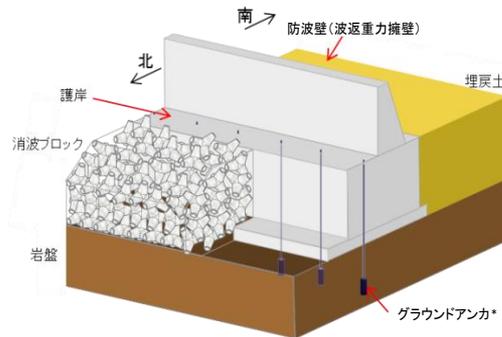


図 4 防波壁（波返重力擁壁）の構造概要図

注記*：防波壁（逆T擁壁）は鋼管杭の効果期待せずに耐震評価を行う。

注記*：防波壁（波返重力擁壁）は、グラウンドアンカの効果期待しない設計とする。

**【1-9 (1)】防波壁（多重鋼管杭式擁壁における
多重鋼管杭の許容限界の妥当性）**

【1-9 (1)】防波壁（多重鋼管杭式擁壁における多重鋼管杭の許容限界の妥当性）（1/8）

【設置変更許可審査を踏まえた詳細設計段階における検討内容】

- 設置変更許可審査では、防波壁（多重鋼管杭式擁壁）について、類似する構造である東海第二発電所の鋼管杭鉄筋コンクリート防潮壁と防波壁（多重鋼管杭式擁壁）の構造上の相違点として、多重鋼管杭を採用すること及び鋼管杭の許容限界に降伏モーメントを設定することを説明した。
- 設置変更許可審査では、「道路橋示方書（平成14年3月）」（以下「道路橋示方書」と言う。）を基にした降伏モーメントを許容限界に設定する妥当性を多重鋼管杭の水平載荷試験結果を用いて説明した。また、水平載荷実験に加えて実構造物スケールの3次元 F E M解析の結果から、多重鋼管杭の許容限界の妥当性を説明することを詳細設計段階における申送り事項とした。
- 申送り事項を踏まえ、多重鋼管杭の水平載荷実験の結果に加えて実構造物スケールの3次元 F E M解析の結果から、多重鋼管杭の許容限界の妥当性を説明する。

【詳細設計申送り事項に対する回答】

No.	詳細設計申送り事項	分類	回答	回答頁
1	多重鋼管杭の許容限界の妥当性について、多重鋼管杭の水平載荷試験に加えて3次元静的 F E M解析を用いて説明すること。	B	模型実験及び3次元 F E M解析から、多重鋼管杭が「道路橋示方書」を基にした降伏モーメント以上の耐力を有していること、降伏モーメントに至るまで弾性挙動を示すことから、許容限界の設定の妥当性を確認しました。	P. 5~11

【1-9 (1)】防波壁（多重鋼管杭式擁壁における多重鋼管杭の許容限界の妥当性）（2/8）

【多重鋼管杭の構造概要及び設計概要】

- 多重鋼管杭は、径の異なる4本または3本の鋼管杭を外側から内側に多重で建て込み、鋼管間はモルタルで充填し、最内管内にはコンクリートを地表面付近まで打設している（図1、図2）。
- 多重鋼管杭の耐震評価及び耐津波評価において、「道路橋示方書」を基に降伏モーメントを許容限界としている。なお、安全側な設計とするため、中詰コンクリート及びモルタル（充填材）は設計上考慮しない方針としている。
- 中詰コンクリート及びモルタル（充填材）は設計上考慮していないが、これらを施工することで、多重鋼管杭に曲げモーメントが作用した際に、多重鋼管杭の局部座屈の進行を抑制し、延伸度が向上されることにより、局部座屈が発生後も直ちに耐力が低下しない粘り強い構造を有している。

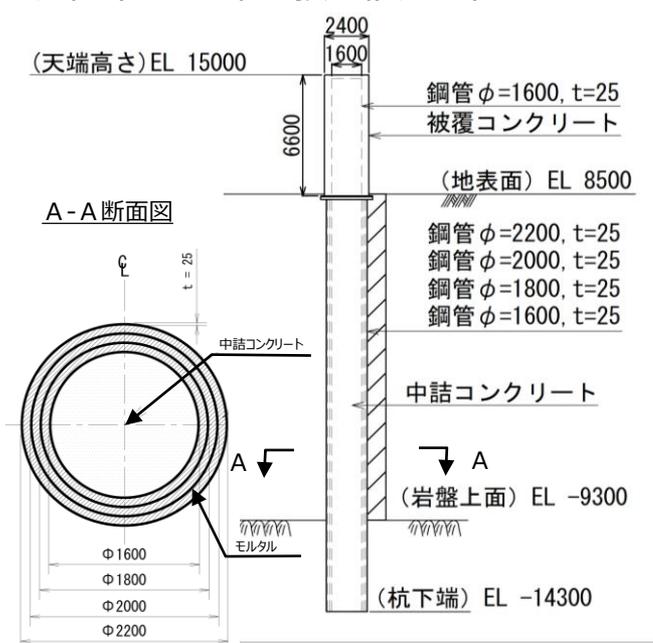
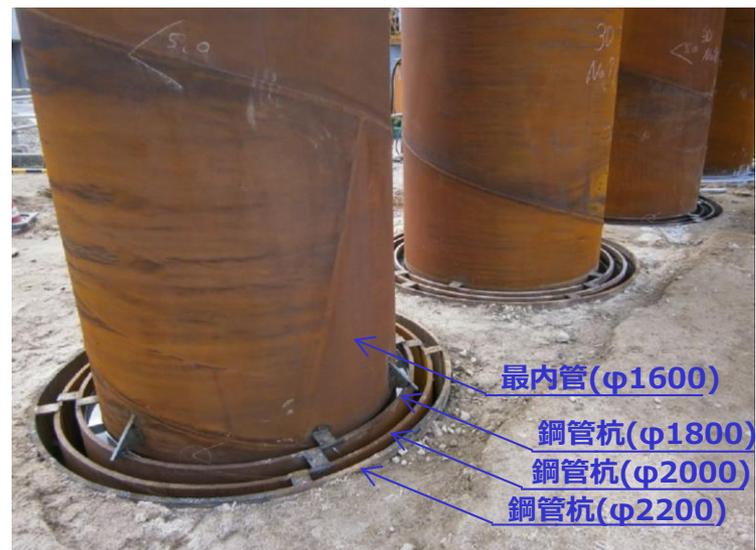


図1 防波壁（多重鋼管杭式擁壁）の構造概要図



多重鋼管杭建込み状況
(モルタル（充填材）打設前)

図2 杭頭部の状況

【1-9 (1)】防波壁（多重鋼管杭式擁壁における多重鋼管杭の許容限界の妥当性） (3/8)

➤ 図3の検討フローに基づき、防波壁（多重鋼管杭式擁壁）における多重鋼管杭の許容限界の妥当性を確認する。

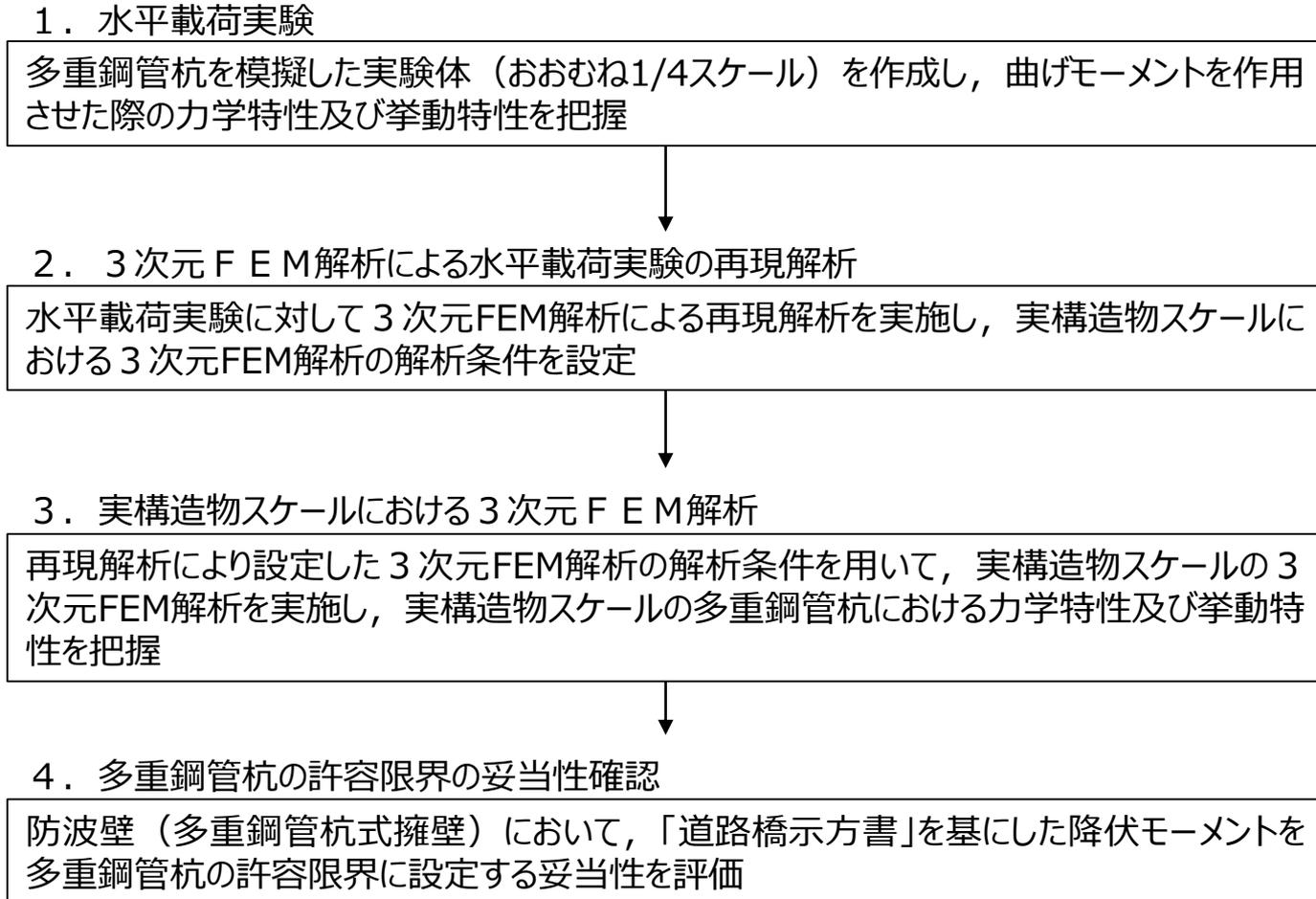


図3 防波壁（多重鋼管杭式擁壁）における多重鋼管杭の許容限界の妥当性検討フロー

【1-9 (1)】防波壁（多重鋼管杭式擁壁における多重鋼管杭の許容限界の妥当性）（4/8）

【許容限界の設定】

- 多重鋼管杭の降伏モーメントは、「道路橋示方書」を基にした鋼管杭 1 本当たりの降伏モーメントを合算した値とし、中詰コンクリート及びモルタル（充填材）は考慮しない。

降伏モーメント : $M_y = (\sigma_y - N/A)Z_e$

M_y : 降伏モーメント (kN・m)

N : 作用軸力 (kN)

σ_y : 鋼材の強度 (N/mm²)

Z_e : 鋼管の断面係数 (m³)

A : 鋼管の断面積 (m²)

表1 実験体の降伏荷重の算出方法

杭径 (mm)	降伏強度 (N/mm ²)	肉厚 (mm)	断面係数 (cm ³)	降伏モーメント (kN・m)		アーム長 (mm)	降伏荷重 (kN)
φ528	400	6	1270	508	1528	2800	546
φ480			1046	418			
φ432			843	337			
φ384			663	265			

- 実験体及び実構造物スケール解析における降伏モーメントに相当する荷重（以下「降伏荷重」と言う。）を表1及び表2に示す。

降伏荷重 : $P_y = M_y/L$

P_y : 降伏荷重 (kN)

M_y : 降伏モーメント (kN・m)

L : アーム長(m)

表2 実構造物スケールの降伏荷重の算出方法

杭径 (mm)	降伏強度 (N/mm ²)	肉厚 (mm)	断面係数 (cm ³)	降伏モーメント (kN・m)		アーム長 (mm)	降伏荷重 (kN)
φ2200	400	25	91842	36737	110583	11648	9494
φ2000			75643	30257			
φ1800			61015	24406			
φ1600			47958	19183			

【1-9 (1)】防波壁（多重鋼管杭式擁壁における多重鋼管杭の許容限界の妥当性）（5/8）

1. 水平載荷実験（概要）

- 現地に施工された鋼管杭，中詰コンクリート及びモルタル（充填材）で構成される多重鋼管杭をおおむね1/4スケールで模擬した実験体を製作し，曲げモーメントを作用させた際の力学特性及び挙動特性を把握する（表3，図4，図5）。
- 実験ケース①として，水平一方向に載荷することにより，多重鋼管杭の挙動特性及び力学特性を確認する（表4）。
- 実験ケース②として，地震動による繰返し荷重が多重鋼管杭に与える影響を確認するために正負交番載荷を実施する。その後，実験ケース①と同様に水平一方向載荷する（表4，図6）。

表3 実構造物及び実験体の使用材料

材料	仕様	
	実構造物	実験体 (1/4スケール)
構造	4重管 φ2200 φ2000 φ1800 φ1600	4重管 φ528 φ480 φ432 φ384
材質	鋼管 SKK490	鋼管 SM490A
肉厚	25mm	6mm
降伏強度	315N/mm ² 以上	315N/mm ² 以上
中詰コンクリート 一軸圧縮強度	24N/mm ² 以上	24N/mm ² 以上
モルタル（充填材） 一軸圧縮強度	24N/mm ² 以上	24N/mm ² 以上

表4 実験ケース

実験ケース	鋼管構造	中詰コンクリート	載荷方法	実験数
①	4重管 φ528 φ480	有	水平一方向載荷	3
②	φ432 φ384	有	正負交番載荷後 水平一方向載荷	1

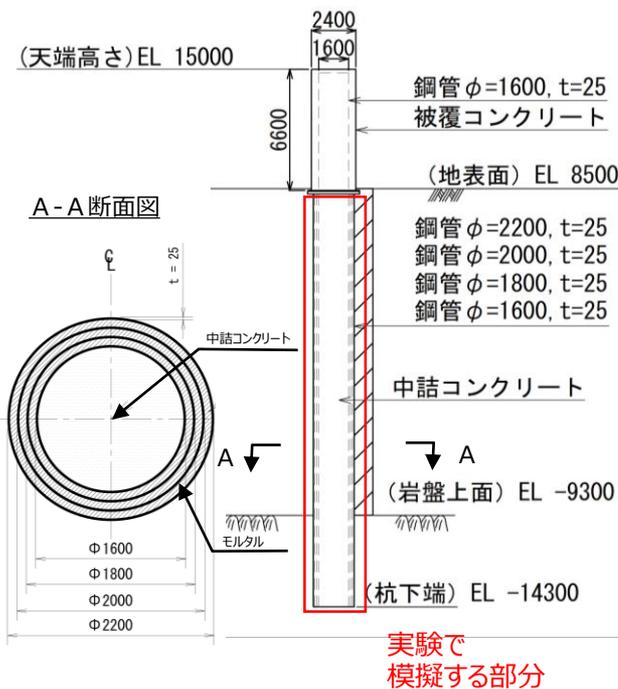


図4 水平載荷実験で使用する実験体で模擬する範囲

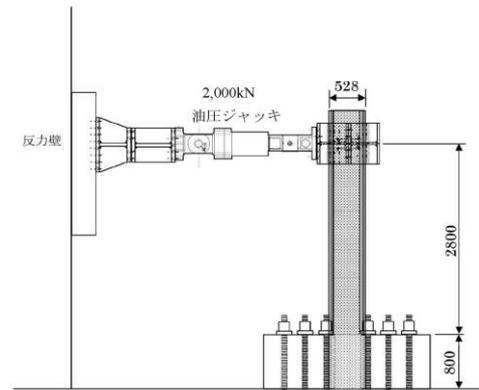


図5 実験体及び載荷装置

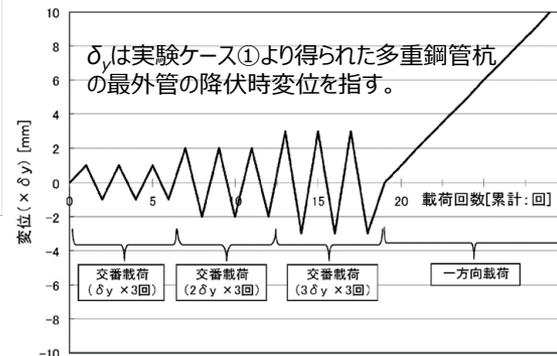
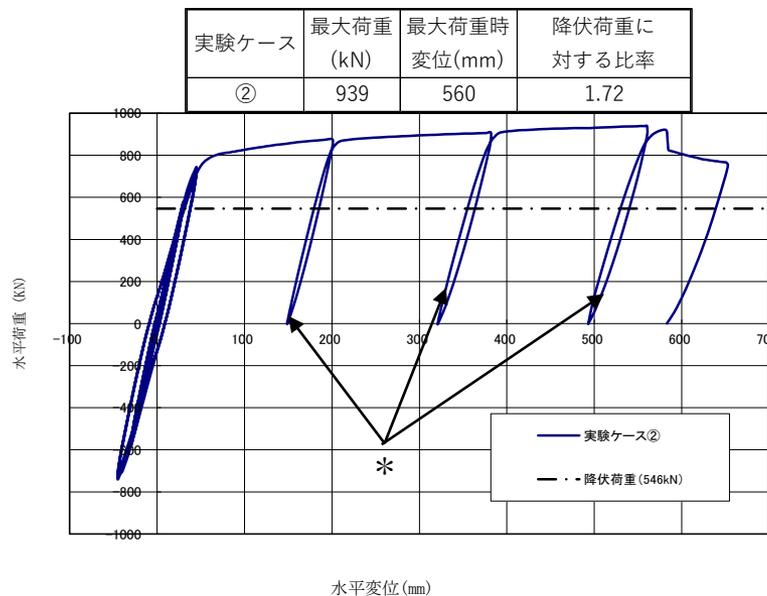
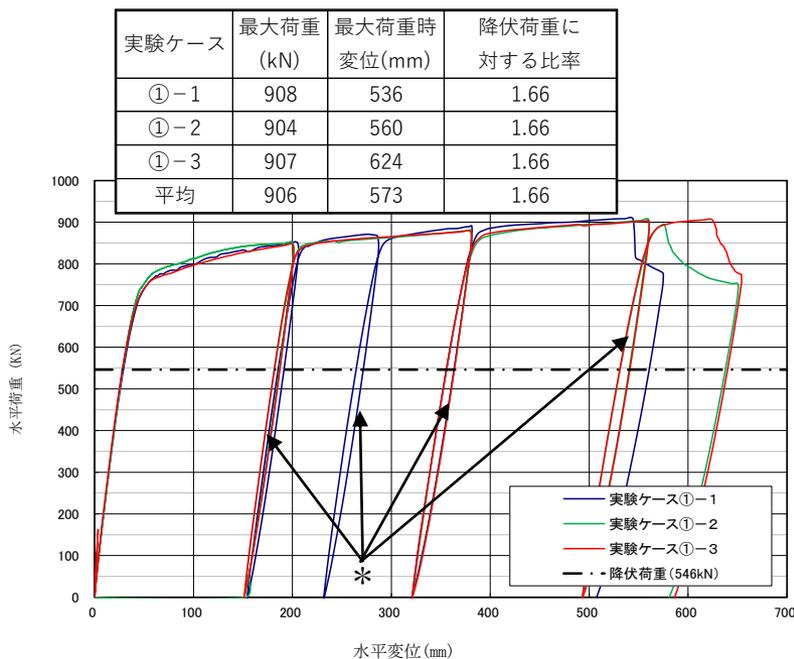


図6 正負交番載荷の方法

【1-9 (1)】防波壁（多重鋼管杭式擁壁における多重鋼管杭の許容限界の妥当性）（6/8）

1. 水平荷重実験（結果）

- 実験ケース①（水平一方向荷重）より，多重鋼管杭の力学特性及び挙動特性としては，「道路橋示方書」を基にした降伏モーメントを上回る耐力を有していること，降伏モーメントに至るまでは弾性挙動を示すことを確認した（図7）。
- 実験ケース②（正負交番荷重）より，繰返し荷重を作用させることによる多重鋼管杭の耐力への影響としては，降伏モーメントに至るまで弾性挙動を示すことから，実験ケース①（水平一方向荷重）と同等の挙動特性及び力学特性を有していることを確認した（図8）。



注記*：実験装置の制約上，水平変位200mmまでしか荷重できないため，荷重低下が確認されない場合には一度除荷し，調整材（100～200mm）を設置後に荷重を継続した。

図7 水平荷重と水平変位の関係（実験ケース①）

図8 水平荷重と水平変位の関係（実験ケース②）

【1-9 (1)】防波壁（多重鋼管杭式擁壁における多重鋼管杭の許容限界の妥当性）（7/8）

2. 3次元 F E M解析による水平載荷実験の再現解析

- ▶ 実構造物スケールにおける3次元 F E M解析の解析条件の設定するために、水平載荷実験に対して3次元 FEM解析による再現解析を実施する。
- ▶ 鋼管杭は3次元シェル要素でモデル化し、中詰コンクリート及びモルタル（充填材）はソリッド要素でモデル化する（図9）。
- ▶ 鋼材の材料試験結果及びコンクリートの強度試験結果等より、解析用物性値を設定する（表5、表6）。
- ▶ 水平載荷実験の結果をおおむね再現できることを確認した。よって、本解析で得られた解析条件を用いて実構造物スケールの3次元 F E M解析を行う（図10、図11）。

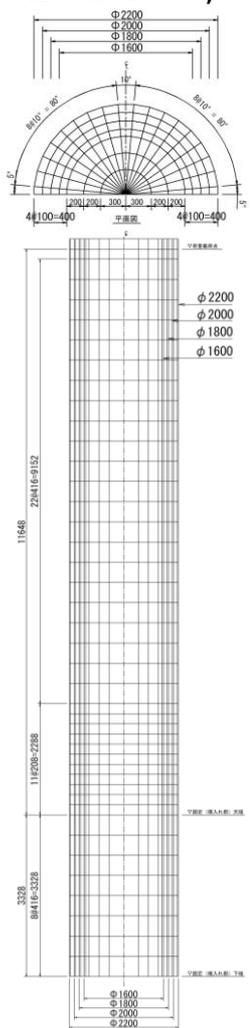


図9 3次元 F E M解析モデルの概形

表5 鋼材の解析用物性値

	鋼管径 (mm)	肉厚 (mm)	弾性係数 (N/mm ²)	ポアソン比	降伏強度 (N/mm ²)	剛性低下率
ケース①	4重管 φ528 φ480	6.0	2.08×10 ⁵	0.3	360	0.004
ケース②	φ432 φ384					

表6 中詰コンクリート及びモルタル（充填材）の解析用物性値

材料	弾性係数 (N/mm ²)	一軸圧縮強度 (N/mm ²)	ポアソン比
中詰コンクリート	2.5×10 ⁴	29	0.2
モルタル（充填材）	2.5×10 ⁴	53	0.2

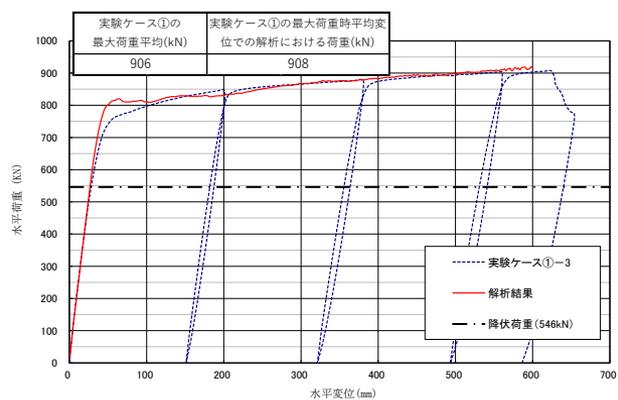


図10 実験ケース①と3次元 F E M解析の荷重 - 変位関係の比較

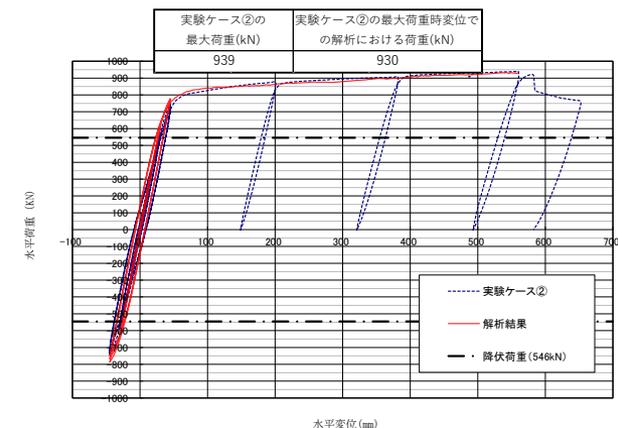


図11 実験ケース②と3次元 F E M解析の荷重 - 変位関係の比較

【1-9 (1)】防波壁（多重鋼管杭式擁壁における多重鋼管杭の許容限界の妥当性）（8/8）

3. 実構造物スケールにおける3次元FEM解析

- 実験の再現解析で使用した解析条件を用いて、実構造物スケールの多重鋼管杭における力学特性及び挙動特性を把握する。
- 多重鋼管杭は、「道路橋示方書」を基にした降伏モーメントに至るまでは弾性挙動を示すことを確認した。また、降伏モーメントを上回る耐力を有していることを確認した（図12）。

4. 多重鋼管杭の許容限界の妥当性確認

- 多重鋼管杭は、「道路橋示方書」を基にした降伏モーメントを上回る耐力を有していること、「道路橋示方書」を基にした降伏モーメントに至るまでは弾性挙動を示すことから、設計において地震後及び津波後の再使用性を確保できるため、「道路橋示方書」を基にした降伏モーメントを許容限界として設定することは妥当である。

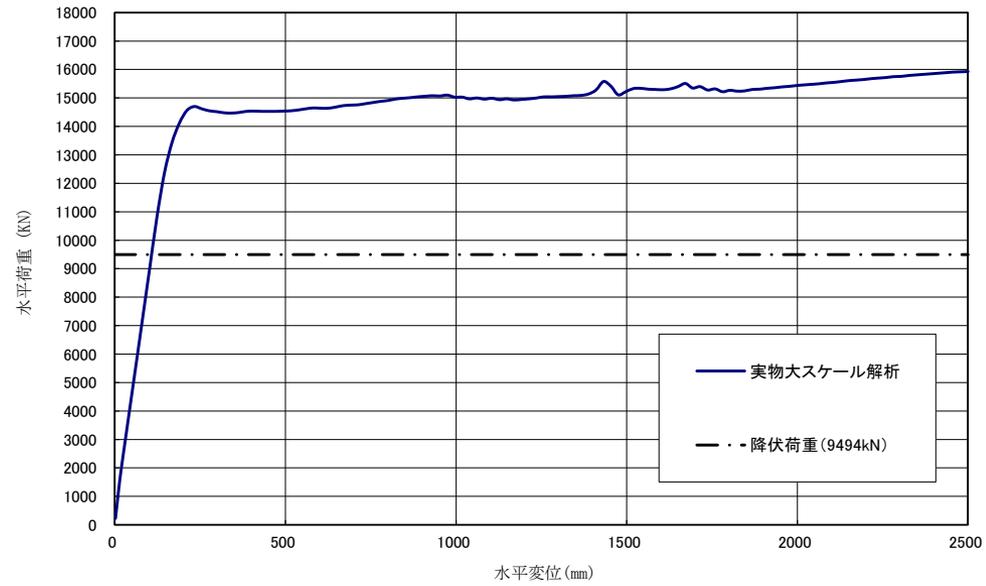


図12 3次元FEM解析の荷重－変位関係の比較

**【1-9 (2)】防波壁（逆T擁壁における鋼管杭による
悪影響の確認等）**

【1-9 (2)】防波壁（逆T擁壁における鋼管杭による悪影響の確認等） (1/5)

【設置変更許可審査を踏まえた詳細設計段階における検討内容】

- 防波壁（逆T擁壁）における設計の経緯及び設置許可段階での申し送り事項は表1のとおりである。
- 詳細設計段階において、申し送り事項を踏まえ、鋼管杭を残置することによる影響検討を実施したことから、その検討結果について説明する。

1. 杭頭部の力学挙動について模型実験及び3次元静的FEM解析による確認
2. 1により確認した力学挙動を踏まえた、役割に期待しない鋼管杭による逆T擁壁への悪影響の確認

表1 防波壁（逆T擁壁）における設計の経緯

	第870回 会合（令和2年6月30日）時点	第870回 会合以降（設置許可時）
設計概要図		
鋼管杭の役割	期待する	期待しない
杭頭結合部	ヒンジ結合	(ヒンジ結合)
地盤改良	あり	あり
グラウンドアンカ	期待しない	期待する
設計の考え方	<ul style="list-style-type: none"> ・杭頭部における曲げモーメントを減少させるため、杭頭部にヒンジ結合を採用した。 ・ヒンジ結合への変更に伴い、鋼管杭の変形を抑制するため、鋼管杭周辺において薬液注入工法による地盤改良を実施した。 	<ul style="list-style-type: none"> ・第870回会合において、杭の根入れが0.5mと浅いため、杭先端のせん断抵抗に期待できない旨の指摘を受け、鋼管杭の役割に期待しない（モデル化しない）設計に変更した。 ・主に以下の2つが設工認審査への申し送り事項となった。
評価	<ul style="list-style-type: none"> ・杭頭部については、作用する曲げモーメントが小さい状態では剛として挙動し、曲げモーメントが増加すると杭頭補強鉄筋周辺のコンクリートにクラックが発生し、ヒンジ状態に移行すると考えられることから、模型実験により杭頭部の力学的特性について確認することとした。 	<ol style="list-style-type: none"> 1) 杭頭部の力学挙動について、杭頭載荷実験及び3次元静的FEM解析による再現解析を実施する。 2) 役割に期待しない鋼管杭による防波壁（逆T擁壁）への悪影響を確認するため、杭頭載荷実験の力学挙動を踏まえて鋼管杭をモデル化した影響検討を実施し、基準地震動Ssに対し、防波壁（逆T擁壁）の浸水防護機能が喪失しないことを説明する。

【1-9 (2)】防波壁（逆T擁壁における鋼管杭による悪影響の確認等） (2/5)

【詳細設計申送り事項に対する回答】（鋼管杭を残置することによる影響検討）

No.	詳細設計申送り事項	分類	回答	回答頁
1	杭頭部の力学挙動について、道路土工擁壁工指針及び道路橋示方書の記載を踏まえ、杭頭載荷実験及び3次元静的FEM解析による再現解析を実施し確認すること。	B	杭頭載荷実験及び3次元静的FEM解析による再現解析により、杭頭結合部に大きな曲げモーメントが作用する時には剛結合からヒンジ結合への移行すること、及びヒンジ結合移行時に、浸水防護機能に影響するひび割れの発生を確認した。	P.15
2	役割に期待しない鋼管杭による逆T擁壁への悪影響の有無を確認するため、杭頭載荷実験等を踏まえて鋼管杭をモデル化した影響検討を実施し、基準地震動Ssに対し、防波壁（逆T擁壁）の浸水防護機能が喪失しないことを確認すること。	B	杭頭載荷実験等から得られた力学特性を踏まえ、杭頭結合部を剛結合でモデル化した基準地震動Ssによる2次元動的FEM解析及び耐震照査を実施し、発生応力度が許容値を下回ることを確認した。 また、杭頭載荷実験において、ヒンジ結合移行時に浸水防護機能に影響するひび割れが発生したことから、実験から得られたヒンジ結合に移行する「軸力－杭頭拘束モーメント関係」と、2次元動的FEM解析結果における杭頭結合部での発生応力を比較した結果、基準地震動Ssに対し、杭頭結合部はヒンジ結合に移行する応力状態に達していないことから、浸水防護機能に影響するひび割れが発生しないことを確認した。 以上のことから、基準地震動Ssに対し防波壁（逆T擁壁）がおおむね弾性域内に留まり、鋼管杭を残置しても浸水防護機能が喪失しないことを確認した。	P.16,17

【1-9 (2)】防波壁（逆T擁壁における鋼管杭による悪影響の確認等） (3/5)

1. 杭頭部の力学挙動について模型実験及び3次元静的FEM解析による確認

- 杭頭部をおおむね1/2スケールで模擬した試験体を作成し、杭頭結合部に曲げモーメントを作用させた際の力学特性を把握する。
- 図1～3に示す試験体の鋼管杭に軸力を与えながら、図4の水平加力パターンによる正負交番载荷を実施する。
- その結果、図5のとおり、大きな曲げモーメントが作用する時には剛結合からヒンジ結合へ移行すること、及び図6のとおり、ヒンジ結合移行時に浸水防護機能に影響するひび割れの発生を確認した。
- 3次元静的FEM解析による再現解析により、実験の力学挙動が妥当であることを確認した。

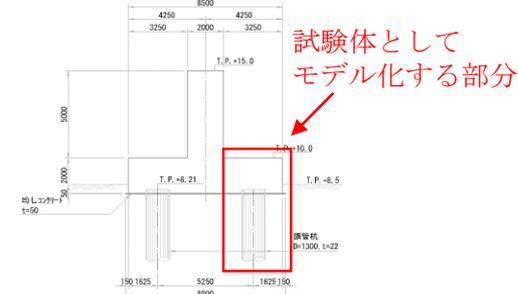


図1 逆T擁壁の概要図

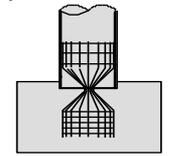


図2 杭頭結合部配筋図

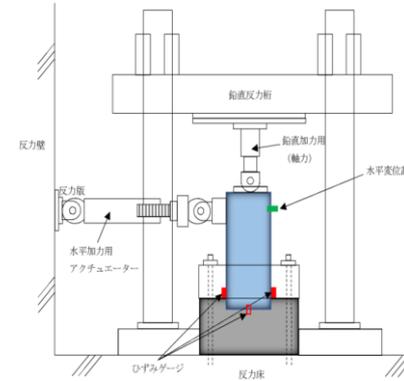


図3 杭頭载荷実験の概要図

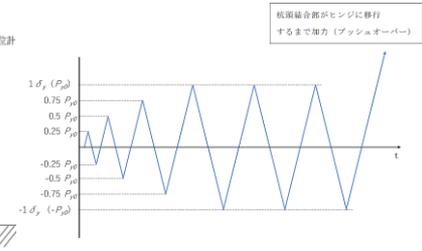


図4 水平加力パターン

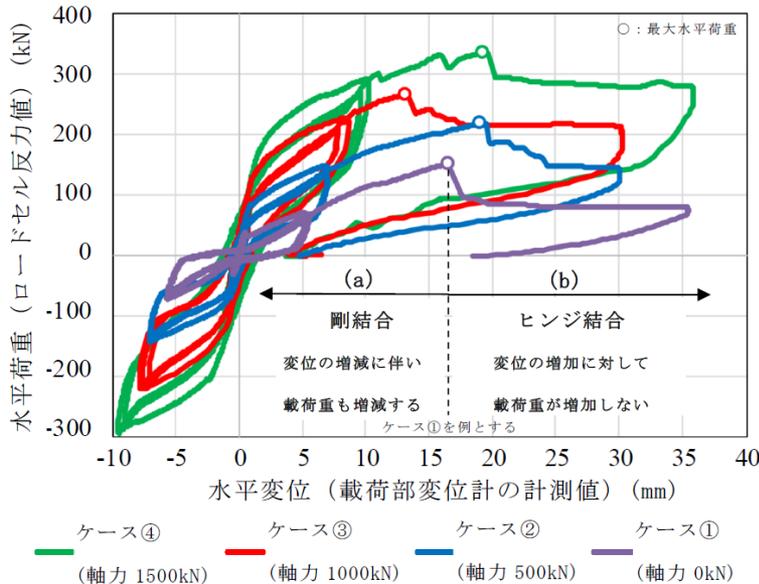


図5 水平荷重と水平変位の関係

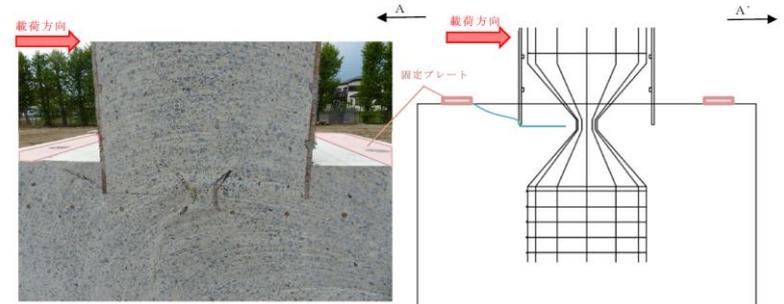


図6 杭頭内部のひび割れ状況

【1-9 (2)】防波壁（逆T擁壁における鋼管杭による悪影響の確認等） (4/5)

2. 役割に期待しない鋼管杭による逆T擁壁への悪影響の確認

➤ 図7のとおり，鋼管杭をモデル化した基準地震動 S_s に対する2次元動的FEM解析結果を実施し，鋼管杭の残置による防波壁（逆T擁壁）への悪影響の有無を確認した。

杭頭結合部：杭頭載荷実験を踏まえ剛結合とする。

杭支持部：支持地盤への根入れが0.5mと浅いため，岩盤からのせん断抵抗は期待しない。

➤ 2次元動的FEM解析及び耐震照査の結果，表2のとおり，照査値が1.0を下回っていることを確認した。

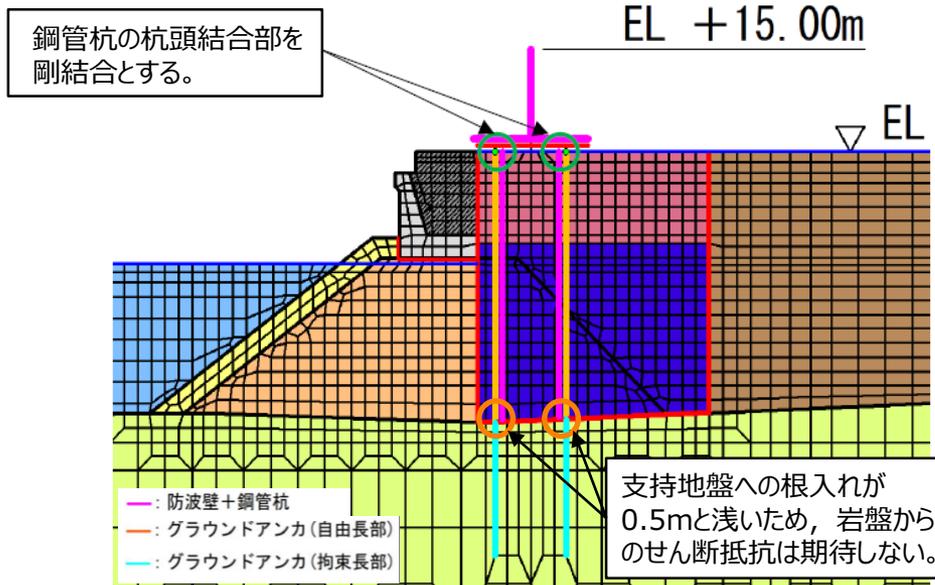


図7 2次元FEM解析モデル（鋼管杭周辺）

表2 2次元FEM解析に対する部材照査結果

		応力度 (N/mm^2)	許容応力度 (N/mm^2)	照査値	
底版	曲げ・軸力	(σ_c) 2.5	(σ_{ca}) 13.5	σ_c / σ_{ca}	0.186
		(σ_s) 89.9	(σ_{sa}) 294	σ_s / σ_{sa}	0.306
	せん断	(τ) 0.57	(τ_a) 0.67	τ / τ_a	0.851
杭頭結合部	押込み力に対する照査	(σ_{cv}) 2.1	(σ_{ba}) 10.8	$\sigma_{cv} / \sigma_{ba}$	0.195
		(τ_v) 0.16	(τ_{va}) 0.90	τ_v / τ_{va}	0.178
	水平力に対する照査	(σ_{ch}) 4.0	(σ_{ba}) 10.8	$\sigma_{ch} / \sigma_{ba}$	0.371
		(τ_h) 0.31	(τ_{ha}) 0.90	τ_h / τ_{ha}	0.345

【1-9 (2)】防波壁（逆T擁壁における鋼管杭による悪影響の確認等） (5/5)

2. 役割に期待しない鋼管杭による逆T擁壁への悪影響の確認（続き）

- 杭頭載荷実験により、ヒンジ結合移行時に、浸水防護機能に影響するひび割れの発生を確認したため、実験から得られたヒンジ結合に移行する「軸力－杭頭拘束モーメント関係」（図8及び表3）と、2次元動的FEM解析結果における杭頭結合部（図10）での発生応力を比較することで、基準地震動 S_s に対してはヒンジ結合に移行せず、当該ひび割れが発生しないことを確認した。
- 応力比較の結果、図9のとおり、杭頭結合部はヒンジ結合に移行する応力状態に達していないことから、基準地震動 S_s に対し、ヒンジ結合移行時に浸水防護機能に影響するひび割れが発生しないことを確認した。
- 以上のことから、鋼管杭を残置しても、基準地震動 S_s に対し、防波壁（逆T擁壁）の浸水防護機能を喪失するような悪影響はないことを確認した。

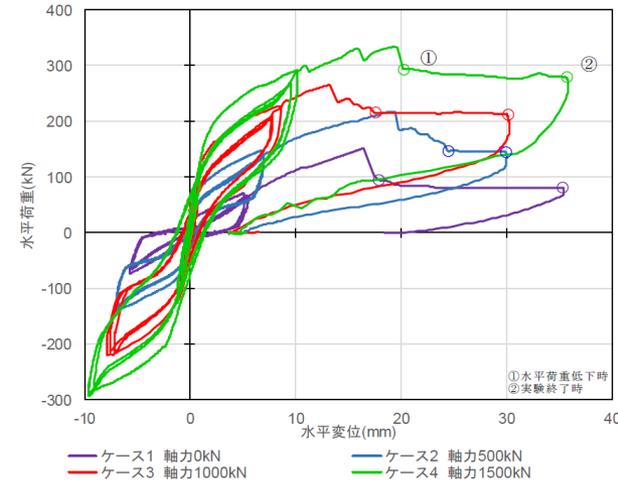


図8 杭頭載荷実験結果
(水平荷重－水平変位関係)

表3 軸力及び杭頭拘束モーメント

ケース	実験値		実構造物換算値	
	軸力 (kN)	杭頭拘束モーメント (kN・M)	軸力 (kN)	杭頭拘束モーメント (kN・M)
(縮尺)	×1	×1	×(13/6) ²	×(13/6) ³
1	0	185	0	1882
2	500	320	2347	3255
3	1000	473	4697	4811
4	1500	643	7042	6540
—	-552	0	-2591	0

M = 0の時の軸引張耐力を算出し、軸方向引張側の「軸力－杭頭拘束モーメント」関係の補完を行う。

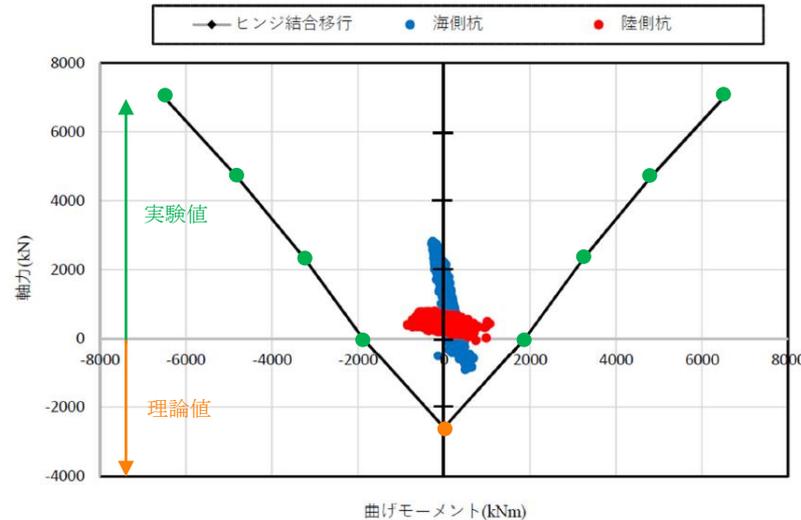


図9 軸力－杭頭拘束モーメント関係（実構造物換算）

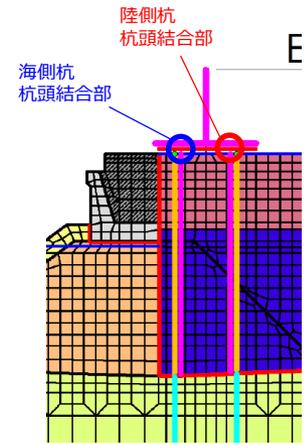


図10 2次元FEM解析モデル
(鋼管杭周辺)

**【1-9 (3)】防波壁（逆T擁壁におけるグラウンドアンカのモデル化
を踏まえた健全性評価等）**

【1-9 (3)】防波壁（逆T擁壁におけるグラウンドアンカのモデル化を踏まえた健全性評価等）（1/8）

【グラウンドアンカの概要】

- グラウンドアンカは、複数本のPC鋼線を束ねた tendon を主材とする「自由長部（引張部）」、 tendon を岩盤等に挿入してグラウト注入により固定した「拘束長部（アンカー体）」、 tendon を支圧版等で固定した「頭部」によって構成される。
- tendon にプレストレス（初期緊張力）を与えて拘束頂部及び頭部を固定することで、自由長部にある地盤に緊張力を伝達し、構造物の安定性向上を図るものである。図2にグラウンドアンカの施工状況，図3にグラウンドアンカの緊張力のイメージを示す。

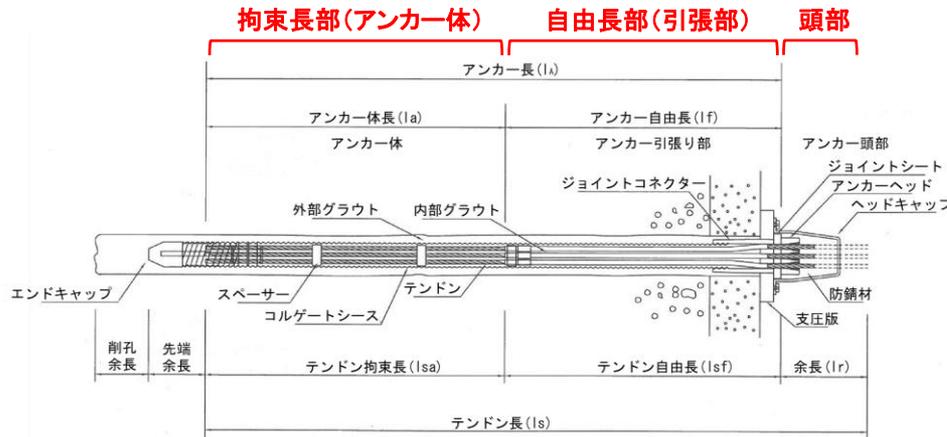


図1 グラウンドアンカ構造概要図



図2 グラウンドアンカ施工状況

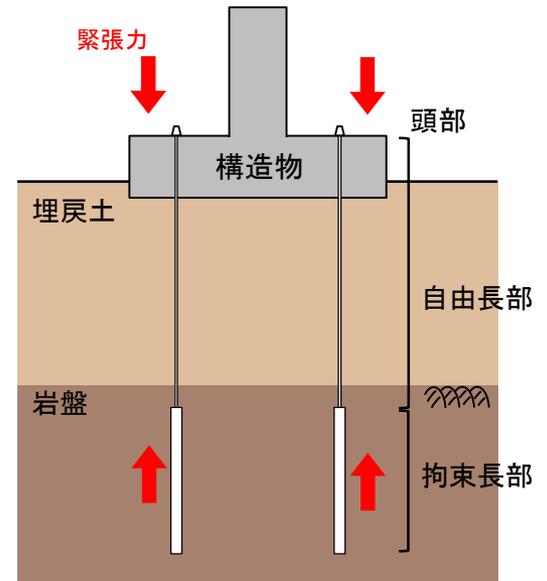


図3 グラウンドアンカの緊張力イメージ

【1-9 (3)】防波壁（逆T擁壁におけるグラウンドアンカのモデル化を踏まえた健全性評価等） (2/8)

【逆T擁壁に設置されたグラウンドアンカの概要】

- 逆T擁壁には、地震時・津波時における転倒・滑動の抑止を目的としたグラウンドアンカが設置されている。
- 逆T擁壁に設置されたグラウンドアンカは「グラウンドアンカー設計・施工基準，同解説（地盤工学会）」（以下：「設計・施工基準」という。）に基づき設計，施工されており，逆T擁壁の1ブロックにおいて，海側では8本，陸側では4本を基本として設置している。図4に逆T擁壁の構造概要図，図5にグラウンドアンカの配置図，表1にグラウンドアンカの諸元を示す。

【設置変更許可審査を踏まえた詳細設計段階における検討内容】

- 設置許可段階において，逆T擁壁については，地震動及び地殻変動による最大傾斜が1/2000を上回ることを確認したため，詳細設計段階においては，品質保証試験等に基づき，実態に即したグラウンドアンカのモデル化を踏まえた耐震評価により健全性を確認することで，基礎底面の傾斜を考慮しても，浸水防護機能に影響を及ぼさないことを確認する。

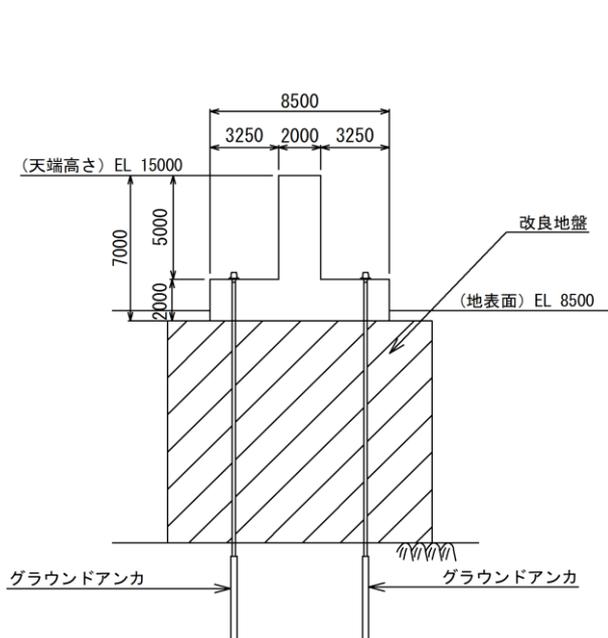


図4 逆T擁壁構造概要図

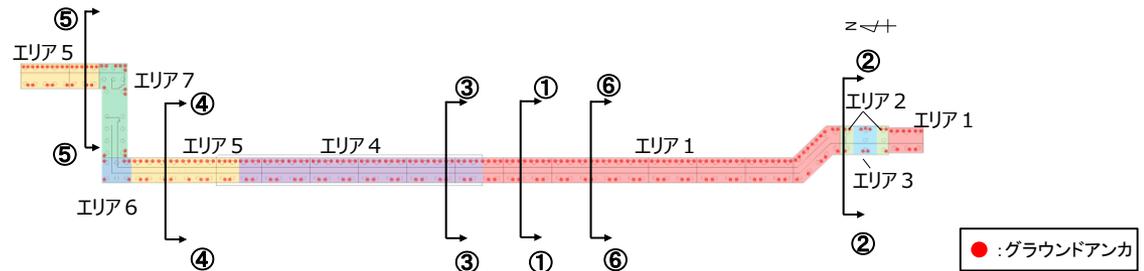


図5 グラウンドアンカ配置図

表1 グラウンドアンカの諸元

アンカー種別	tendon自由長* (mm)	アンカー体長 (tendon拘束長) (mm)	tendonの降伏引張り力 (kN)	設計アンカー力 (kN)	許容アンカー力 (kN)	海側のグラウンドアンカ設置間隔 (mm)
エリア1	8000~18000	8500	2400	1440	1764	2000
エリア2	11000~13500	10000		1700	2076	1650
エリア3	12500~13000	9000		1500	1868	1535
エリア4	7000~11500	8500		1360	1764	2000
エリア5	10000~20500	7000		1170	1453	1625(北側) 2000(南側)
エリア6	17000~18500	9500		1550	1972	1650
エリア7	17500~20000	10000		1650	2076	1650

注記* : tendon自由長部はアンカー体が岩盤に確実に定着するよう岩盤上面深さに合わせて長さを調整している。

【1-9 (3)】防波壁（逆T擁壁におけるグラウンドアンカのモデル化を踏まえた健全性評価等） (3/8)

【詳細設計申送り事項に対する回答】（逆T擁壁におけるグラウンドアンカのモデル化を踏まえた健全性評価等）

No.	詳細設計申送り事項	分類	回答	回答頁
1	グラウンドアンカについて、品質管理（品質保証試験）等に基づき、実態に即したモデル化等を踏まえた健全性評価を実施すること。	B	グラウンドアンカについて、試験施工（基本調査試験）及び施工後の品質保証試験により設定した設計アンカー力を用い、各部位の役割を踏まえて実態に即したモデル化、物性設定及び許容限界の設定を行った。 また、グラウンドアンカのモデル化において、基本調査試験結果の解析による検証、動的解析による動的挙動の検証を行い、モデル化の妥当性を確認した。 グラウンドアンカをモデル化した耐震評価を行い、発生アンカー力が許容アンカー力を下回ることから、健全であることを確認した。	P.22~25
2	逆T擁壁基礎底面の傾斜が1/2000を上回るため、グラウンドアンカーによる変形抑制効果を踏まえた設計を行い、基礎底面の傾斜を考慮しても、施設の安全機能に影響を及ぼさないことを確認すること。	B	グラウンドアンカを反映した耐震評価により、逆T擁壁の部材照査、グラウンドアンカの発生アンカー力に対する照査、法線方向の動的FEM解析による止水目地の変形量照査及び隣接する躯体同士の支圧に対する照査結果から、地盤が傾斜しても、防波壁（逆T擁壁）の浸水防護機能に影響がないことを確認した。	P.25,26

【1-9 (3)】防波壁（逆T擁壁におけるグラウンドアンカのモデル化を踏まえた健全性評価等）（4/8）

1. 基本調査試験及び品質保証試験

- 基本調査試験では、逆T擁壁設置前に逆T擁壁設置予定位置において引抜き試験を実施し、許容アンカー力を設定するため、グラウンドアンカと岩盤の周面摩擦抵抗が1.0N/mm²以上であることを確認する。
- 品質保証試験では、施工されたグラウンドアンカのうち全数の5%において多サイクル試験を実施し、その他のすべてのグラウンドアンカにおいて1サイクル試験を実施し、施工されたグラウンドアンカの設計及び施工が妥当であることを確認する。

〔基本調査試験〕

【引抜き試験】

設計・施工基準に基づき、逆T擁壁設置予定位置において、グラウンドアンカと岩盤との周面摩擦抵抗が1.0 N/mm²以上であることを確認した。

試験結果を踏まえ、表2のとおり許容アンカー力を設定した。

表2 ⑤－⑤断面における許容アンカー力の設定

	⑤－⑤断面
①テンドンの許容引張力	2160kN
②テンドンの許容拘束力	2076kN
③アンカーの許容引抜き力	2120kN

注：赤枠を⑤－⑤断面の許容アンカー力として採用

〔品質保証試験〕

【多サイクル試験】

施工されたグラウンドアンカのうち5%において、設計アンカー力の1.5倍の荷重を載荷。設計・施工基準に基づき以下の3点より設計及び施工が妥当であることを確認した。

- ・設計アンカー力の1.5倍の荷重を載荷しても引抜きが発生しないことを確認した。
- ・載荷荷重に対する弾性変位が理論上の伸び量の±10%に収まっていることを確認した。
- ・クリープ係数ΔCが1mm以下であることを確認した。

【1サイクル試験】

多サイクル試験を実施したグラウンドアンカ以外のすべてのグラウンドアンカにおいて、設計アンカー力の1.2倍の荷重を載荷。設計・施工基準に基づき以下の2点より設計及び施工が妥当であることを確認した。

- ・設計アンカー力の1.2倍の荷重を載荷しても引抜きが発生しないことを確認した。
- ・載荷荷重に対する弾性変位が理論上の伸び量の±10%に収まっていることを確認した。

【1-9 (3)】防波壁（逆T擁壁におけるグラウンドアンカのモデル化を踏まえた健全性評価等） (5/8)

2. グラウンドアンカの実態に即したモデル化

- グラウンドアンカは、「頭部」、「自由長部」及び「拘束長部」の3つに区分される。
- グラウンドアンカのモデル化は、表3のとおり各部位の特徴及び役割を踏まえモデル化を行う。図6にグラウンドアンカのモデル化概念図、図7に非線形ばねモデルの概念図を示す。

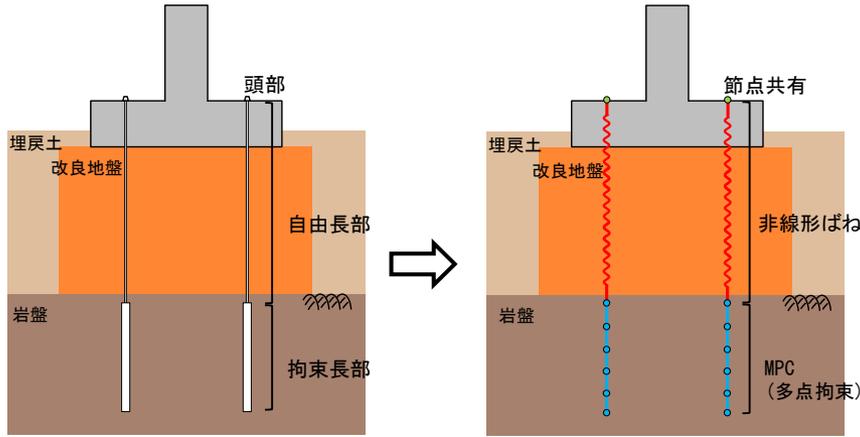


図6 モデル化概念図

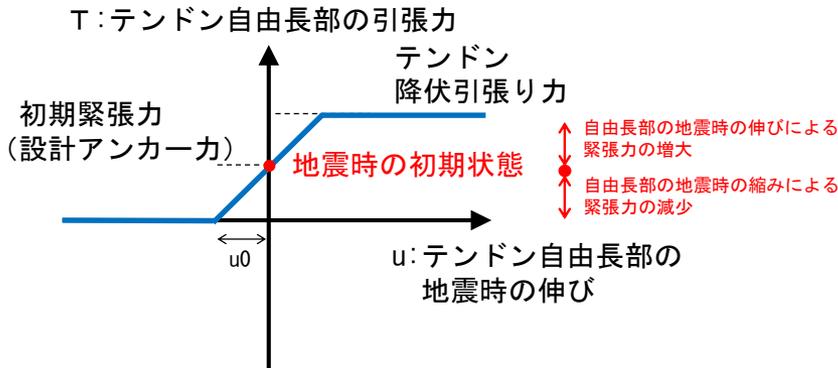


図7 非線形ばねモデルの概念図

表3 グラウンドアンカのモデル化方法及び考え方

部位	特徴及び役割	モデル化方法	モデル化の考え方
頭部	鋼製のアンカーヘッド、ジョイントプレート及び支圧板で構成され、慣性力等に伴う逆T擁壁からの力を引張力として自由長部に伝達させるための部分。	節点共有	逆T擁壁の底盤（梁要素）の接点とばね要素の端部接点を拘束することで力が伝達できるようにモデル化した。
自由長部 （=引張部）	PC鋼線を組み立てたテンドンで構成され、テンドンの伸縮により、頭部からの引張力を拘束長部に伝達する部分。 施工時にテンドンに初期緊張力を与えることで、頭部及び拘束長部に常時、引張力が作用する。 地震時は、慣性力による逆T擁壁からの力が伝達し、テンドンが縮むとアンカー力は減少し、テンドンが伸びるとアンカー力は増加する。	非線形ばね	左記の自由長部の挙動（特に初期緊張力）を表現できる「非線形ばね要素」でモデル化した。
拘束長部 （アンカー体）	グラウト注入によりテンドンが堅硬な岩盤に定着・一体化されて造成され、自由長部からの引張力を地盤との摩擦抵抗もしくは支圧抵抗によって地盤に伝達する抵抗部分。	MPC（多点拘束）	岩盤と一体挙動するように、「MPC（多点拘束）」によりモデル化し、非線形ばねとの節点とその他の節点の鉛直方向の変位が拘束され、同様の挙動をするように設定した。

【1-9 (3)】防波壁（逆T擁壁におけるグラウンドアンカのモデル化を踏まえた健全性評価等）（6/8）

3. モデル化されたグラウンドアンカの検証

- 図8のとおり，グラウンドアンカの基本調査試験の再現解析を実施した結果，解析値と実測値の荷重-変位関係が同等であること，弾性的な挙動を示していることを確認した。
- 図9のとおり，グラウンドアンカをモデル化した常時応力解析の結果，グラウンドアンカの初期緊張力が地盤内に伝達されることにより地盤応力の高まりを確認した。
- 改良地盤の変形によりグラウンドアンカの tendon が伸縮することで発生アンカー力が増減することが想定されることから，グラウンドアンカをモデル化した2次元動的FEM解析を実施し，逆T擁壁底版の鉛直変位と，グラウンドアンカの発生アンカー力の時刻歴の比較により検証した結果，図10より，改良地盤の変形によりグラウンドアンカの tendon が伸縮することで発生アンカー力が増減を繰り返す現象が再現されていることを確認した。

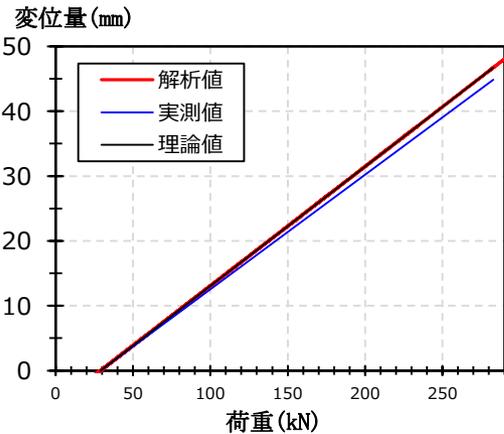


図8 基本調査試験の実測値と再現解析結果の比較

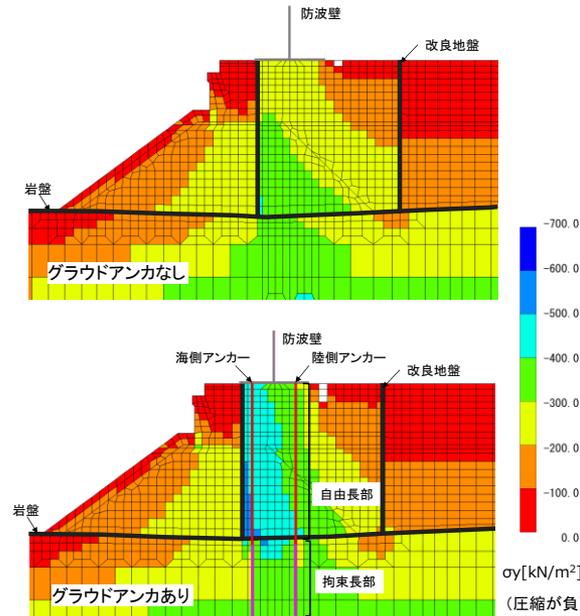


図9 ⑤-⑤断面の常時応力分布

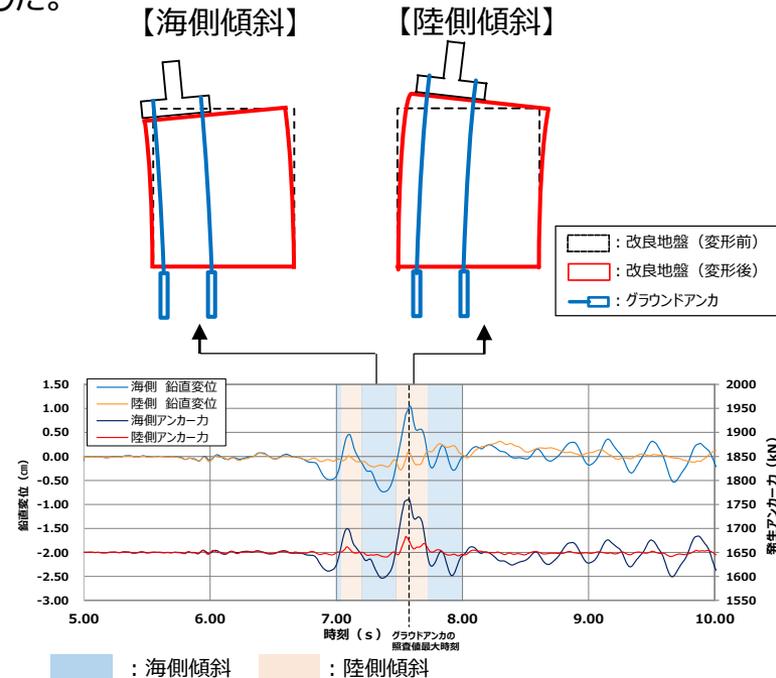


図10 逆T擁壁底版端部の鉛直変位とグラウンドアンカの発生アンカー力との挙動の比較

【1-9 (3)】防波壁（逆T擁壁におけるグラウンドアンカのモデル化を踏まえた健全性評価等） (7/8)

4. グラウンドアンカのモデル化を踏まえた健全性評価

- グラウンドアンカのモデル化を踏まえた健全性評価について、図11のとおり、岩盤深さが最も深く、地震時応答加速度が最大になると考えられる位置で横断方向の⑤-⑤断面を評価対象断面に選定し、図12のFEMモデルを用いた2次元動的FEM解析を実施した。
- 止水目地の変形量については、同様の観点から、地震時変形量が最大になると考えられる横断方向及び縦断方向の⑤-⑤断面及び⑦-⑦断面を選定し、2次元動的FEM解析により、横断方向、縦断方向及び鉛直方向の変形量から3次元的な変形量を求めた。
- その結果、表4及び表5のとおり、いずれも許容応力度及び許容変形量以下であることを確認した。

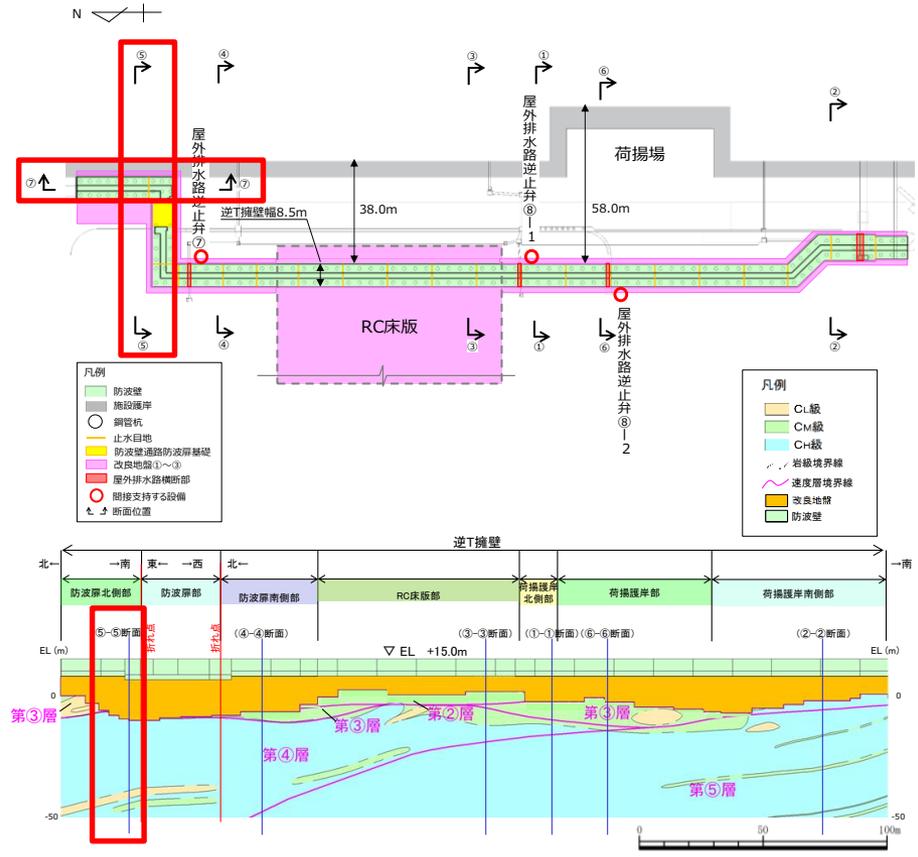


図11 評価対象断面の選定位置

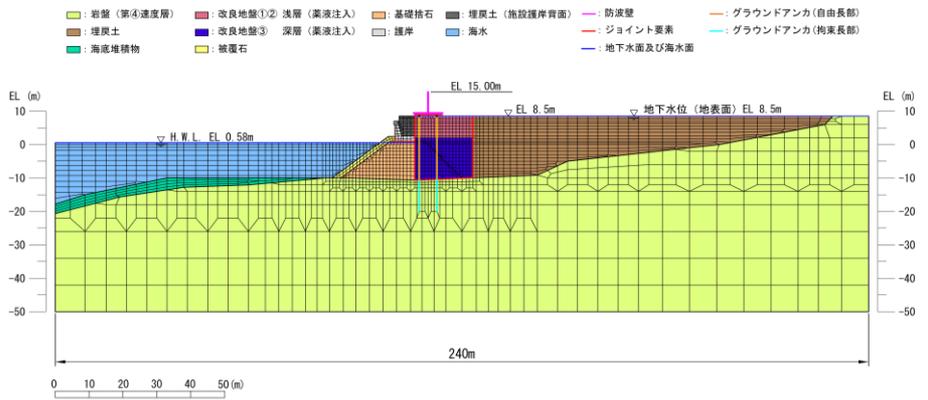


図12 横断方向のFEM解析モデル (縦断方向は次頁の図14参照)

表4 2次元動的FEM解析結果 (各照査値の最大値)

曲げ・軸力系	せん断	グラウンドアンカ	基礎地盤
0.682	0.792	0.849	0.429

表5 止水目地の変形量評価結果

地震時変形量 (mm)	許容変形量 (mm)
159.35	1960

【1-9 (3)】防波壁（逆T擁壁におけるグラウンドアンカのモデル化を踏まえた健全性評価等） (8/8)

5. グラウンドアンカのモデル化を踏まえた健全性評価 (続き)

- 縦断方向の地盤傾斜による隣接する防波壁同士の支圧による損傷評価について、図13のとおり、岩盤深さが最も深く、地震時応答加速度が最も大きくなると考えられる位置で縦断方向の評価対象断面を選定し、図14のとおり隣接躯体をFEMでモデル化した基準地震動Ssに対する2次元動的FEM解析を実施した。その結果、表6のとおり、発生する支圧応力度が許容応力度以下であることを確認した。
- 以上より、グラウンドアンカのモデル化を踏まえた耐震評価を行った結果、基礎底面の傾斜を考慮しても、浸水防護機能に影響を及ぼさないことを確認した。グラウンドアンカのモデル化を踏まえた耐津波評価については、今後の設工認審査で説明する。
- なお、設置許可段階において1/2000を上回る傾斜を確認していた①-①断面において、地震時の傾斜を確認した結果、表7のとおり、グラウンドアンカの変形抑制効果等により、傾斜が小さくなっていることを確認した。

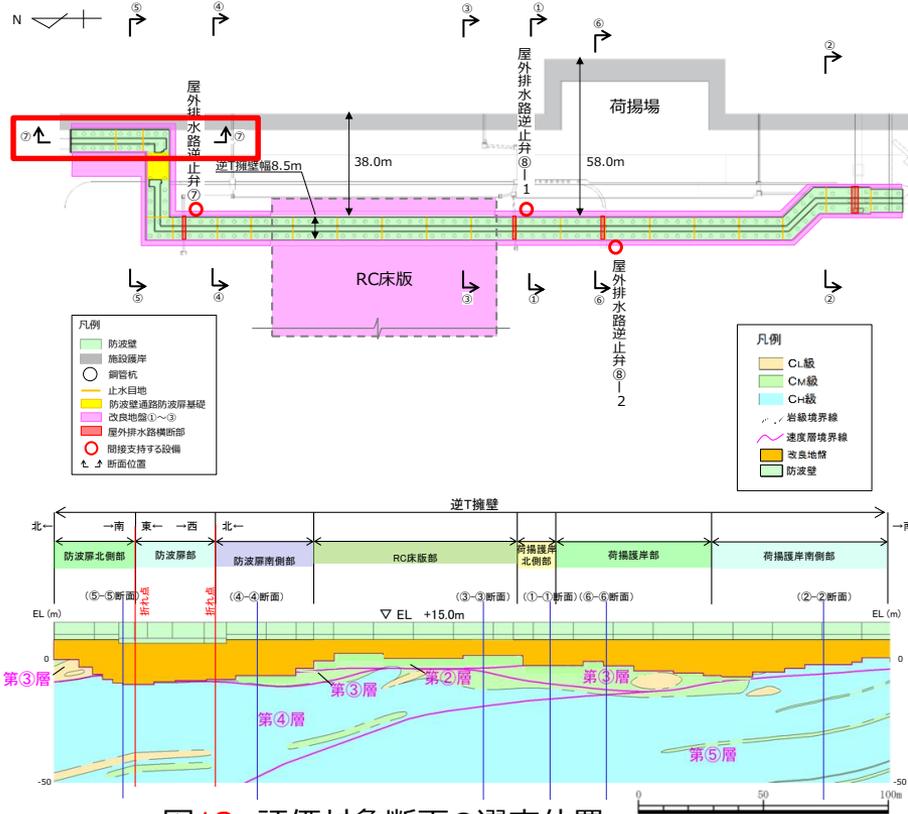


図13 評価対象断面の選定位置

表6 隣接する躯体同士の支圧評価結果

照査値最大となる地震動	支圧応力度 σ_b (N/mm ²)	短期許容応力度 σ_{ba} (N/mm ²)	照査値 σ_b/σ_{ba}
Ss-D(-, -)	1.375	10.80	0.128

表7 (参考) 地震時の傾斜の算定結果 (①-①断面)

グラウンドアンカモデル化前 (設置許可段階)	グラウンドアンカモデル化後 (今回：詳細設計段階)
1/446	1/1262

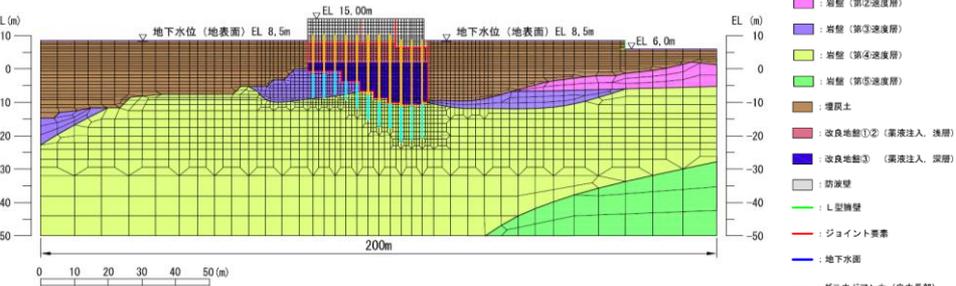


図14 縦断方向のFEM解析モデル

【1-5】漂流物衝突荷重の設定（指摘事項に対する回答）

【1-5】漂流物衝突荷重の設定（指摘事項に対する回答）（1/2）

- 指摘事項No.1（第1067回審査会合 2022年9月1日）
 - 衝突実験結果と事業者解析結果において時刻歴波形に差が生じていることについて、衝突形態の相違を分析し、その要因となった解析条件について具体的に整理し、その結果を踏まえて事業者解析の衝突荷重評価が保守性を有することを説明すること。

- 回答（P.30~32）
 - 衝突実験結果と当社衝突解析結果で時刻歴波形に差が生じており、当社衝突解析では、第1隔壁が衝突する前に衝突現象が終了していることが要因であると判断した。
 - この要因として、当社衝突解析においては、衝突荷重が安全側の評価となるように、FRPの材料特性を安全側に設定することで、船体の破壊領域が小さくなったためと判断した。
 - そこで、当社衝突解析結果におけるFRPの材料特性のうち、曲げ強度及び破壊ひずみを適切な範囲で見直し、衝突実験に対する再現性確認のための衝突解析を実施した結果、衝突実験による衝突荷重の時刻歴波形及び衝突状況をおおむね再現できることを確認した。
 - また、衝突実験及び再現性確認解析による最大衝突荷重に対して、当社衝突解析による最大衝突荷重は保守性を有することを確認した。

【1-5】漂流物衝突荷重の設定（指摘事項に対する回答）（2/2）

■ 指摘事項No.2（第1067回審査会合 2022年9月1日）

- 衝突実験に用いられた総トン数2トン船舶について、土木学会式に基づいて算出される軸剛性を用いたFEMA（2012）式による衝撃荷重を算出して実験結果との比較を行い、総トン数19トン船舶におけるFEMA（2012）式の結果と衝突解析結果との関係を整理して説明すること。

■ 回答（P.33~36）

- 衝突実験に用いられた総トン数2トン船舶において、総トン数19トン船舶と同様に土木学会式に基づいて平均的な軸剛性を設定し、「FEMA（2012）」により衝突荷重を算定した。各衝突荷重の算定方法等の特徴について以下に示す。
 - ・衝突実験として、「豊田ほか（2022）」では、総トン数2トンのFRP製船舶を用いた衝突実験が実施され、時々刻々変化する衝突状況に応じた衝突荷重（瞬間的な荷重ピーク値：201kN）が計測されている。
 - ・衝突解析として、各船舶の3次元FEMモデルを作成して非線形構造解析を実施し、時々刻々変化する衝突状況に応じた衝突荷重（瞬間的な荷重ピーク値：260kN）を算定した。また、衝突解析におけるFRPの材料特性は、各文献から衝突荷重が大きくなるように安全側に設定した。
 - ・「FEMA（2012）」として、FRP製船舶の船首部の複雑な形状及び構造を再現できる軸剛性の設定方法は確立されていないことから、既往文献を基に船首方向における平均的な軸剛性を用いて衝突荷重（平均値：198kN）を算定した。
- 以上より、衝突実験と衝突解析による衝突荷重の瞬間的な荷重ピーク値を比較した結果、衝突解析による衝突荷重が大きくなる。また、「FEMA（2012）」による衝突荷重は平均値となることから、瞬間的な荷重ピーク値との大小関係を直接比較することが困難であると判断した。

【1-5】漂流物衝突荷重の設定

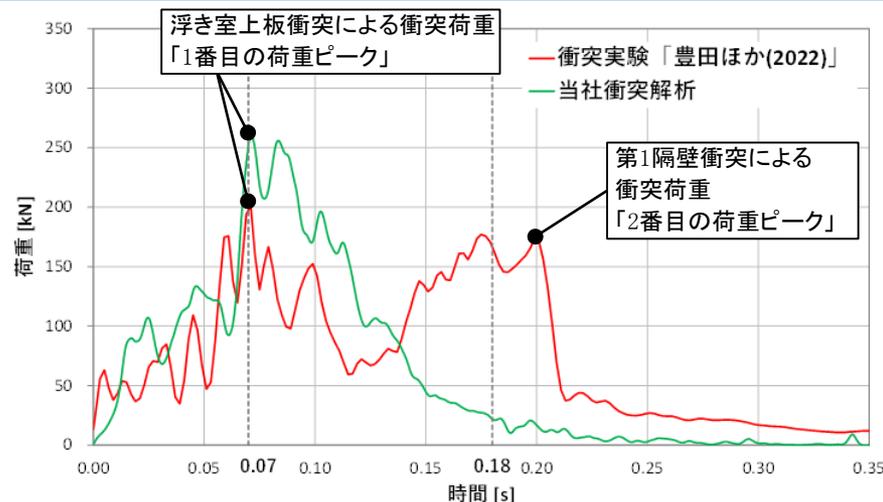
（指摘事項No. 1）衝突解析による荷重評価の保守性（1/3）

1. 概要

- 「豊田ほか（2022）＊」による総トン数2トンのFRP船舶を用いた衝突実験と当社衝突解析による衝突荷重を比較した結果、図1に示すとおり、0.14秒までの時刻歴波形はおおむね再現できている一方、0.14秒以降の2番目の衝突荷重の発生状況に差異が生じていることを確認した。
- そのため、この差異が生じている要因となった解析条件を整理し、当社解析による衝突荷重の保守性について確認する。

2. ピーク荷重に差異が生じている要因の分析結果

- ピーク荷重の発生状況に差異が生じている要因として、衝突実験では、浮き室上板衝突時に1番目の荷重ピークが発生した後、第1隔壁衝突による2番目の衝突荷重が発生しているが、当社衝突解析では、1番目の荷重ピーク発生後は徐々に衝突荷重が減少して、第1隔壁が衝突する前に衝突現象が終了しているためと判断した（図1）。
- この要因として、当社衝突解析では衝突荷重をより保守的に評価するために、FRPの材料特性を安全側に設定していることで、船体の破壊領域が小さくなったと判断し、当社衝突解析において船体破壊が第1隔壁まで進行するようにFRPの材料特性を適切な範囲で変更することで、衝突実験に対する衝突荷重の再現性について確認を行った。



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

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

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.

【1-5】漂流物衝突荷重の設定

（指摘事項No. 1）衝突解析による荷重評価の保守性（2/3）

3-1. 衝突実験に対する再現性確認（解析条件）

- 当社衝突解析のFRPの材料特性において、「曲げ強度及び破壊ひずみ」が船体の破壊進行に与える影響が大きいと判断し、再現性確認解析の材料特性の設定に当たっては、各文献や衝突実験における平均的な値を採用した。当社衝突解析及び再現性確認解析におけるFRPの材料特性を表1に示す。
- 曲げ強度は、「豊田ほか（2022）」に記載の強度の平均値を採用した（表2）。
- 破壊ひずみは、各文献から2%（完全弾塑性材料）を採用した（表3）。

表2 「豊田ほか（2022）」におけるFRPの曲げ強度
（「豊田ほか（2022）」に加筆）

試験片	設定する部位	解析で用いる物性値	単位	値
船側	デッキ デッキ端部 側板 ブルワーク	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	

表1 当社衝突解析及び再現性確認解析におけるFRPの材料特性

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

表3 文献におけるFRPの破壊ひずみの整理結果

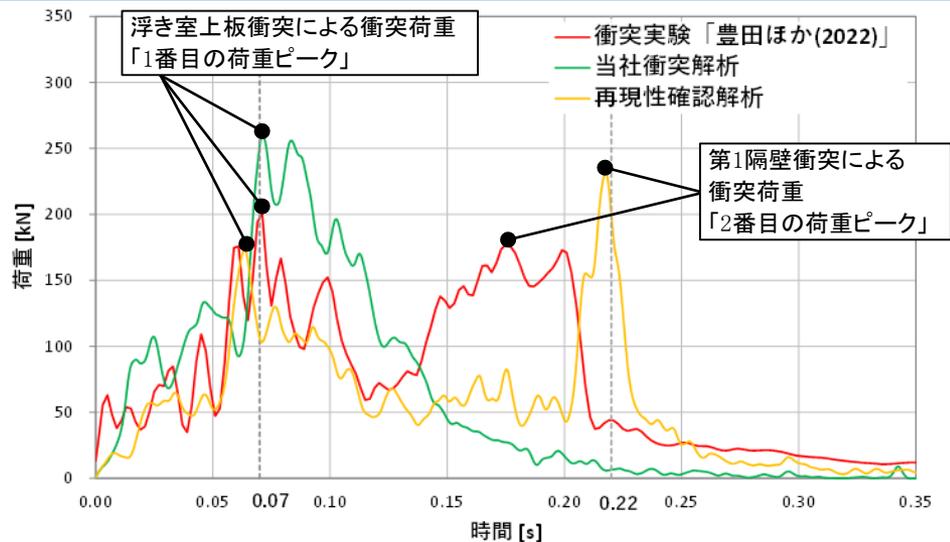
項目	引用文献	適用性	引用文献値
破壊ひずみ 【単位:%】	「強化プラスチック船規則解説（日本海事協会誌, 1978年）」	本文献は、「強化プラスチック船規則」について解説をされており、船体材料を構成するFRPの破断時の伸びについて記載されているため、適用可能と判断した。なお、FRPの破断時の伸びについては、「FRPでは降伏点はなく、破断時の伸びは約1ないし1.5%である。」とされており、鋼材と比較して「ある応力に達すると直ちに破壊につながる恐れがある」と脆性的な弾性材料であることが記載されている。	1~1.5 弾性材料
	「基礎からわかるFRP（強化プラスチック協会編, 2016）」	本文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

【1-5】漂流物衝突荷重の設定

（指摘事項No. 1）衝突解析による荷重評価の保守性（3/3）

3-2. 衝突実験に対する再現性確認（解析結果）

- 衝突荷重の時刻歴及び衝突状況より、衝突実験と再現性確認解析を比較した結果、FRPの材料特性を変更したことで、再現性確認解析において船体の破壊領域が大きくなり、第1隔壁が衝突することによる2番目の荷重ピークが発生することを確認した（図2）。
- また、衝突実験、再現性確認解析及び当社衝突解析における最大衝突荷重を比較した結果、当社衝突解析による最大衝突荷重が全ての衝突荷重を包絡することを確認した（図2）。



4. 衝突解析による荷重評価の保守性のまとめ

- 「豊田ほか（2022）」の衝突実験と当社衝突解析による衝突荷重の時刻歴波形との差異に対して、当社衝突解析条件におけるFRPの材料特性のうち、曲げ強度及び破壊ひずみを適切な範囲で変更することで、衝突荷重の時刻歴波形及び衝突状況をおおむね再現でき、FRPの材料特性を安全側に設定した当社衝突解析における最大衝突荷重は保守性を有することを確認した。

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

図2 衝突実験、当社衝突解析及び再現性確認解析の衝突荷重の時刻歴と衝突状況（衝突実験：「豊田ほか（2022）」を基に作成）」

【1-5】漂流物衝突荷重の設定

(指摘事項No.2) FRP製船舶に対する各算定方法による衝突荷重の整理 (1/4)

1. 概要

- FRP製船舶に対して、各算定方法（初期配置が直近海域を対象）により算定した衝突荷重の関係性を整理した。
- 「豊田ほか（2022）」における総トン数2トン船舶及び島根原子力発電所で漂流物として選定された総トン数19トン船舶を対象とし、「衝突実験」、「FEMA（2012）」及び「衝突解析」による衝突荷重を算定し、各算定方法による衝突荷重の関係性について整理を行った。

2. 漂流物による衝突荷重の算定方法の選定フロー

- 初期配置が直近海域を対象とした船舶においては、以下の理由を基に「衝突解析」を衝突荷重の算定方法として選定する（図3）。

- ・「豊田ほか（2022）」において、FRP製船舶を用いた衝突実験及び衝突解析が実施され、衝突解析による衝突荷重に対する妥当性が確認されたこと。

- ・船舶の形状調査を実施し、再現精度の高い船体モデルが作成可能であり、3次元でモデル化することで衝突形態の不確かさを考慮可能となること。

- 「FEMA（2012）」については、FRP製船舶における船首部の複雑な形状及び構造を再現できる軸剛性の設定方法が確立されていないことから、衝突荷重の算定方法として選定しない。参考として、既往文献を基に平均的な軸剛性を用いた衝突荷重を算定する。

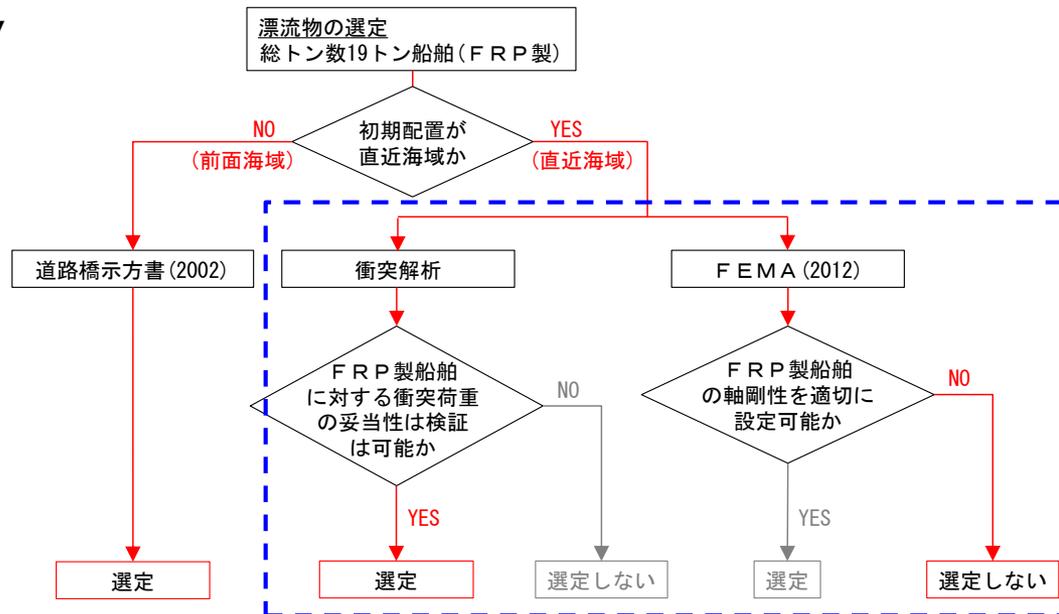


図3 漂流物による衝突荷重の算定方法の選定フロー

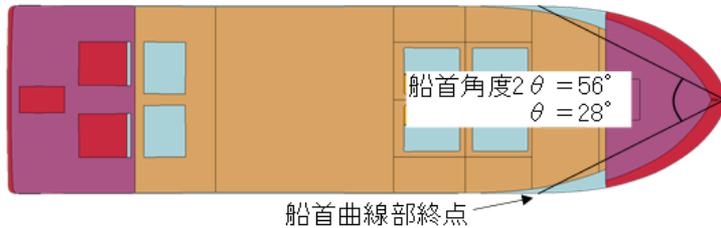
【1-5】漂流物衝突荷重の設定

（指摘事項No.2）FRP製船舶に対する各算定方法による衝突荷重の整理（2/4）

3-1. 総トン数2トン船舶におけるF E M A（2012）による衝突荷重の算定（軸剛性の算定）

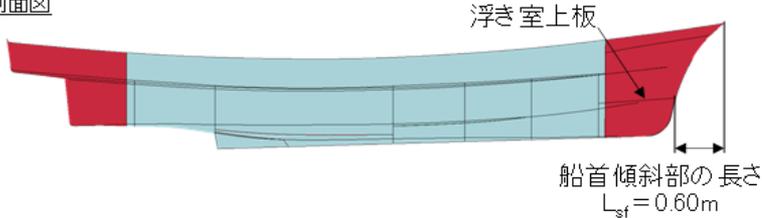
- 「F E M A（2012）」による衝突荷重の算定に当たり、船体構造条件は「豊田ほか（2022）」における船舶の仕様を基に設定を行い、船首方向の軸剛性は「構造物の衝撃挙動と設計法（(社)土木学会，1994）」（以下「土木学会（1994）」という。）を基に算定した。総トン数2トン船舶の軸剛性の算定結果を表4に、船首角度及び船首傾斜部の長さの設定根拠を図4に示す。

平面図



船首曲線部終点

側面図



浮き室上板

船首傾斜部の長さ
 $L_{sf} = 0.60\text{m}$

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

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

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

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

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

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

表4 総トン数2トン船舶の軸剛性の算定結果

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

図4 船首角度及び船首傾斜部の長さの設定根拠

【1-5】漂流物衝突荷重の設定

(指摘事項No.2) FRP製船舶に対する各算定方法による衝突荷重の整理 (3/4)

3-1. 総トン数2トン船舶におけるFEMA (2012) による衝突荷重の算定 (軸剛性の算定) (続き)

- 「土木学会 (1994)」より、圧壊荷重と船首の変形量の関係が示されており、圧壊荷重 (最大衝突荷重) に達した際の船首先端からの変形量 (船首傾斜部の長さ) と圧壊荷重との傾きが、船首方向の軸剛性となると判断した (図5)。
- FRP製船舶の船首部は複雑な構造及び形状となることから、衝突部位に応じて軸剛性が変化すると考えられるが、衝突荷重の整理においては、総トン数2トン船舶における衝突実験の結果より、最大衝突荷重が発生した際の船体の衝突部位は、浮き室上板衝突となっていることから、最大衝突荷重を圧壊荷重として置き換え、船首傾斜部の長さとして船首先端から浮き室上板までの長さを採用した (図6)。

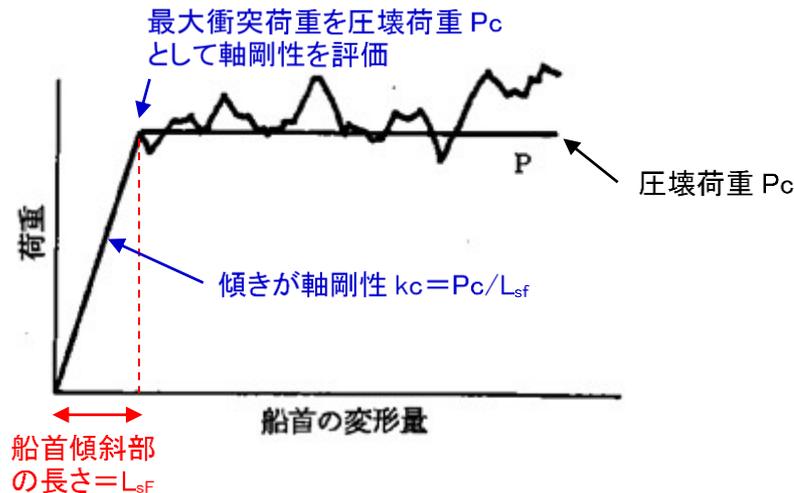


図5 圧壊荷重と船首の変形量の関係
(「土木学会 (1994)」に一部加筆)

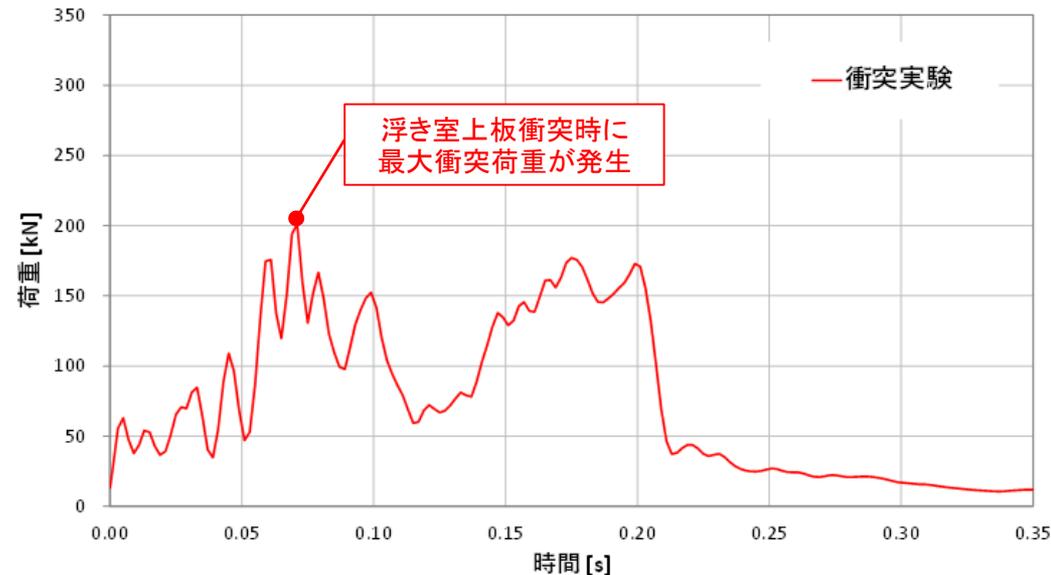


図6 総トン数2トン船舶の衝突実験における衝突荷重の時刻歴

【1-5】漂流物衝突荷重の設定

（指摘事項No.2）FRP製船舶に対する各算定方法による衝突荷重の整理（4/4）

3-2. 総トン数2トン船舶におけるF E M A（2012）による衝突荷重の算定

【FEMA（2012）の算定式】

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

ここに、

- F_i : 衝突力 (kN)
- 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5 総トン数2トン船舶の衝突荷重の算定結果

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

4. FRP製船舶における関係性の確認

➤ 衝突荷重の算定方法等の特徴について以下に示す。

- ・衝突実験として、「豊田ほか（2022）」では、総トン数2トンのFRP製船舶を用いた衝突実験が実施され、時々刻々変化する衝突状況に応じた衝突荷重を計測されている。衝突荷重の瞬間的な荷重ピーク値を表6に示す。
 - ・衝突解析として、各船舶の3次元FEMモデルを作成して非線形構造解析を実施し、時々刻々変化する衝突状況に応じた衝突荷重を算定した。衝突荷重の瞬間的な荷重ピーク値を表6及び表7に示す。また、衝突解析におけるFRPの材料特性は、各文献から衝突荷重が大きくなるように安全側に設定した。
 - ・「FEMA（2012）」として、FRP製船舶の船首部の複雑な形状及び構造を再現できる軸剛性の設定方法は確立されていないことから、衝突実験又は衝突解析で求めた最大衝突荷重及び最大衝突荷重発生時刻に対する船首先端からの船体破壊長さ（ L_{sf} ）を基に設定した、平均的な軸剛性を用いて衝突荷重を算定した。衝突荷重（平均値）を表6及び表7に示す。
- 下表より、衝突実験と衝突解析による衝突荷重の瞬間的な荷重ピーク値を比較した結果、衝突解析による衝突荷重が大きくなる。また、「FEMA（2012）」による衝突荷重は平均値となることから、瞬間的な荷重ピーク値との大小関係を直接比較することが困難であると判断した。

表6 総トン数2トン船舶の衝突荷重（船首衝突）の整理結果

算定方法	F E M A (2012)	豊田ほか(2022) 衝突実験	衝突解析 「船首衝突」
衝突荷重 (kN)	198 【平均値】	201 【荷重ピーク値】	260 【荷重ピーク値】

表7 総トン数19トン船舶の衝突荷重（船首衝突）の整理結果

算定方法	F E M A (2012)	豊田ほか(2022) 衝突実験	衝突解析 「船首衝突」
衝突荷重 (kN)	1,815 【平均値】	—	3,078 【荷重ピーク値】

<参考> 審査会合における主な説明事項の説明状況 (1/2)

分類	No.	主な説明事項		説明状況
[1] 詳細設計 申送り事項	1-1	地震応答解析モデルにおける建物基礎底面の付着力		第1054回審査会合にて説明済
	1-2	建物・構築物の地震応答解析における入力地震動の評価		第1067回審査会合にて説明済
	1-3	横置円筒形容器の応力解析への F E Mモデル適用方針の変更		次回以降の審査会合にて説明
	1-4	サプレッションチェンバの耐震評価		次回以降の審査会合にて説明 今回説明
	1-5	漂流物衝突荷重の設定		第1067回審査会合にて説明済 今回指摘事項に対する回答を説明
	1-6	機器・配管系への制震装置の適用	【三軸粘性ダンパ】	第1067回審査会合にて説明済
			【単軸粘性ダンパ】	次回以降の審査会合にて説明
	1-7	浸水防止設備のうち機器・配管系の基準地震動 S_s に対する許容限界		次回以降の審査会合にて説明
	1-8	設計地下水位の設定		第1067回審査会合にて説明済
	1-9	防波壁 【多重鋼管杭式擁壁】	<ul style="list-style-type: none"> 多重鋼管杭の許容限界について模型実験及び3次元静的 F E M解析による確認 	
<ul style="list-style-type: none"> 防波壁背後の改良地盤の範囲及び仕様等の説明 			次回以降の審査会合にて説明	
<ul style="list-style-type: none"> 鋼管杭周辺岩盤の破壊に伴う鋼管杭の水平抵抗への影響の確認 			次回以降の審査会合にて説明	
<ul style="list-style-type: none"> 3次元静的 F E M解析による被覆コンクリートの健全性評価 			次回以降の審査会合にて説明	
防波壁 【逆T擁壁】		<ul style="list-style-type: none"> 役割に期待しない鋼管杭による逆T擁壁への悪影響の確認 		今回回答
		<ul style="list-style-type: none"> 杭頭部の力学挙動について模型実験による確認 		今回回答
		<ul style="list-style-type: none"> グラウンドアンカのモデル化を踏まえた健全性評価及び品質管理 		今回回答
		<ul style="list-style-type: none"> 改良地盤の範囲及び仕様等の説明 (P S 検層等に基づく) 		第1067回審査会合にて説明済
		<ul style="list-style-type: none"> 基礎底面の傾斜に対する健全性評価 		今回回答

<参考> 審査会合における主な説明事項の説明状況 (2/2)

分類	No.	主な説明事項	説明状況	
[1] 詳細設計 申送り事項	1-9	防波壁 【波返重力 擁壁】	・ 既設と新設コンクリートとの一体性について模型実験等による確認	次回以降の審査会合にて説明
			・ 3次元静的 F E M解析によるケーソンの健全性評価	次回以降の審査会合にて説明
			・ ケーソン中詰材改良の範囲及び仕様等の説明	次回以降の審査会合にて説明
	1-10	土石流影響評価	次回以降の審査会合にて説明	
	1-11	保管・アクセス (抑止杭)	第1054回審査会合にて説明済	
	1-12	ブローアウトパネル閉止装置	第1036,1054回審査会合にて説明済	
1-13	非常用ガス処理系吸入口の位置変更による影響	第1036,1054回審査会合にて説明済		
1-14	原子炉ウェル排気ラインの閉止及び原子炉ウェル水張りラインにおけるドレン弁の閉運用による影響	第1036回審査会合にて説明済		
[2] 新たな規制要求 (バック フィット) への 対応事項	2-1	安全系電源盤に対する高エネルギーアーク (HEAF) 火災対策	第1054回審査会合にて説明済	
	2-2	火災感知器の配置	次回以降の審査会合にて説明	
[3] 設置変更 許可審査時からの設計変更 内容	3-1	ドライウェル水位計 (原子炉格納容器床面 + 1.0m) 設置高さの変更	次回以降の審査会合にて説明	
	3-2	格納容器酸素濃度 (B系) 及び格納容器水素濃度 (B系) 計測範囲の変更	第1036回審査会合にて説明済	
	3-3	第4保管エリアの形状変更	次回以降の審査会合にて説明	
	3-4	放射性物質吸着材の設置箇所の変更	次回以降の審査会合にて説明	
[4] その他の 詳細設計に係る説明事項	4-1	配管系に用いる支持装置の許容荷重の設定	第1067回審査会合にて説明済	
	4-2	原子炉本体の基礎の応力評価に用いる解析モデルの変更	次回以降の審査会合にて説明	
	4-3	復水器水室出入口弁への地震時復水器の影響	次回以降の審査会合にて説明	
	4-4	制御棒・破損燃料貯蔵ラック等における排除水体积質量減算の適用	次回以降の審査会合にて説明	
	4-5	取水槽	次回以降の審査会合にて説明	
	4-6	原子炉建物基礎スラブの応力解析モデルの変更	次回以降の審査会合にて説明	