

吊下げ型防衝工杭の設計

DESIGN METHOD OF THE SUSPENDED PILE TYPE FENDER

風野裕明¹・清水正巳²・水野立³・片山能輔⁴・野口孝俊⁵

Hiroaki Kazeno, Masami Shimizu, Ryu Mizuno, Yoshisuke Katayama, Takatoshi Noguchi

¹工修 新日鉄エンジニアリング (株) 羽田空港再拡張プロジェクト班 (〒108-8071 東京都千代田区大手町 2-6-3)

²正会員 大成建設 (株) 東京支店 羽田 D 滑走路 (棧橋 II 工区) 作業所 (〒135-0064 東京都江東区青海 2 丁目地先中央防波堤外側埋立地 (その 1))

³正会員 工修 大成建設 (株) 東京支店 羽田 D 滑走路 (棧橋 II 工区) 作業所 (同上)

⁴工修 新日鉄エンジニアリング (株) 鋼構造設計技術部 (〒229-1131 神奈川県相模原市西橋本 5-9-1)

⁵正会員 国土交通省関東地方整備局東京空港整備事務所 (〒144-0041 東京都大田区羽田空港 3-5-7)

D-Runway of Tokyo International Airport (Haneda), that is under construction, consists of the Reclaimed Area and the Pier Area (Jacket Type Pier). The pile type fenders are installed at the offshore side of the pier section, to avoid the damage of the piers caused by collision of drifting ships.

The pile type fenders were designed as suspended structures that were directly connected to the top of the jacket type pier. FEA (finite element analysis) was carried out for the structural design, including the effects of local buckling and plastic behavior. This paper describes the results of the analysis and the design method.

Keyword: Fender, jacket type pier, FEA, Tokyo International Airport, D-runway

1. はじめに

現在建設中の東京国際空港 (羽田空港) D 滑走路は, 羽田空港の沖合い海上に建設され, 一部が多摩川河口域にかかるため, 埋立構造と通水性の確保できる棧橋構造の併用の構造となっている。

棧橋部は図-1, 図-2 に示すような長さ 63m × 幅 45m × 高さ 30m の鋼製ジャケット 198 基からなり, 河積阻害を避けるため, プレース材 (水平材や斜材) は水中部に配置し, 水面付近にはジャケット支柱 (レグ) のみを配置する構造とした。

棧橋には多摩川洪水時の漂流物の衝突や小型船の漂流や衝突を考慮し, 防衝工を設置するが, 防衝性能から, 多摩川側にはジャケット支柱にゴム式防衝工を, 沖側には杭式防衝工の設置を計画した。

沖側に設置される杭式防衝工の構造については, 河積阻害の点から棧橋ジャケット支柱 (レグ) と同ピッチ, 同径程度の規模であるという形状の制約や, 当該地点が軟弱地盤であることなどから, 一般的な自立式の杭式防衝工の設置は困難であった。そのため, 上端を棧橋ジャケット上部に固定された吊下げ型の杭式防衝工とした。

本論文では, 設計に用いた有限要素解析の結果と衝突エネルギー吸収機構に関する考察, 及び既往事例を参考に求めたエネルギー吸収性能との比較を実施し, 解析の妥当性の検証を実施した。

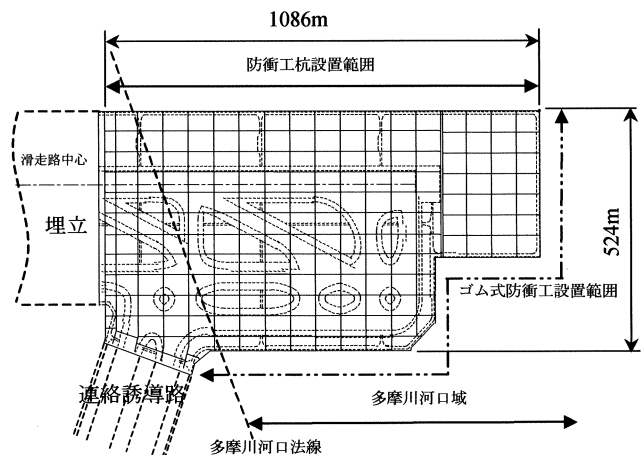


図-1 羽田空港 D 滑走路棧橋部平面図

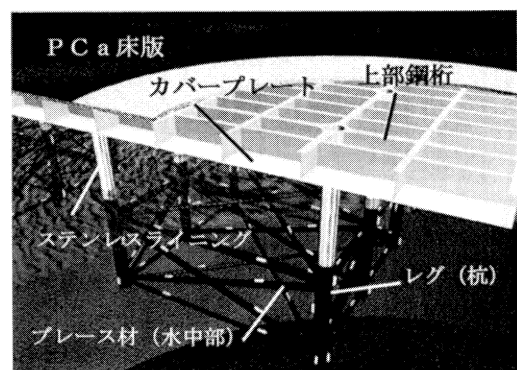


図-2 棧橋部ジャケット構造概要図

2. 吊下げ型杭式防衝工の防衝性能

(1) 防衝性能

本杭式防衝工の特徴として、防衝工が栈橋本体に直接支持されていることが挙げられる。このため、防衝工の剛性が高い場合、衝突エネルギーが栈橋本体へも影響を与えてしまうことや、船舶の損傷も大きくなってしまふことが考えられる。

そこで本防衝工の設計にあたっては、防衝工自体を積極的に大きく変形させ、衝突エネルギーを吸収させることで、栈橋本体や船舶への影響を小さくするようにした。具体的には、後述のように防衝工杭の局部変形と梁変形によって衝突エネルギーを吸収する機構とした。

ただし、防衝工の変形量が大きくなり、栈橋本体と防衝工杭の交錯が生じることがないように、防衝工杭下端を地盤へ根入れすることで過度に変形が大きくなることをないように配慮した。図-3に本防衝工の衝突エネルギー吸収の概念図を示す。

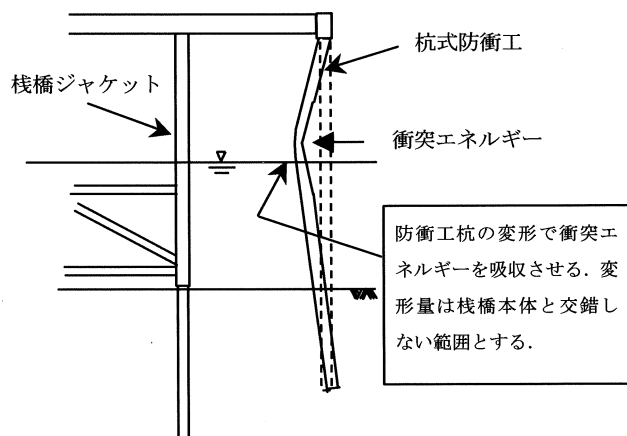


図-3 衝突エネルギー吸収の概念図

(2) 構造の設定

衝突時における防衝工の変形が、ジャケット杭と交錯しない離隔を設定し、ジャケット上部工に張出しを設けた。その上で、杭の形状、剛性をパラメータ解析により設定した。

図-4に本防衝工の構造概要を示す。防衝工杭はφ2100×21（AP-7m以上：SKK490、AP-7m以下：SKK400）の鋼管からなり、上端は栈橋ジャケット上部桁に取り付けた鞘管（φ2300）との間にグラウト充填にて固定されている。防衝工杭下端は軟弱地盤へ10m程度根入れされている。本防衝工は水深等の違いによりケースA1～A3の3ケースの設計を実施したが、本論分ではこのうち設置基数の多いケースA2について記述する。

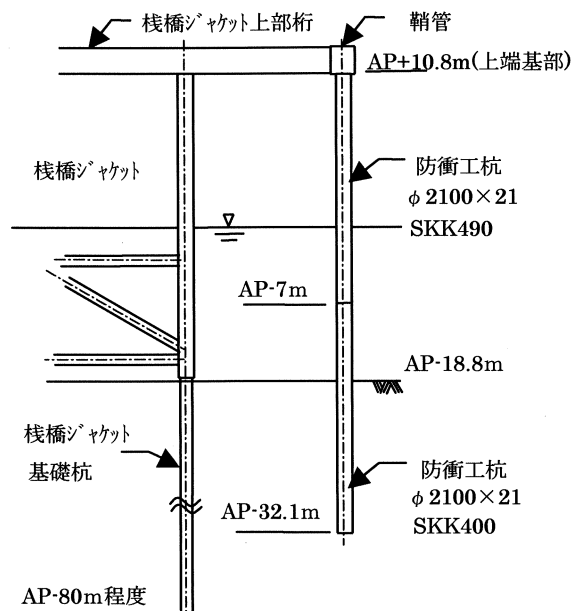


図-4 防衝工杭構造図（ケースA2）

3. 吊下げ型杭式防衝工の性能照査

以下に、設計条件、設計手順を示す。

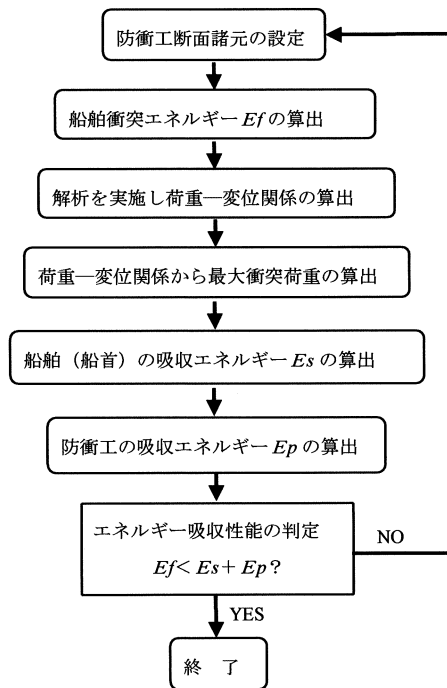


図-5 検討フロー図

(1) 衝突荷重（対象船舶）

衝突荷重としては以下に示す船舶と荷重を設計荷重とした。

全長×型幅×型深＝102m×16.8m×8m、満載喫水：6.4m、総トン数：3000t、載荷重量トン：5400t、満載排水量：7950t、衝突速度：2.5ノット

(2) 船舶衝突エネルギー

船舶の衝突エネルギー E_f は、下式¹⁾より算定する。

$$\text{船首衝突時： } E_f = \eta \frac{1}{2} \alpha \Delta v^2 \quad (1)$$

$$\text{船側衝突時： } E_f = \frac{1}{2} \beta \Delta v^2 \frac{1 + \left(\frac{1}{r}\right)^2 \cos^2 \gamma}{1 + \left(\frac{1}{r}\right)^2} \quad (2)$$

以上より、船舶衝突エネルギーは以下となる。

船首衝突時エネルギー $E_f = 7390 \text{ kJ}$

船側衝突時エネルギー $E_f = 4955 \text{ kJ}$

(3) 船首部の吸収エネルギー

船首衝突時に、船舶が防衛工に衝突し、船舶が圧壊するときは、その衝突エネルギーは船首部の圧壊によって吸収され、下式¹⁾より算定する。

$$E_s = \frac{1}{2} \times \frac{P_c}{\delta_{sf}} \delta_s^2 \quad (0 \leq \delta_s \leq \delta_{sf}) \quad (3)$$

$$E_s = P_c \left(\delta_{sf} - \frac{1}{2} \delta_{sf} \right) \quad (\delta_{sf} < \delta_s \leq \delta_{sa}) \quad (4)$$

ここに、 E_s ：船首部の吸収エネルギー

δ_s ：船首部の変位量

(4) 衝突荷重作用位置

衝突船舶の状態および潮位を考慮し、以下のよう
に設定する。

船首衝突時：乾舷高レベル

船側衝突時：型深 1/2 のレベル

(5) 土質条件

土質条件（ケース A2）を表-1 に示す。

表-1 土質条件

標高(AP,m)	土層区分	土層分類	湿潤重量 $\gamma t(\text{KN/m}^3)$	水中重量 $\gamma'(\text{KN/m}^3)$	粘着力 $C(\text{KN/m}^2)$
-18.8m -20.0m	①-H	粘性土	16.0	5.9	$0.39 \Sigma \gamma' h$
-20.0m -30.0m	①-C-1	粘性土	13.5	3.4	$0.39 \Sigma \gamma' h$
-30.0m -36.0m	①-C-2	粘性土	15.0	4.9	$0.39 \Sigma \gamma' h$

(6) エネルギー吸収性能の判定

エネルギー吸収性能の判定、全吸収エネルギー量
は以下の式で求める。

$$E_a > E_f \quad (5)$$

ここに、 E_a ：全吸収エネルギー (kJ) = $E_s + E_p$

E_f ：船舶衝突エネルギー

E_s ：船首の圧壊による船舶吸収エネルギー
(船側衝突時は E_s は0とする.)

E_p ：防衛工杭の変位による吸収エネルギー

具体的な手順としては、次項の有限要素解析により防衛工杭の衝突荷重—衝突変位関係を求め、最大衝突荷重を算出する。ここで得られた最大衝突荷重を船首部の圧壊荷重として、船首部の吸収エネルギー量 E_s を求め、上式から、防衛工杭で吸収が必要なエネルギー E_p を算出し、防衛工杭の解析結果による吸収エネルギーが E_p 以上であることを確認した。

4. 杭式防衛工の弾塑性有限要素解析

(1) 概要

防衛工杭の吸収エネルギー E_p を求めるため、防衛工杭を地盤も含めてモデル化した材料非線形の弾塑性有限要素解析（以下、FEM 解析）を行い、衝突荷重作用位置での荷重変位関係を求め、そのエネルギー吸収量を算出した。

(2) 解析モデル

解析モデルを図-6 に示す。防衛工杭は滑走路直角方向断面に関して対称の構造であるため、モデル全体を 1/2 モデルとした。防衛工杭は鋼管の局所変形の影響が生じると考えられる海中～気中上部はシェル要素でモデル化し、土中部は梁要素でモデル化した。また土中部には、受働土圧を上限とするバイリニアの軸直角方向の地盤ばねをモデル化した。

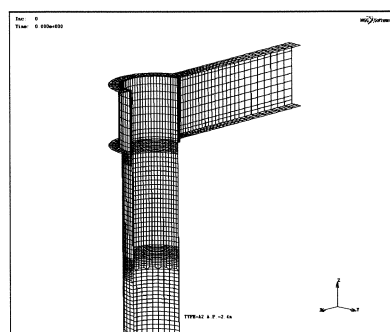
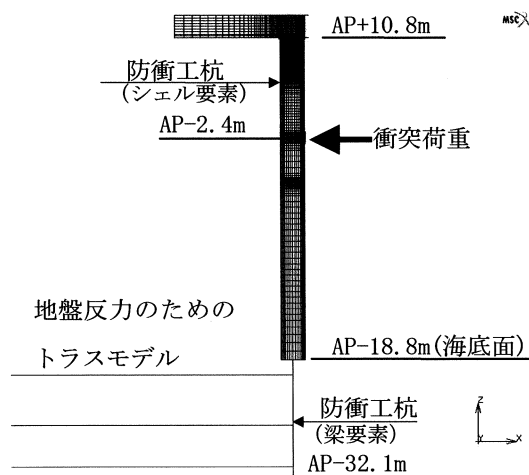


図-6 解析モデル(ケース A2-2)

(3) 材料モデル

防衝工杭の鋼管に用いた鋼材料の応力－ひずみモデルを図-7に示す。本解析では、防衝工杭の大きな変形に伴う断面積の変化を考慮するため真応力－真ひずみ関係をモデル化した。

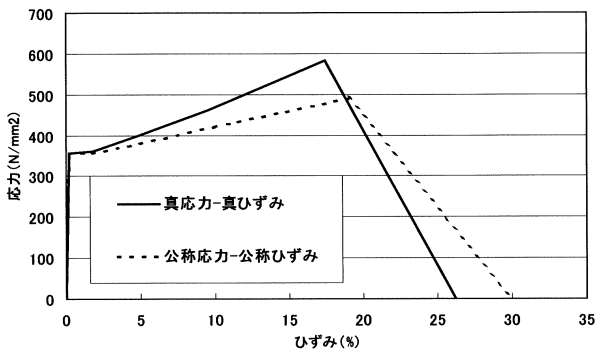


図-7 鋼管の応力－ひずみモデル

(4) 検討方法

解析条件を表-2に示す。解析にあたっては、船舶の衝突位置に強制変位を与え、変位量を漸増させ、衝突位置での反力（衝突荷重）と変位（衝突変位）の関係を求め、その際の最大荷重と船舶の圧壊荷重－圧壊変位関係から船舶吸収エネルギー E_s を算出し、下式から杭での必要な吸収エネルギー E_p を算出した。

$$(\text{杭の吸収エネルギー } E_p) = (\text{船舶衝突エネルギー } E_f) - (\text{船舶の吸収エネルギー } E_s) \quad (6)$$

次に解析で得られた杭の荷重－変位曲線を積分して得られた杭の吸収エネルギー－変位関係と杭での必要吸収エネルギーを比較し、防衝工杭のエネルギー吸収性能を確認した。

表-2 解析条件

検討ケース	ケースA2-1：船首衝突	ケースA2-2：船側衝突
防衝工杭幹管上端	AP+12.9m	AP+12.9m
防衝工杭上端基部	AP+10.8m	AP+10.8m
衝突点	AP+1.6m	AP-2.4m
海底面	AP-18.8m	AP-18.8m
防衝工杭下端	AP-32.1m	AP-32.1m
船舶衝突エネルギー	7390KJ	4955KJ
船舶吸収エネルギー	996KJ	0KJ
杭の必要吸収エネルギー	6394KJ	4955KJ

(5) 解析結果

FEM解析から得られたケースA2-1（船首衝突時）とケースA2-2（船側衝突時）の衝突点での変位（衝突変位）と衝突点での反力（衝突荷重）の関係を図-8に示す。

ケースA2-1（船首衝突時）、A2-2（船側衝突時）での船舶衝突エネルギー E_f は、それぞれA2-1:7390kJ、A2-2:4955kJである。図-8から、船首衝突時の最

大衝突荷重は3469kNであり、この時の船首圧壊による吸収エネルギー E_s は996kJとなるため（船側衝突時は $E_s=0$ kJ）、防衝工杭で吸収が必要な吸収エネルギー E_p は、 $E_p=E_f-E_s$ より、

ケースA2-1： $E_p=6394$ kJ

ケースA2-2： $E_p=4955$ kJ となる。

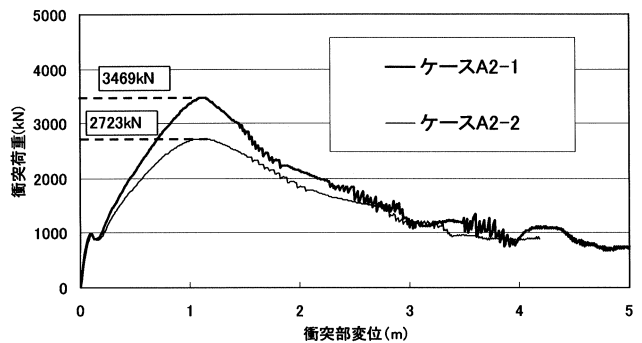


図-8 衝突荷重－衝突変位：ケースA2

図-9に、解析結果から得られた衝突荷重－衝突変位を積分して求めたエネルギー吸収量と衝突変位との関係と、 E_p を示す。エネルギー吸収変位は、ケースA2-1で2.85m、A2-2で2.48mとなり、これに対していずれの防衝工杭も、防衝工杭側で必要な吸収エネルギー E_p 以上のエネルギー吸収が可能であることがわかり、船舶衝突エネルギーに対して十分な性能を有していることがわかる。

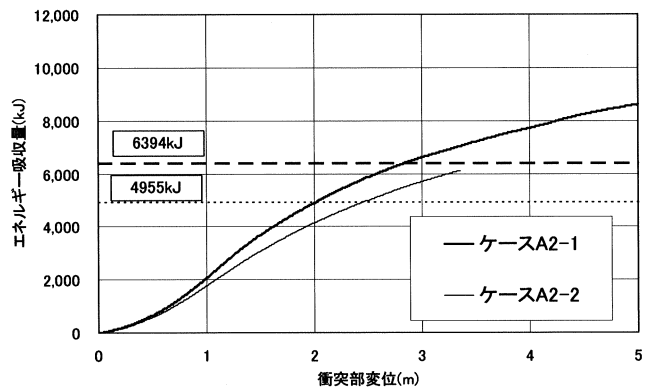


図-9 エネルギー吸収量－衝突変位：ケースA2

(6) 解析結果の考察

以下ではケースA2-2（船側衝突）について解析結果の考察を実施する。考察にあたっては、衝突荷重－衝突変位関係から、図-10に示すa～c点に着目した。a点は衝突荷重－衝突変位が最小に変化する点、b点は衝突荷重最大時、c点はエネルギー吸収変位時をそれぞれ示す。図-11にa～c点での変形図を示す。

図-11の変形図から、0～b点までは防衝工杭全体の梁としての変形は小さく、衝突点局部的変形が大きく、b点～c点で梁としての変形が大きくなっていく。

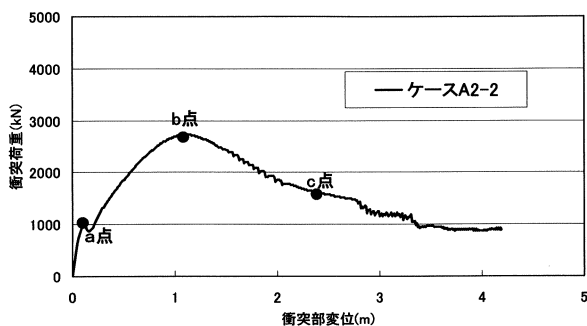


図-10 衝突荷重—衝突変位と着目点（ケース A2-2）

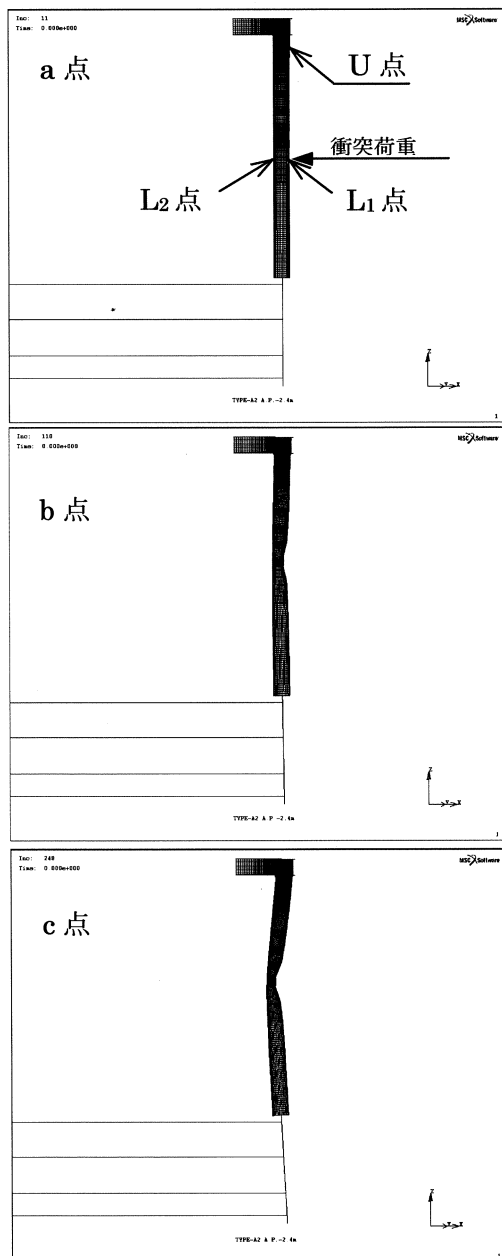


図-11 着目点 a～c 点での変形図

ことが見られる。これらを確認するため、図-11に示す衝突点位置 L_1 点と衝突点の 180 度裏側の L_2 点での変位及び L_1 と L_2 の変位差について、解析上の荷重ステップとの関係を図-12 に示す。 L_2 の変位

は主に防衛工杭全体の梁としての変形量を示し、 L_1 — L_2 の変位差は衝突点での局所変形量を示すと考えた場合、局所変形量は a 点を過ぎたあたりから大きくなり、梁変形は b 点付近までは小さく、b 点付近から急激に大きくなっていることがわかる。

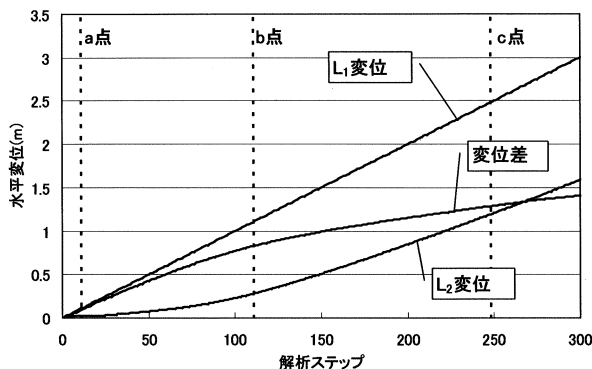


図-12 梁変形と局所変形

図-13 に衝突点及び防衛工杭上端基部のひずみ—衝突変位関係を示す。

衝突点 (L_1 点) でのひずみは衝突荷重—衝突変位が変化する a 点付近から大きくなり、上端基部 (U 点: 図-11 参照) のひずみは荷重ピークの b 点付近から大きくなることわかる。

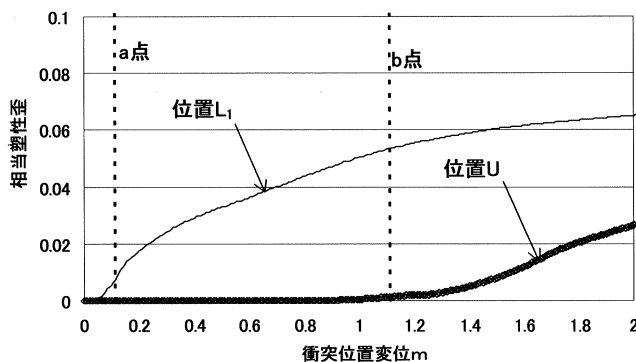


図-13 相当塑性ひずみ—衝突変位

以上から、荷重ステップの初期段階では、衝突点の局所での変形が先行し、a 点以降の衝突点の塑性化につれて局所変形が大きくなっており、初期段階では主に衝突点の局所変形でエネルギーを吸収していると考えられる。その後、衝突点での塑性化、局所変形の増加により、防衛工杭は上端を栈橋ジャケットに支持され、下端を地盤に支持された状態から、徐々に、衝突点～上端部の片持ち梁のような状態に移行し、荷重ピーク (b 点) に達し、上端基部の塑性化の進展につれて b 点以降荷重が下がりながらも変形し、防衛工杭上端部の片持ち梁的な梁変形でエネルギーを吸収する機構となっていると考えられる。

5. 既往設計例との比較

本解析結果及び前項で考察した機構の妥当性を確認するため、丸山ほか²⁾に示された設計方法（以下、既往例）を参考に設定した簡易モデルとの比較を実施した。

既往例では、単支柱と捕捉スクリーン（緩衝工ワイヤー）からなる構造について設計法が示されており、支柱（端部支柱）については、支柱鋼管の局部変形（つぶれ）による吸収エネルギー E_r と支柱の梁変形による吸収エネルギー E_b による和で衝突エネルギーを吸収するものとしている。ただし、その後の機能保持等から、既往例では局部変形と梁変形による吸収エネルギーについては梁の降伏モーメントから算定するとしているが、本防衝工では塑性変形を考慮するため、局部変形、梁変形の吸収モーメントについては梁の塑性モーメントをもとに算定するものとし以下のように設定した。

①局部変形による吸収エネルギー E_r

$$E_r = P_0 \cdot \delta_L / 1.8 \quad (7)$$

ここに、 $P_0 = Mp / H$

δ_L ：鋼管の局部変形量

Mp ：鋼管の全塑性モーメント

H ：衝突点～防衝工杭上端基部までの距離。

②梁変形による吸収エネルギー E_b

$$E_b = P_0 \cdot \delta \quad (8)$$

ここに、 δ_p ：梁変形による変形量

前項の解析結果から、本防衝工杭では、変形初期は主に局部変形が卓越し、荷重ピーク以降は梁変形が卓越すると考えられるため、解析結果および既往例を参考に、衝突荷重—衝突変位関係が、変位が0～ δ_L までは荷重が0～ P_0 まで増加し、 δ_L 以降は荷重上限が P_0 となるバイリニア型の簡易モデルを仮定し、本防衝工杭の解析結果と簡易モデルとを比較した。図-14に衝突荷重—衝突変位の比較、図-15に吸収エネルギー—衝突変位の比較を示す。

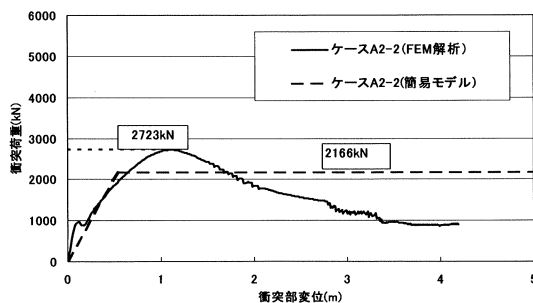


図-14 衝突荷重—衝突変位の比較

衝突荷重—衝突変位、吸収エネルギー—衝突変位のいずれも本解析結果と簡易モデルは概ね一致しており、本防衝工におけるエネルギー吸収機構として、

鋼管の局部変形と衝突点～上端基部までの片持ち梁による梁変形によりエネルギーを吸収するという考察および本解析結果は妥当であると考えられる。

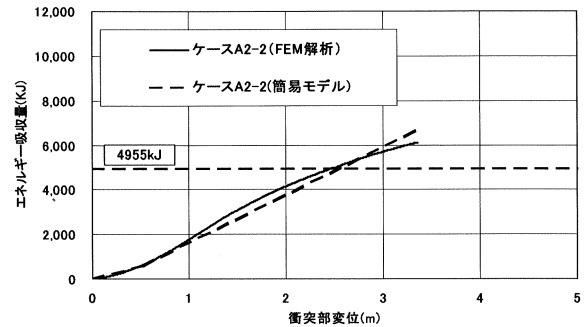


図-15 吸収エネルギー—衝突変位の比較

6. おわりに

本論文では、吊下げ型の杭式防衝工における防衝性能と解析手法について述べた。本防衝工の設計には、河川流への配慮など、設置条件や形状に制約があり、栈橋本体に直接支持されているという特徴がある。このため、杭式防衝工を積極的に大きく変形させることで、衝突エネルギーが栈橋本体へ与える影響を小さくする構造を目指した。設計にあたっては、非線形有限要素解析を用いて断面決定まで繰り返し解析を行ったが、既往例を参考にした簡易モデルでもある程度精度よくエネルギー吸収性能を確認できることがわかり、今後、類似例において、最適な断面を決定するまでの有限要素解析の繰り返し計算を省力する一助になると思われる。

今後の課題としては、解析での荷重の減衰を考慮していないため、エネルギーを吸収する変位が大きくなる場合には、簡易モデルと解析結果ではエネルギー吸収性能に差がでることや、本防衝工では下端を地盤に根入れしており、このため初期段階では、局部変形がある程度進展するまでは、防衝工上端基部への負担が軽減され、エネルギー吸収性能を高める効果があると思われるが、この根入れ長さの最適化手法をどのように実施するか、などが挙げられる。

謝辞：本設計にあたっては羽田空港D滑走路建設工事関係者の方々に御助言を頂いたことを付記し、ここに感謝の意を表する。

参考文献

- 1) 土木学会, 構造物の衝撃挙動と設計法 第VIII編 船舶の衝突に対する海洋構造物の設計, 平成6年。
- 2) 丸山修治, 繁本護, 根本任宏, 佐々木洋介, 本間明宏, 松下圭吾: 港湾における津波漂流物対策の取り組み～釧路港における整備事例～, 海洋開発論文集, 第24巻, pp. 171-176, 2008年。