PC バージ底板の着底時強度

正員 松 岡 一 祥*

Bottom Slab Strength of PC-Barge while Alighting on Sea Bed

by Kazuyoshi Matsuoka, Member

Summary

The strength of bottom slab of PC-barge under the operation of alighting on the sea bed was studied experimentally and theoretically. Large cone penetration tests were performed on three model slabs. The penetration-resistance curves were obtained. The initial destruction mode was the punching shear, and then the concrete crashed. Before crashing out of the concrete, the punching shear strength of JACE's formula was in good agreement with the resistance. After crashing out of the concrete, the resistance was generated from tensile forces of reinforcements and prestressing strands.

The bottom slab strength against the local contact forces of the foundation soils, the side shell strength against the local ice pressure loads, and the strength against the ship collision were discussed. The local contact forces of the foundation soils were too small to cause damage to the bottom slab. However, the local ice pressure loads were very huge, so that it was almost impossible to design the side shell free from damage. The steel-concrete sandwich wall would be the better structural element against the local ice pressure loads than the PC-slab dealt with in this paper. The strength against the ship collision was evaluated with the energy absorption capability. The absorbed energy of the PC models were much more than that of the steel models.

1 はじめに

火力発電, バルブ製造, コンクリート練り合わせなどのプラントをバージに搭載, 曳航して, 稼働する場所に設置する例が幾つか見られる。そのようなプラントバージは, 設置されたまま長期間の使用が期待されるため, 高い耐久性が求められる。そこで, 鋼に比べて耐久性のあるコンクリートの使用が考えられる。

コンクリート製バージの例は幾つかあり, 海底面に着底させて使用しているものもある。一般的なコンクリート製バージは, 曳航時の波浪中縦曲げモーメントでコンクリートにひび割れが生じないように, 長手方向にプレストレストする (ストランドなどの鋼材を緊張し, コンクリートにその反力としての圧縮応力を与える)。そこで, このようなバージは, 長手方向に PC (プレストレストコンクリート), 横方向に RC (鉄筋コンクリート) の構造様式となる。

著者らは, PC バージ底板の強度についての検討を行ってきたが^{2),3)}, ここでは PC バージの着底時の強度な

ど集中的な面外荷重が加わった場合についての検討結果を示す。さらに, 衝突時などの事故時の強度についても取り扱う。

2 背 景

ここでは, 着底時, 事故時の荷重およびコンクリート板の強度などについて概説する。

2.1 荷 重

海洋構造物を着底させて使用する場合, 海底地盤に不陸 (凹凸) があると, 構造物の鉛直荷重が地盤の凸部のみで支持される恐れが生じる。地盤の凸部が岩のような堅いものであれば, 現象は掘座型座礁と同じであり, 荷重は構造物の重量と浮力, トリムなどから求められる。しかし, 凸部が砂あるいは粘土の場合には, 荷重は地盤の崩壊強度がその上限となる。

接触面が円形となる地盤凸部の崩壊強度 F_d は, ルール⁴⁾などによれば

$$F_d = 6.17 \cdot c_u \cdot A \quad (\text{粘土}) \quad (1)$$

$$F_d = 0.5 \cdot \gamma \cdot b \cdot N_\gamma \cdot S_\gamma \cdot A \quad (\text{砂}) \quad (2)$$

となる。ここに

c_u : 土の非排水せん断強度

* 船舶技術研究所 Ship Research Institute

A : 接触面積

γ : 土の単位体積重量

b : 接触領域の幅

N_f : 支持力係数, 内部摩擦角から定まる

$S_f=0.6$: 形状係数

さらに, 弾性解と組み合わせて, 局所接地による地盤の反力 F は

$$F = \frac{\delta A}{\frac{\pi(1-\nu^2)}{4E}b + \frac{\delta A}{F_d}} \quad (3)$$

となる。ここに

δ : 凸部の高さ, あるいは貫入量

ν : 土のポアソン比

E : 土のヤング率

着底以外にも, 氷海用構造物の耐氷壁に加わる荷重, 衝突における船側に加わる荷重なども着底時の荷重と同様の影響を構造部材に与える。

2.2 コンクリート板の曲げ強度

RC および PC 板ではコンクリートの分担する引張応力は極めて小さく, これを無視する場合が多い。RC, PC とともに, ひび割れ断面で力の釣合を考慮して曲げモーメントを求める (Fig. 1 参照)。

RC で一旦ひび割れが生じると, ただちにひび割れは成長して安定深さに達する (Fig. 1 (a) 参照)。ひび割れ先端は, 引張側鉄筋が塑性降伏を開始するまで, この位置に留まる (Fig. 1 (b) 参照)。この状態ではモーメントと曲率との比例関係が仮定できる。引張側鉄筋が降伏してから, 曲率の増加に対して鉄筋の張力が増加しないこと, および, ひび割れの進展により曲げ剛性は低下して行く。最終強度は, コンクリートの圧壊または鉄筋の抗張力で定まる。設計では, Fig. 1 (c) に示されているように, コンクリート中に圧縮の応力ブロックを仮定して最終モーメントを求める。

PC の場合, コンクリートには圧縮の応力が与えられている。そこで, 引張側コンクリートの表面に引張の応力が生じるまでは, 全断面有効で, モーメントと曲率は比例する (Fig. 1 (a), (b) 参照)。その後, ひび割れの進展, 緊張材位置に生じる歪と緊張力の変化, 鋼材の材料非線形の影響などにより, 曲げ剛性は低下して行く。しかし, 最終モーメントに関しては RC と異なるものではない。

RC あるいは PC 板の 2 軸曲げの計算方法は確立しているとは言いがたい。土木学会の指針⁵⁾ では, スラブの曲げに対する検討は, はりに準じて行っようとしている。これは, まず曲げモーメントの分布を求め, 各点で単位幅当たりのはりとして検討することをさしている。

コンクリート板に面外集中荷重が加わる場合, 一般的には次節に述べる押抜きせん断として取り扱うが, 曲げによる崩壊が支配的となることがある。周辺固定の場合 Moe⁶⁾ の実験式では曲げによる耐力 P は

$$P = 8m_u / (1-r/L) \quad (4)$$

で表される。ここに

m_u : 単位幅当たりの最終モーメント

r : 矩形載荷領域の 1 辺の長さ

L : スラブの 1 辺の長さ

2.3 コンクリート板の押抜きせん断強度

RC および PC 板に 2.1 節に述べられた荷重が加わると, コンクリートのせん断破壊が生じることがある。RC の押抜きせん断強度に対しては, 244 の実験結果に基づく設計式⁵⁾ がある。

$$V_{cpd} = f_{vd} \cdot u_p \cdot d / \gamma_b \quad (5)$$

ここに V_{cpd} : 押抜きせん断耐力 (kg)

$f_{vd} = \beta_r (1 + \beta_{ds} + \beta_p) f_{vod}$

$\beta_r = \alpha (0.85 + 0.4d/r)$

$\alpha = 2.0$ (指針で採用), 2.2 (実験結果から)

d : 載荷面と引張側鉄筋との距離 (cm)

有効厚と呼ばれる

r : 載荷領域周長の 1/4 (cm)

$\beta_{ds} = 1.0 - 0.015d \geq 0.60$

$\beta_p = (100p_w)^{1/2} - 1 \leq 0.73$

p_w : 引張側鉄筋の鉄筋比, ただし深さは d

$f_{vod} = f_{vk} / \gamma_c$

$f_{vk} = 0.94 f_{ck}^{1/3}$

Fig. 1 Stresses in cross section

Fig. 2 Test setup (unit : mm)

f_{ck} : コンクリートの圧縮強度 (kg/cm²)

$\gamma_c=1.3$: 材料係数

$u_p=4r+\pi d$

$\gamma_b=1.15$: 部材係数

この式は載荷領域周辺部から 45° のコーン状の破壊を想定している。

3 実験の概要

3.1 実験方法

道路床版などを想定して、コンクリートスラブに矩形あるいは円柱型のブロックを置いて載荷する実験は多く見られる。しかし、ここではパージ着底時の海底面の凸部を想定しているため、鋼製円錐の貫入実験を行った。Fig. 2 に実験の概略を示している。実験の要領は、有田ら⁷⁾の鋼座型座礁を想定した貫入実験と同じである。

3.2 試験片

Fig. 3 に試験片の概形および寸法を示した。この試験片は、長手方向に PC、横方向は RC 構造で内部構造部材として鋼筋をもつハイブリッド PC パージの船底ある

Fig. 3 Test specimens (unit : mm)

Table 1 Materials and arrangement of reinforcements

SPECI. No.	# 1	# 2	# 3
MATERIAL STRENGTH (kg/mm ²)			
CONCRETE			
COMPRESSION	4.90	4.85	4.92
TENSION	0.445	0.387	0.371
E _c	3×10 ³		
STEEL ROD			
YIELD	39.1	31.8	
TENSIL	61.8	47.3	
E _s	2.1×10 ⁴		
STRAND			
E _{ss}	1.98×10 ⁴		
CAPACITY	10,000kg		
DIMENSION (mm)			
ROD DiA.	5.99	5.98	
SHEATH PIPE SEC.	D _o = 19.1	D _i = 15.9	
STRAND SECTION	3.1 D×7		
TRANS. ROD SPACE	20	40	
LONGI. ROD SPACE	100		
STRAND SPACE	250	200	150

いは船側の 1/5 程度を想定した模型である。試験片は 3 体製造した。緊張用鋼材（ストランド）の間隔、横方向鉄筋の間隔などを変えている。Table 1 に材料強度などを示している。なお、長手方向鉄筋と横方向鉄筋とは溶接により結合している。

貫入実験の前に、ストランドを通し、緊張、定着してコンクリートに圧縮力を導入している。有効緊張力は、ストランド 1 本当たり 5.86 トンであった。緊張後グラウトは行わず、アンボンドタイプの PC としている。

3.3 実験結果

Fig. 4～6 に貫入量-貫入抵抗関係を示した。図を見ると、3つの試験片ともに貫入抵抗の微小変動が大きい。しかしおおまかに見ると、各試験片ともに 10 数トンでひび割れが生じるまでは一見弾性変形しているようである。ひび割れ発生後一旦抵抗が低下し、その後貫入量の増加に伴って貫入抵抗も増加して行く。ひび割れ発生荷重は、#1が 14.0 トン、#2が 15.2 トン、#3が 13.8 トンであった。

ひび割れは、載荷面裏側に載荷点を中心にして、長手方向および横方向に十字状に発生した。Fig. 1 にも示されているように、ひび割れ発生後 RC では、ひび割れが相当な深さまで急速に進展する。そのため、長手方向すなわち RC 方向に垂直なひび割れの方が、長さ、幅ともに大きかった。

Fig. 4 Relation between load and displacement (#1 specimen)

Fig. 5 Relation between load and displacement (#2 specimen)

Fig. 6 Relation between load and displacement (#3 specimen)

試験片の最終状態を Fig. 7 に示す。円錐型治具がめり込んだ領域では、コンクリートが脱落し、鉄筋などの鋼材は治具に沿って変形している。

Fig. 7 Final view of specimen (#1 specimen)

4 実験結果の検討とモデル化

4.1 曲げひび割れの検討

Fig. 1 にしたがって、RC 方向および PC 方向の線形挙動の限界モーメント m_e^r および m_e^p 、PC 方向の引張側鉄筋が降伏するモーメント m_y^p を計算して Table 2 に示した。RC 方向については線形限界は、引張側鉄筋の塑性降伏と一致する。

Fig. 1 のモデルにしたがって、ひび割れ断面をまたぐ圧縮側表面の歪から、ひび割れ深さとモーメントを計算できる。Fig. 8 はこの方法で、#1 試験片の長手方向のひび割れについてひび割れ深さとモーメントとの変化を求めて、荷重との関係を示したものである。測定点は載荷中心から 140 および 280 mm の位置である。図を見ると、荷重が 6 トン以上では、引張側鉄筋は降伏しひび割

Table 2 Characteristic bending strength of specimens (kg-m/m)

SPECI. No.	# 1	# 2	# 3
RC-DIRECTION			
m_e^r	3735	1592	
PC-DIRECTION			
m_e^p	454	564	745
m_y^p	2535	2355	2821

Fig. 8 Moment and crack depth as functions of load (#1 specimen)

れも進展し始めている。Fig. 4 では 14 トンまでは荷重-変位関係は線形に見えるが、この段階ですでに曲げひび割れは進展し始めていたことになる。Fig. 8 では 14 トンを過ぎると、载荷中心から 140mm の位置の歪から求めたモーメントは乱れる。これは、14 トンで生じた破壊が、载荷中心から 140mm の位置の断面にもなんらかの影響を与えているものと考えられる。

Table 2 の m_e^r および m_y^p に (4) 式を適用すると、#2 および #3 試験片では 3.3 に示したひび割れ発生荷重とはほぼ一致するが、#1 試験片では相当の違いがある。前述の、破壊発生以前にすでに曲げひび割れが進展し始めていたことと考え合わせると、最初の破壊、荷重低下は、曲げによるものとは考えがたい。

4.2 押抜きせん断破壊の検討

押抜きせん断強度を示す (5) 式は、このままでは円錐の貫入抵抗の評価には使えない。そこで、Fig. 9 に示したように、貫入量 δ と载荷領域周長の 1/4 (r) との関係づけを行って、(5) 式による評価を行った。(5) 式には、3箇所に係数が与えられ、安全側の値となるように配慮されている。ここでは、 $\alpha=2.2$, $r_c=r_b=1.0$ としてこれらの係数を除いた。(5) 式を整理して、载荷領域周長の 1/4, $r(\delta)$, と押抜きせん断耐力 $V_{cpd}(\delta)$ との関係を示すと (6) 式となる。

$$V_{cpd}(\delta) = a(b+r(\delta))(c+1/r(\delta)) \quad (6)$$

(6) 式は r について極小値を持つ双曲線であり、 r が貫入量 δ の単調増加関数であることから、 V_{cpd} は δ に關して極小値を持つ。

(5) 式の有効厚 d は引張側鉄筋の長手方向と横方向との接合面と载荷面との距離、引張側鉄筋の鉄筋比 p_w は鉄筋量の少ない長手方向鉄筋の鉄筋比とした。Table

Fig. 9 Relation between δ and r

1 に示されているように、3つの試験片のコンクリートの強度はほぼ等しく、長手方向鉄筋の間隔、有効厚も等しい。そこで、(5)、(6) 式による貫入量-押抜きせん断強度関係はほぼ同一のものとなる。Fig. 10~12 に (5)、(6) 式による貫入量-押抜きせん断強度関係を実験結果と併せて示した。なお、押抜きせん断強度の極小値は、12.14 トンと 3.3 で述べたひび割れ発生荷重の 86% 程度であり、曲げではなく、押抜きせん断でひび

Fig. 10 Comparison of results (#1 specimen)

Fig. 11 Comparison of results (#2 specimen)

Fig. 12 Comparison of results (#3 specimen)

割れ発生荷重を検討する方が現象により合っているようである。

4.3 コンクリート破砕後の貫入抵抗

Fig. 7 に見られるように、コンクリートの破砕後には鉄筋などの鋼材は、治具に沿って変形する。著者ら⁹⁾はこのコンクリート破砕後の貫入抵抗を鉄筋などの鋼材で貫入治具を支えるものとして計算するモデルを提示している (Fig. 13 参照)。ここでも、このモデルに従って貫入抵抗を計算する。ストランドなど緊張用鋼材が治具に接した場合は、その張力も有効とする。鋼材は板に垂直な平面内で治具に沿って変形するものとして計算を行った。鉄筋は、長手方向と横方向が溶接され、金網状になっているためこの仮定に近い変形をすると思われる。しかし、ストランドはなんら固定されていないため、この仮定は厳密には成立しない。しかし、治具と鋼材との摩擦抵抗などが不明であるため、この仮定に従った。鉄筋の張力は降伏応力を上限とし、ストランドは、試験片が

アンボンドタイプの PC であるため、有効緊張力を張力とした。なお、ストランドの回りのシース管の張力も考慮した。計算結果を Fig. 10~12 に実験結果、押抜きせん断強度の計算結果と併せて示した。

4.4 貫入量-貫入抵抗関係

Fig. 10~12 を見ると、(6) 式による押抜きせん断強度と、4.3 に示した方法で鋼材の張力から求めた貫入抵抗との大きい方を採用すると、実験結果は比較的良好に説明される。

#1 試験片 (Fig. 10) は、貫入量 70mm 以下で貫入抵抗の実験結果が若干小さい。#2 試験片 (Fig. 11) は、載荷点直下にストランドがあるため、鋼材張力の効きがよい。貫入量-貫入抵抗関係は全般的によく合っているが、貫入量 70mm 以上で計算結果は実験結果のピーク値をたどっているように見える。これは、ストランドを支えるコンクリートが、Fig. 13 で仮定した以上に破砕されているためと考えられる。そのため、ストランドの支持スパンが長くなり、張力の鉛直方向成分が小さくなっているのであろう。#3 試験片 (Fig. 12) では、貫入量 10mm 付近と 140mm 以上で貫入抵抗の実験結果が小さいのが気になる。この試験片では、ストランドは載荷点中心から 75mm 離れているが、貫入量 140mm 以上では計算上はストランドの張力の鉛直方向成分は回りのシース管と合わせると 9.5 トン以上となる。しかし、緊張用鋼材は治具の表面で滑り、実際には鉛直方向成分は計算値より小さかったものと考えられる。

以上のように、幾つかの問題はあるものの、4.2, 4.3 に示したモデルによる計算結果は、おおむね認められるものである。

5 強度の検討

5.1 着底時強度

プラントバージを着底させる際、ひび割れ、永久変形などの損傷は好ましくない。そこで、根ならしなど海底地盤の整地が行われ、岩などの堅い凸部は直接船底部に当たらないように配慮されるであろう。この場合に想定される凸部は、砂あるいは粘土の小山であろう。

着底時強度がどの程度要求されるか明らかにするため、(1)~(3)式で局所接地荷重を求め、(5), (6)式で押抜きせん断強度と比較した。実験で用いた厚さ 100 mm のコンクリート板を解析対象とした。粘土は、非排水せん断強度 4.8 ton/m²、ヤング率 10³ ton/m²、ポアソン比は 0.5 とした。砂は、支持力係数 48 (内部摩擦角 35°)、ヤング率 1.5 × 10³ ton/m²、単位体積重量 1 ton/m³、ポアソン比 0.5 とした。凸部の形状は、半径 200~600 mm の球形の先端を持つ円錐とした。計算結果を、接触領域の幅 (直径) b で整理して Fig. 14 に示

Fig. 13 Calculating model of resistance after concrete crashed

Fig. 14 Strength and loads as functions of contact width

した。図には、押抜きせん断強度の計算結果も示されている。

図を見ると、砂に比べ粘土の方が局所接地荷重が大きい。また、粘土の方が凸部の寸法の影響が大きい。しかし、ここで検討したコンクリート板の押抜きせん断強度に比べると、局所接地荷重ははるかに小さい。

実際の PC パージの船底板の厚さは、ここで取り扱ったものの 4～5 倍程度になると考えられる。しかし、着底時の強度だけを考えると、厚さ 100mm、桁間隔 800mm とした場合でも十分な強度がある。

5.2 耐氷壁としての強度

氷海用構造物の耐氷壁へのコンクリートの使用は、二重鋼板壁の間にコンクリートを打設する形式が多く研究されている。ここでは、コンクリートだけでどの程度の強度があるか検討してみた。氷荷重としては、Solmski⁹⁾の接触面積-氷圧関係を用いた。計算結果を Fig. 14 に示した。図を見ると、接触幅 100mm 以上では押抜きせん断破壊が生じてしまう。氷圧は土圧に比べるとはるかに大きい。ここで想定した板厚 100mm のコンクリートでは、100mm 以下の桁間隔が必要であり、実用的とは言いがたい。ここで取り扱った PC 板より、サンドイッチコンポジット構造の方が実用的であろう。しかし、(5)、(6) 式と適切な接触面積-氷圧関係を用いると、耐氷壁としての強度の検討は可能である。

5.3 衝突時の吸収エネルギー

着底時および耐氷壁としての強度の検討では、押抜きせん断破壊が生じないことが条件であった。しかし、衝突時には、被衝突船の船側と衝突船の船首との破壊で吸収されるエネルギーによって耐衝突性能が評価される。そこで、貫入量-貫入抵抗曲線を積分して得られる貫入量-吸収エネルギー曲線が重要な判断基準となる。

#1 および #2 試験片の貫入量-吸収エネルギー曲線を Fig. 15 に示した。Fig. 10, 11 にも見られるように、貫入量-貫入抵抗の実験結果を積分することは相当困難で

Fig. 15 Relation between penetration and absorbed energy

ある。そこで、ここでは押抜きせん断強度が極小値を取る貫入量までは、抵抗がこの極小値と一致するとして計算結果から吸収エネルギーを求めている。

図には、菅原⁹⁾の実験結果が併せて示されている。菅原の実験は、3,000DWT 級の船舶の 1/5 船首部模型を、PC および鋼製パージの模型に衝突させ、吸収エネルギーを測定したものである。PC 模型では、船首部模型が壊れ、鋼製模型では、船側部模型が壊れた。そこでここに示した #1 および #2 試験片の吸収エネルギーと PC 模型のそれを比べることはできない。しかし、縮尺 1/5 程度の模型実験で見ると、PC パージの耐衝突性は鋼製パージに比べて劣るものではないことが分かる。

6 結 論

PC パージの着底時など、局所的な面外荷重が加わる場合のコンクリート板の強度を調べるために、円錐の貫入実験を行い、貫入抵抗の計算方法について検討した。さらに、それらの結果を考慮して、PC パージ用コンクリート板の着底時強度、耐氷壁としての強度および衝突時の強度について検討した。得られた主要な結果は以下のとおりである。

(1) 貫入実験に置ける最初の破壊形式は、押抜きせん断破壊であった。コンクリートが破砕するまでは、貫入量に対応する載荷領域の周長から貫入抵抗が求められる。

(2) コンクリートが破碎してからの貫入抵抗は、鉄筋などの鋼材の張力で貫入治具を支えると仮定して求められる。

(3) 着底時あるいは耐氷壁としての強度は、押抜きせん断破壊が生じるか否かで評価される。ここで検討したコンクリート板は、着底時の強度は十分であるが、耐氷壁としては強度が不足していた。

(4) 耐衝突強度に関しては、ここで検討したコンクリート板の吸収エネルギーは十分大きく、鋼製バージの船側部に劣るものではなかった。

終わりに、本研究を行うに当たり御教示いただいた船舶技術研究所構造強度部の有田喜久雄室長、実験を手伝っていただいた直井保技官に厚く謝意を表す。

参 考 文 献

- 1) 金井 他：本州四国連絡橋工事に用 PC バージの設計と建造，コンクリート工学，Vol. 21，No. 8 (1983)。
- 2) 松岡，直井：コンクリートバージ底板の曲げ強度，第 47 回船舶技術研究所研究発表会講演集 (1986)。
- 3) 松岡，直井：PC バージ底板の強度について，プレストレストコンクリート，Vol. 29，No. 5 (1987)。
- 4) DnV : Rules for the design construction and inspection of offshore structures, Appendix F, Foundations, 1977, reprint (1980)。
- 5) 土木学会：コンクリート構造物の限界状態設計法指針 (案) (1983)。
- 6) J. Moe : Shearing strength of reinforced concrete slabs and footings under concentrated loads, Bulletin D 47, PCA (1961)。
- 7) 有田，青木：座礁事故時の船体圧壊強度 (第 1 報) —— 欄座型座礁についての検討 ——，日本造船学会論文集第 158 号 (1985)。
- 8) S. Slomski & V. Vivrat : Selection of design ice pressure and application to impact load prediction, POAC '83 (1983)。
- 9) 菅原，吉村，太田：コンクリート製海洋構造物の技術開発，セメント・コンクリート，No. 437 (1983)。