

33 バルバス・バウ部の圧潰特性について

輸送高度化研究領域 構造解析研究グループ *山田 安平、遠藤 久芳、
竹本 博安
海上安全研究領域 構造安全性研究グループ 佐久間 正明、安藤 孝弘
企 画 部 研究統括主幹付 高田 篤志
油流出防止構造プロジェクト 平方 勝

1. はじめに

2001 年 3 月、ダブルハルトタンカー「Baltic Carrier」(37,000DWT) は、デンマーク沖合にてバルクキャリア「Tern」(34,000DWT) に衝突されて、2700 トンの重油を流出した。このようにダブルハルト構造のタンカーにおいても、大型かつ高速の船舶が衝突した場合には、船側に大きな損傷を受け、荷油の漏洩により甚大な海洋環境汚染を引き起こす恐れがあり、その防止対策が必要である。衝突によるタンカーからの油流出防止策として、被衝突船の船側構造の工夫（構造様式及び構造材質）のみで図るアプローチは、効率上一定の限界がある事が分かってきた。そこで、被衝突船のみでなく衝突船においても変形による衝突エネルギーを吸収する「緩衝型船首構造」というアイデアが提起された¹⁾。

国土交通省は、ダブルハルトの次のステップとして、緩衝型船首構造に関する国際基準策定のための検討を行うこととした。当研究所では、「衝突時の油流出防止のための緩衝型船首構造基準に関する研究」を行っている。本研究では、被衝突船にとって最も脅威となる、船首バルブ（バルバス・バウ）を対象として、緩衝型船首構造の具体的な構造要件を明らかにし、国際基準を策定することを目的としている。

初年度は、船首バルブの基本的な圧潰特性を把握するために、船首バルブ模型の準静的軸圧潰実験を行ったのでこれまでの成果を報告する。

2. 船首バルブ模型の軸圧潰実験

船首バルブの基本的圧潰特性を把握するために船首バルブ模型の準静的軸圧潰実験を行った。供試模型として、図 1 のように外形が等しく補強様式が異なる 4 体の模型を用いた。模型の断面模式図及び主な仕様をそれぞれ図 2 及び表 1 に示す。内部構造の概観として、BC-E の FEM モデル（外板非表示）を図 3 に示す。模型は、実船構造を単純化しているが、桁や肋骨等の基本的な補強様式については実船舶の種々の様式を基本的に再現している。BC-E、BC-F 及び BC-G は、緩衝型船首の基本構造方式として横肋骨方式を採用しており、BC-L は、防撓方式の差を確認するため縦肋骨方式を採用している。実験は、図 1 のように、底部を固定した模型の上方から剛体板を準静的に降下させて圧潰し、荷重、変位及び板の曲げ歪みを計測した。この実験は、次のような衝突シナリオを仮定した場合に相当する。

- (1) 被衝突船は剛体とする。
- (2) 衝突船は、被衝突船に垂直に衝突する。
- (3) 船体運動による動的影響は無視する。

表 1 供試模型の主な仕様

供試模型 記号	防撓方式	外板板厚 mm	内構材板厚 mm
BC-E	横肋骨方式	10	7
BC-F		12	7
BC-G		10	7
BC-L	縦肋骨方式	10	7

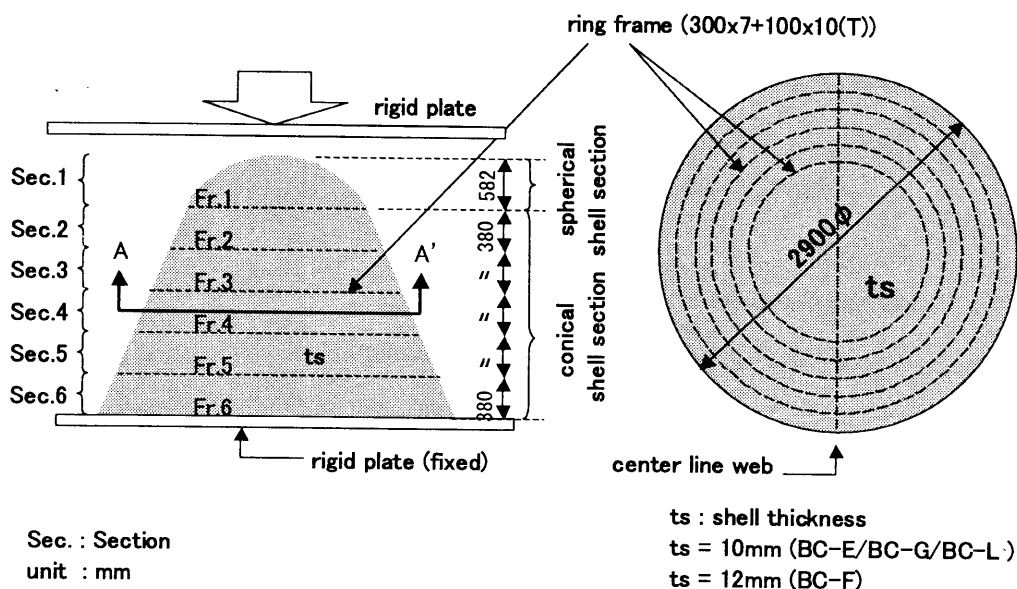


図1 船首バルブ模型

3. 外板の Folding メカニズム

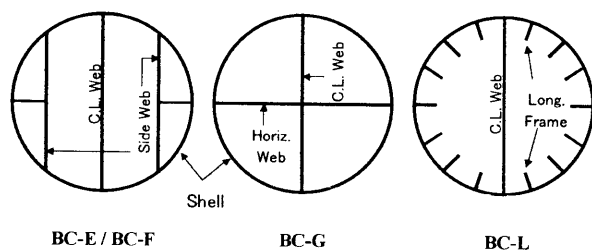


図2 模型横断面 (A-A') 模式図

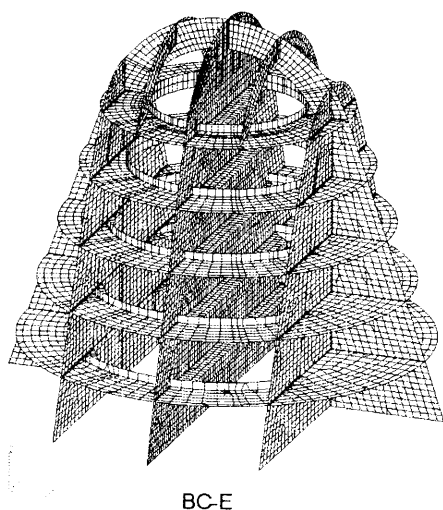


図3 船首バルブ模型内部構造概観
(BC-E FEM モデル)

実験結果より、全ての模型は、外板が船首先端より逐次座屈し、外板が円錐の内部にめり込むように折り畳まれて (folding) いく逐次塑性崩壊モードで圧潰した。外板座屈は、ほぼ軸対称であり、円錐の外側に凸となる場合 (outward buckling) と円錐の内側に凸となる場合 (inward buckling) とが生じた。BC-E における外板座屈の方向を図4に示す。図4では、座屈発生タイミングを無視して、外板が最終的に座屈した方向 (inward / outward) を初期形状に重ね合わせて示している。図4より、座屈は①～⑫のサブセクション (以下「SS」という) 毎に outward buckling と inward buckling がほぼ交互に発生していることが分かる。この傾向は他の横肋骨方式模型の圧潰実験においても同様であった。しかし、SS⑥等一部のSSでは、outward と inward が周方向に隣り合う非軸対称モードもあった。これは、SS⑤以前での内構材及び円錐内部に入り込んだ部材の影響によるものと考えられる。次に、円錐内部に部材が入り込む folding メカニズムを示すために、例として、BC-E 模型の Sec.3 における外板の崩壊過程を図5に示す。1セクションの folding メカニズムは、outward buckling と inward buckling の2つに大別され、Sec.3 では、それぞれ SS⑤及び SS⑥の座屈が対応する。図5より、外板は、初めに

リングフレーム（以下「RF」という）直下で外側に小さく座屈する（outward buckling）。

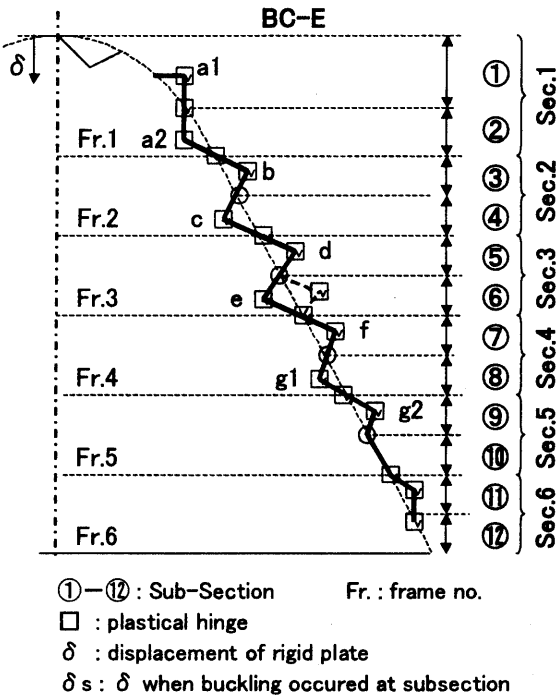


図4 外板の座屈方向（inward / outward）
（BC-E の場合）

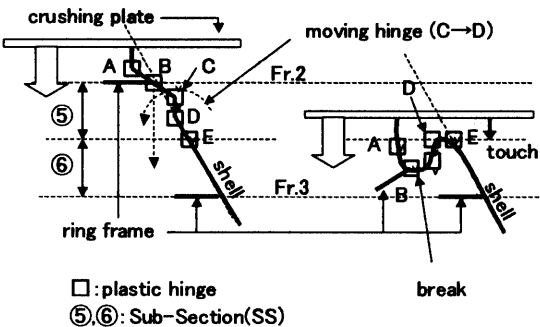


図5 folding メカニズムの例
（BC-E の場合）

しかし、ある程度変形が進むと、円周方向の張力により外側への変形が抑制され、A,B 点は、C 点周りに回転するように円錐内部に入り込んでいく。このとき、B 点は、リングフレームの面内剛性により、水平面内方向にはほとんど変位しない。さらに、剛体板の降下が進むと、C 点自身も円錐内部に引き込まれてD 点周りに回転しながら円錐内部に入り込んでいく。

さらに変位が進行すると、同様にD 点自身も円錐内部に引き込まれることによって、移動ヒンジが生成され、剛体板が、この移動ヒンジに接触するまでヒンジの移動は続く。剛体板が、移動ヒンジに接触した点がヒンジE となり SS⑤の座屈が終了する。Folding 後半部は、SS⑥で生じ、ヒンジE から次のRF までの外板が座屈する過程である。この部位の座屈は不安定で、非軸対称座屈の傾向が強かった。また、横肋骨方式の模型の多くの RF 基部隅肉溶接継手部で外板の亀裂が生じていた。これは、図5 右図のような folding 状態で、溶接部に過大な応力が生じ破断したものと考えられるが、詳細は調査中である。

4. 荷重履歴と平均圧潰荷重

BC-E の荷重（P）－変位（ δ ）線図を図6 に示す。図中の a～g の文字は、図4 中の塑性ヒンジ a～g が生ずるタイミングに対応しており、Area は、荷重の谷から谷までの区間を表すものとする。

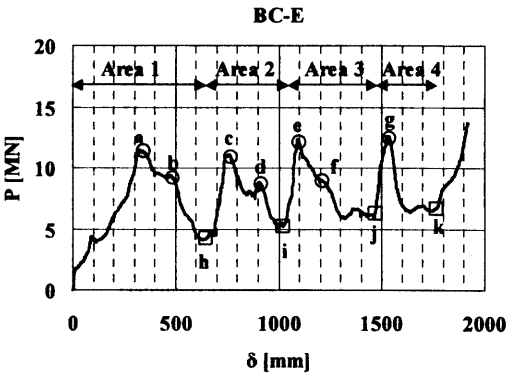


図6 荷重－変位線図（BC-E）

図6 より、荷重は、大きな山谷を繰り返しながら変動していることが分かる。実験時の剛体板変位と変形状況の観察により、山の登り部分は、図4 における偶数番目の SS の圧縮過程であり、図5 右図のように剛体板がヒンジE に接触した状態から、外板が座屈するまでの過程に対応している。一方、山の下り部分は、座屈後の folding 過程を表し、その間にほぼ2 回の座屈を伴っている。1 つ目は、荷重の山の頂上で発生する座屈であり、図4 中の偶数番目の SS における座屈に対応する。も

う1つは荷重の山の途中での座屈であり、図4中の奇数番目のSSにおける座屈に対応する。また、荷重履歴の谷底は、2つ目の座屈による folding が終了する直前 (h, i, j, k) に対応していると考えられる。

緩衝を目的とした部材の圧潰においては、圧潰によって吸収できるエネルギーEが重要であり、このEを変位で除した平均圧潰荷重も緩衝部材の性能を表すために用いられる。Pugsley は、薄肉円筒シェルにおける P_m/P_0 (P_m : 平均圧潰荷重、 P_0 : 全断面降伏荷重) と R/t (R : 円筒半径、 t : 板厚) について下記のような関係式を導いた²⁾。

$$\frac{P_m}{P_0} = \frac{5}{R/t} + 0.13 \quad \text{①}$$

①式は、 R/t の増加と共に圧縮荷重に抵抗する有効幅が減少することを示したものである。この関係に今時実験結果をプロットしたものを図7に示す。ただし、本実験に用いた船首模型の場合、円筒シェルと異なり、変位とともに半径 R が変化することから、一定区間 (荷重履歴の谷から谷まで) の平均値 P_m に対して、区間中間位置 (RF 位置) での R 及び P_0 を用いた。例えば、BC-E の最初の山の場合、図4中 a, b の座屈が関係していることから、図5より、a, b のヒンジの間にある Fr.1 における半径を用いた。

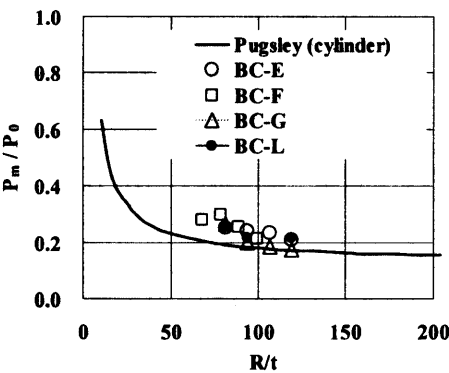


図7 平均圧潰荷重と R/t の関係

図7より、実験値と Pugsley の曲線は、 R/t の増加とともに P_m/P_0 が減少している点で定性的に一致していることが分かる。これは、断面積が大きくなる一方、圧縮に抵抗する部材の有効幅が減

少しているためであると考えられる。特に、内構材が少ない BC-G の実験結果は、Pugsley の式に良く合っているとと言える。今回用いた模型と円筒シェルとは、形状及び内構材の有無等が異なっている。しかし、Pugsley の式は、今実験で用いたような比較的円錐の傾斜角が小さい円錐シェルに対する P_m/P_0 の下限値を簡便な方法で概算するためには有効であると言える。

5. 防撓方式

次に、内構材の影響を見るために、外板板厚が等しい BC-E、BC-G/BC-L の荷重履歴及び総エネルギー吸収量の履歴を図8及び図9に示す。

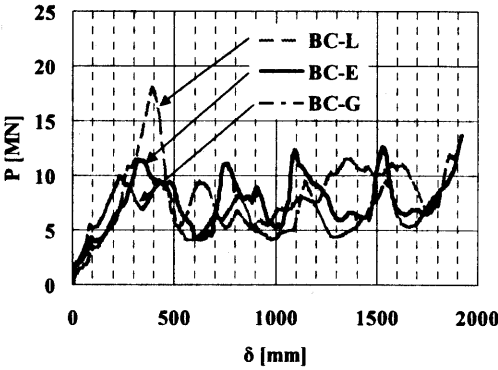


図8 荷重—変位線図の比較
(BC-E、BC-G、BC-L)

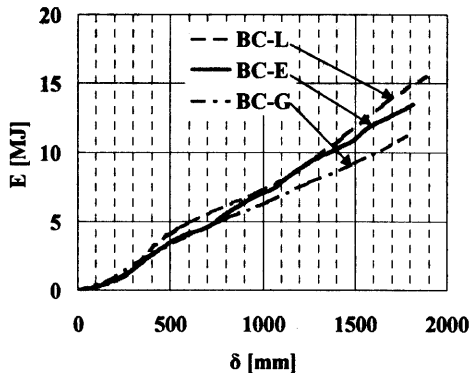


図9 総吸収エネルギー—変位線図
(BC-E、BC-G、BC-L)

図8より、平均荷重及び荷重の谷底の荷重レベルはほぼ等しいが、縦肋骨方式を採用した BC-L の初期ピークが他の2つの模型に比べて高いこと

が分かる。次いで BC-E の荷重が比較的高く、内構材の部材量が最も少ない BC-G の初期ピークが最も低い結果となった。総吸収エネルギーについては、初期ピークが最も高い BC-L が最も大きく、BC-E より約 15%、BC-G より約 40% 高い値であった。定量的な比較を行うために、4 つの模型について、荷重履歴の最大 (Max)・最小 (Min)・平均値 (Ave.) をプロットしたものを図 10 に示す。平均値は SS⑨の folding が終了する山の谷底 (図 6 中 k 点) までの平均値を用いた。

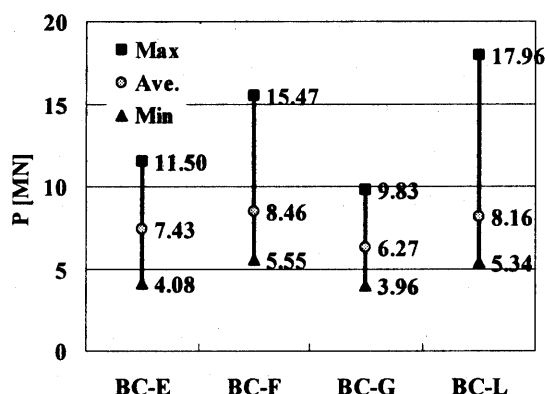


図 10 荷重の最大・最小・平均値

図 10 より、BC-L の平均・最小値は、BC-E、BC-G に比べ、30% 程度高い値であるが、BC-L の初期ピークは、BC-E 又は BC-G に比べ、60~80% 程度高い値であることが分かる。これは、被衝突船にとって、縦肋骨方式を採用する BC-L は、BC-E 又は BC-G に比べ 2 倍弱の脅威であることを表している。仮に、船側構造側の面外垂直方向強度が 12 MN 程度であったとする。この船側に、BC-E 又は BC-G が衝突した場合には、少なくとも船首バルブの長さまでは、船首バルブのみが一方向的に崩壊して衝突船の運動エネルギーを吸収する。しかし、BC-L が衝突した場合、外板を貫通し、荷油の漏洩により海洋汚染が生ずる可能性が高いことになる。

緩衝型船首構造にとって、崩壊時の最高圧縮荷重及びエネルギー吸収量を表す平均圧縮荷重は重要なパラメータであり、前者が低く、後者が大きいものが定性的に有利であると考えられる。つまり、山谷の凹凸が少なく平野部のような荷重履歴

を示す構造が理想的であると考えられる。今回用いた模型の中では、十字状の縦通桁を配置した BC-G が他の模型に比べ緩衝型構造に適した荷重履歴を有していると言える。次に、荷重の最大・最小値が平均値に対してどの程度の値で推移しているかを見るために、荷重の山毎に最大・最小値を平均圧潰荷重で無次元化したものを図 11 に示す。図 11 より、2 つ目以後の反力の山における反力の最大・最小値は、平均圧潰荷重の $\pm 50\%$ 以内で推移していることが分かる。これは、平均圧潰荷重と最大・最小値の間に相関があり、平均圧潰荷重が求まれば、荷重の変動幅を大凡推定できる可能性があることを示している。一方、最初の山の最大値は、平均圧潰荷重の 1.5 倍~2.3 倍程度と模型によりかなりばらつきがあり、ることが分かる。

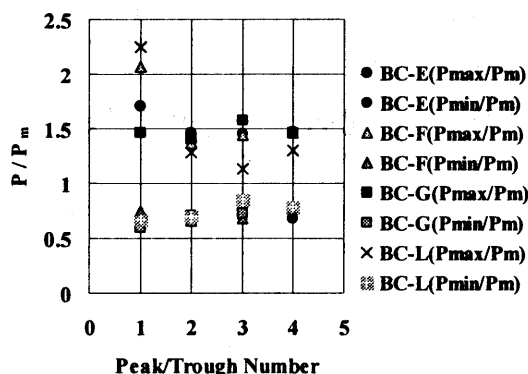


図 11 荷重の Peak (山) /Trough (谷) 値の分布

6. 平均圧潰荷重の簡易推定法

著者らは、緩衝型船首構造の平均荷重の簡易推定法を開発しており³⁾、今時実験においても同手法を適用した。BC-E 及び BC-L の荷重履歴において、実験と簡易推定法との比較をそれぞれ図 12 及び図 13 に示す。これらより、本推定法は、防撓方式によらず、圧潰時の平均荷重を良好に推定できていることが分かる。一方、緩衝型船首構造の主要パラメータである最高圧縮荷重の推定法については、今後の検討課題としたい。

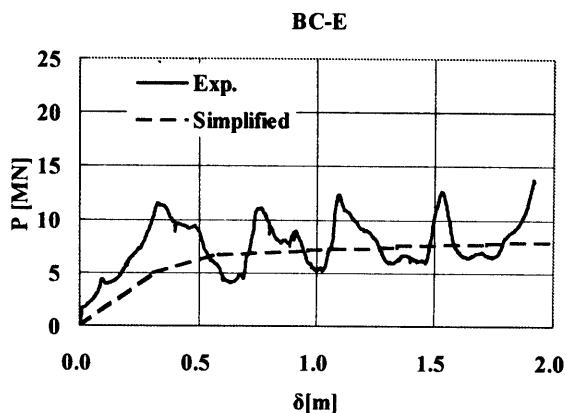


図 1 2 簡易解析法との比較
(BC-E の場合)

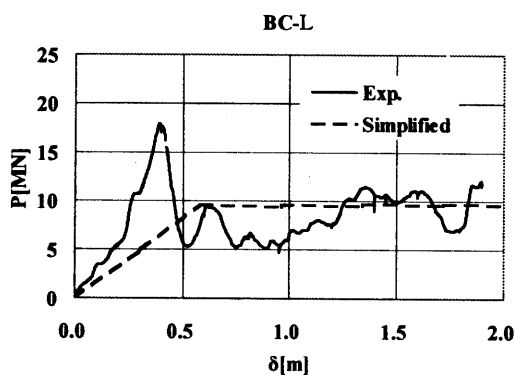


図 1 3 簡易解析法との比較
(BC-L の場合)

7. 結 言

4 体の船首バルブ模型の準静的軸圧潰実験を行い次のような結論を得た。

(1) 船首バルブ模型は、外板が船首先端より逐次座屈し、外板が円錐の内部にめり込むように折り畳まれて (folding) いく、ほぼ軸対称の逐次塑性崩壊モードで圧潰する。

(2) 横肋骨方式の船首バルブの逐次崩壊過程における外板 folding メカニズムが明らかになり、以下のようなことが分かった。

a) 概して、外板は SS 毎に inward buckling と

outward buckling を交互に繰り返しながら崩壊 (folding) していくこと。

b) リングフレーム間の外板がほぼ 2 段階に座屈していくこと

c) RF 間の最初の座屈は、ほとんどが outward buckling である。

d) RF 間の 2 番目の座屈は、基本的に inward buckling するが、内構材や円錐内部にめりこんだ部材の影響で、outward buckling も生じること。

(3) BC-E 模型と BC-L 模型の圧潰実験結果を比較した結果、縦肋骨方式は、総エネルギー吸収量において、横肋骨方式より若干高い性能を有しているが、初期反力では、横肋骨方式に比べ約 1.8 倍程度の反力値を生じることが分かった。

(4) folding 過程における反力の最大・最小値は、当該 folding 過程における平均反力の $\pm 50\%$ 以内で推移していることが分かった。ただし、初期反力ピークについては、平均反力の 1.5 倍～2.3 倍程度となることが分かった。

(5) 本研究で用いた簡易推定法は、 $R/t=80\sim 120$ の船首模型の平均圧潰荷重を良好に推定できることが分かった。

参考文献

- 1) 新形式タンカー構造の研究開発報告書、造船業基盤整備事業協会 (1996)
- 2) A.G.Puglsey, M.Macaulay : The large scale crumpling of thin cylindrical columns, Q. J. Mech. Appl. Math. 13, 1-9 (1960).
- 3) 遠藤、山田：緩衝型船首構造の耐衝突性能、日本造船学会論文集、第 189 号 (2001)