ばら積貨物船の構造強度について

技術研究所　原田　実、重見　利幸、朱　庭耀

1.　はじめに

NK では、合理的かつ透明性の高い実用的な強度評価手法の開発を目指し、荷重、構造応答、強度評価、腐食控除量などの広範囲にわたる研究を実施している。これらの研究成果は総合的に取りまとめられ、「船体構造強度評価のための技術指針（1999）」及び「タンカーの構造強度に関するガイドライン（2001）」として公表されている。

本年度はこれらに引き続き、「ばら積貨物船の構造強度に関するガイドライン」を開発した。ガイドラインは以下の3のガイドラインで構成されている。

(1) 直接強度計算ガイドライン
(2) 疲労強度評価ガイドライン
(3) 縦曲げ最終強度評価ガイドライン

ここでは、上記(1)の直接強度計算ガイドラインの概要について、特に設計荷重を中心にその技術的背景を解説する。また、直接強度計算ガイドラインを代表的なばら積貨物船に適用し、得られた結果の中からホールドフレームの構造強度に関する知見の一部を紹介する。

2.　ばら積貨物船用の設計荷重について

まず、タンカーに対して開発した設計海象、設計規則波および設計荷重の設定手法 [1),2)]が、ばら積貨物船に対しても同様に適用可能であるかどうかの検討を行った。詳細は文献 3)を参照のこと。

2.1 設計海象

図 1 に示すケープサイズのばら積貨物船(Lpp×B×D×d = 280m×45m×24m×18m)を用いて、ばら積貨物船の構造強度に対して支配的と考えられる短期海象を検討した。短期海象の検討は、表 1 に示す条件で求めた応力の応答関数を用いて短期予測を行い、単位有義波高あたりの標準偏差が最大となる短期海象を絞り込むことにより行った。

応力の算出箇所はすべてのホールドにおいて図 2 に示す強度的に厳しいと考えられる部材を船の全長にわたり選出している。算出する応力成分は、板部材については船長方向、幅方向及び深さ方向の直応力並びにせん断応力の内、各検討対象部材の強度に支配的と考えられる応力成分を、面材については軸応力を選択した。

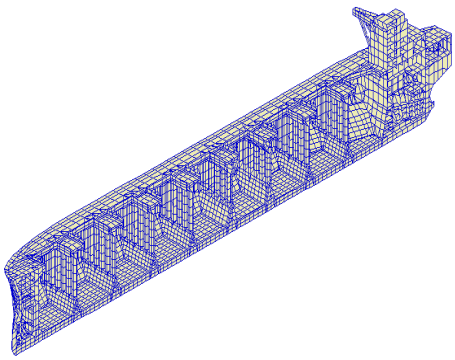


図 1　解析に用いた全船 FEM モデル

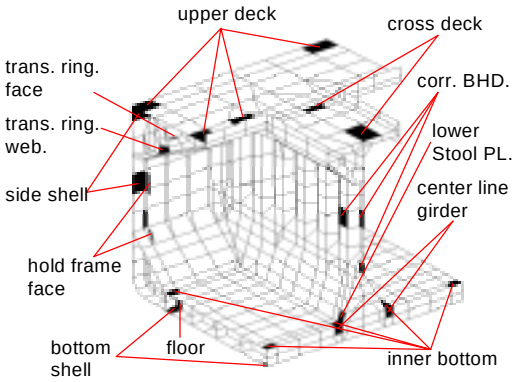


図 2　応力を算出した対象部材

表 1 解析条件

積付状態	Full Load Condition		Ballast Condition	
	Homo. Loading	Alternate Loading	Normal Ballast	Heavy Ballast
計算波高	H = 5.0 m			
計算波長	λ/L_{pp} = 0.4, 0.6, 0.8, 1.0, 1.2, 1.4, 1.7, 2.0, 2.3			
出会角	χ = 0°, 30°, 60°, 90°, 120°, 150°, 180°, 210°, 240°, 270°, 300°, 330°			
短期予測	Wave spectrum: ISSC-1964; Directionality function: $\cos^2\theta$			
備考	喫水線近傍の波浪変動圧の波高に対する非線形性を考慮するため荷重を離散化し、波の 1 周期を 12 等分した時刻歴解析により応力の応答関数を求めた。			

隔倉積付状態を例にすべての応力成分に対して算出した支配的海象の分布を図 3 に示す。図中の数値は、単位有義波高あたりの標準偏差が最大となる平均波周期(Tv)と出会角(χ)が一致する検討対象箇所の合計数であり、数値が大きいほど、その平均波周期及び出会角が構造強度に対して支配的ということになる。これらの結果より、検討対象箇所の部材に対して積付状態毎に定まる設計海象は、タンカーと同様、ある特定の少数の短期海象で代表できることが確認できる。

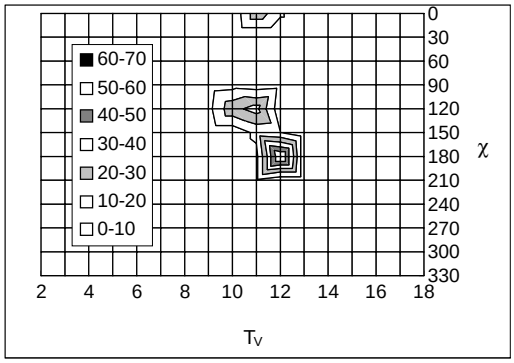


図 3 応力の短期予測から求めた支配的海象(隔倉積付状態)

さらに、図 3 に示す応力レベルで絞り込んだ構造強度に支配的な短期海象と代表的な荷重成分（船体運動、加速度、波浪変動圧、波浪断面力など）を対応付けることにより、ばら積貨物船の主要構造部材の応力に支配的な最小限の荷重成分を特定した。これらの検討をすべての積付状態及び応力成分毎に実施し、最終的にばら積貨物船に対してもタンカーと同様の以下の①～④の荷重成分を構造強度に対して支配的な荷重成分として絞り込んだ。

① 縦曲げモーメント（向波）

② 縦曲げモーメント（追波）

③ ロール

④ 喫水線における波浪変動圧

以上の検討から、タンカーと同様に①～④の支配的荷重成分に対して設定される短期海象を設計海象として提案した。ここで、設計海象は船体の主要構造部材に対して応力の長期予測値（超過確率 $Q=10^{-8}$、all headings）と等価な応答値を生じさせる短期海象として定義される。

① による短期海象：設計海象 L-180

② による短期海象:設計海象 L-0

③ による短期海象:設計海象 R

④ による短期海象:設計海象 P

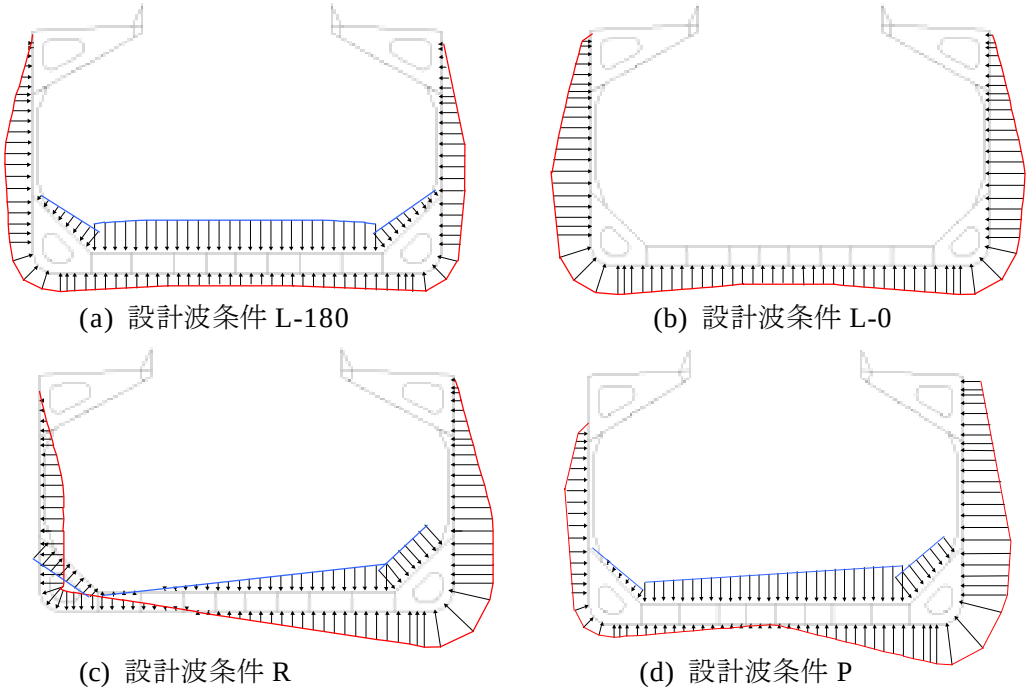
ここで、設計海象 L-180 は縦曲げモーメントに加えピッチ及びヒーブの連成による上下方向加速度並びに左右対称分布の波浪変動圧がほぼ最大となる短期海象である。設計海象 L-0 は設計海象 L-180 とほぼ同様であるが、上下方向加速度が最小となると共に波浪変動圧の船長方向変化が少ない短期海象である。設計海象 R はロールによる左右方向加速度及び左右逆対称分布の波浪変動圧がほぼ最大となる短期海象である。設計海象 P は波上側の喫水線における波浪変動圧及びヒーブによる上下方向加速度がほぼ最大となる短期海象である。

2.2 設計荷重

前 2.1 の検討により、現実に船舶が遭遇する海象と構造強度に対して支配的と考えられる短期海象(設計海象)を関係付けることが可能となり、合理的設計及び安全運航に結びつくと期待される。

一方、設計海象下において船体構造強度を検討するためには、予め応力の応答関数を求めた上で波スペクトルを用いて短期予測を実施するか、不規則波中のシミュレーションを実施する必要があり設計上の観点からは未だ非現実的である。

そこで、位相が明確で取り扱いが容易な規則波を用いて、設計海象下で発生する不規則波中の応答値と等価な応答値を発生させる規則波を設計規則波として提案した。さらに、設計規則波中において船体構造に加わる荷重を設計荷重として提案した。これらの設計海象、設計規則波及び設計荷重は、シリーズ計算によりパラメトリックな簡易算式としている。4 種類の設計波条件(L-180、L-0、R、P)毎に、提案した簡易算式により求まる変動荷重を隔倉積付状態について図 4 に例示する。これらの簡易算式は基本的にはタンカーと同様であるが、向波(L-180)の条件の見直しを行った。これについては、次の 2.3 で解説する。また、ばら積貨物船特有の荷重である粒状貨物荷重については、別途検討を行い、粒状貨物荷重の推定式を開発している。これについては、第3章で解説する。



(a) 設計波条件 L-180　(b) 設計波条件 L-0

(c) 設計波条件 R　(d) 設計波条件 P

図 4 各設計波条件毎の変動荷重分布(積付倉)

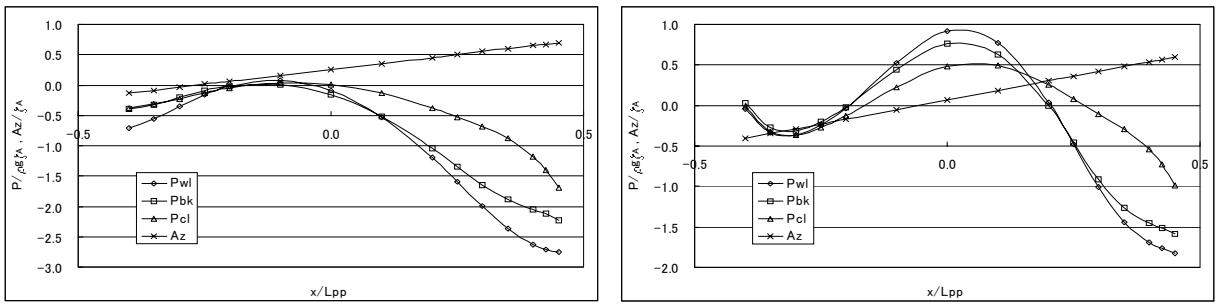
2.3 設計波条件(L-180)の見直しについて

ばら積貨物船の場合にはタンカーとは異なり、縦通隔壁が設けられていないため上下方向の荷重が向波中においては構造強度に支配的となり、また隔倉積付状態では積付倉内に非常に大きな貨物荷重が加わることから、内外圧及びハルガーダモーメントの値並びにその船長方向分布は複雑な相関関係を有する。そこで、向波の設計波条件(L-180)における変動内圧と波浪変動圧に関して、更なる見直しを行い荷重の推定精度を向上させた。

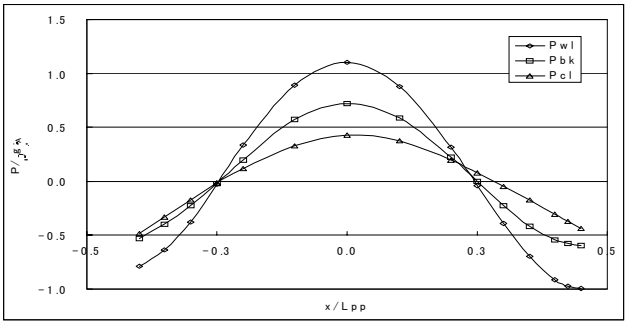
2.3.1 向波中における波浪変動圧と変動内圧の相関

向波中においては、入射波及び散乱波の影響並びに主にピッチングの船体運動により船首尾部には中央部と比較して大きな波浪変動圧及び上下方向の加速度が加わる。タンカーと異なり縦通隔壁を有していないばら積貨物船の場合、特に積付倉に非常に大きな重量の貨物が積載される隔倉積付状態においては、この上下方向の荷重が構造強度に支配的となる。そのため、向波中における強度評価に際しては、波浪変動圧及び貨物の慣性力による圧力を精度良く推定することはもちろんのこと、これらの位相関係を正確に把握することが重要となる。

代表的なばら積貨物船について、向波中、Hogging の縦曲げモーメントが最大となる瞬間における波浪変動圧(プラスを正圧)及び甲板中心線における上下加速度(下向きの加速度を正)の船長方向分布を、満載状態とバラスト状態についてそれぞれ図 5(a)及び(b)に示す。同様に、追波中、満載状態の場合を図 5(c)に示す。



(a) 向波中、満載状態の場合　　(b) 向波中、ノーマルバラスト状態の場合



(c) 追波中、満載状態の場合

図 5 縦曲げモーメント(Hogging)が最大時の波浪変動圧と上下加速度の船長方向分布

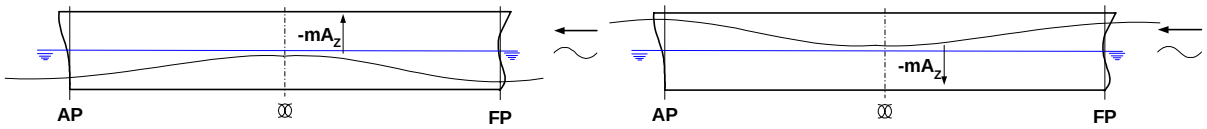
向波中、満載状態の場合には図 5(a)に示すように波浪変動圧は、コサイン分布とは異なる複雑な分布となっていることが分かる。これは向波中、特に排水量の大きい満載状態においては船体運動に伴い非常に大きな上下方向の慣性力が船体に加わることから、船体の系としての荷重バランスを保つために、慣性力を打ち消す波浪変動圧が船体に働くためである。例えば、図 6(a)にそのイメージを示すように波の

山が船体中央部に来た場合、鉛直方向上向きに働く慣性力に対して、波面は静水中の浮力を減少させる方向に移動する。結果的に波の山を想定しているにもかかわらず、船体中央部における波面は静水中の喫水面より低くなる。図 6(b)は、波の谷が船体中央部に来た場合を示している。

向波中、バラスト状態の場合には満載状態と比較して慣性力が小さいため、図 5(b)に示すように波面は喫水面をクロスし、比較的コサイン分布に近い船長方向分布となる。この場合、船体中央部付近では上下方向の慣性力と波浪変動圧は重なり合う方向に働くこととなる。

追波中、満載状態の場合には上下方向の加速度が小さく慣性力がほとんど生じないため、図 5(c)に示すように波浪変動圧の船長方向分布は比較的きれいなコサイン分布となる。また、この場合、波浪変動圧だけで船体の系としての荷重バランスが保たれるので、波面も静水中の喫水面を中心にして変動する。

以上の検討に基づき、向波中の波浪変動圧の船長方向分布に関しては、タンカーに対して提案した設計波条件 L-180 に対する波浪変動圧の簡易算式に船長方向の位置に応じた係数を乗じることにより任意の横断面における内外圧の同時性を考慮することとした。



(a) 波の山の状態（縦曲げ Hogging）　　(b) 波の谷の状態（縦曲げ Sagging）

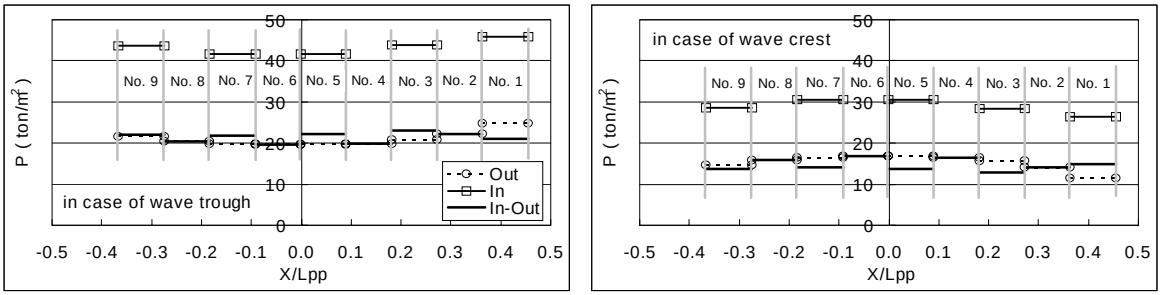
図 6 波浪変動圧と上下加速度による変動内圧とのバランス関係のイメージ図（向波中）

2.3.2 向波中における内外圧の船長方向分布

一部見直した設計荷重を用いて、二重底に働く内圧、外圧及び内外圧差の船長方向分布を計算した。代表的なケープサイズのばら積貨物船の隔倉積付状態に対する波の谷の場合（図 6(b)参照）と波の山の場合（図 6(a)参照）の試計算結果を図 7(a)、(b)に示す。また、図中には各ホールド長さの中央、センターライン上の位置において船底外板に働く外圧（静水圧と波浪変動圧の合計）、内底板に働く内圧（粒状貨物の静圧と慣性力による変動圧の合計）及びそれらの内外圧差の絶対値を凡例'Out'、'In'及び'In-Out'として示している。なお、ケープサイズのばら積貨物船のホールド数は 9 ホールドであり、この内の奇数ホールドが積付倉、偶数ホールドが空倉である。従って、偶数ホールドでは'In'の値はゼロとなり'Out'と'In-Out"が等しくなっている。

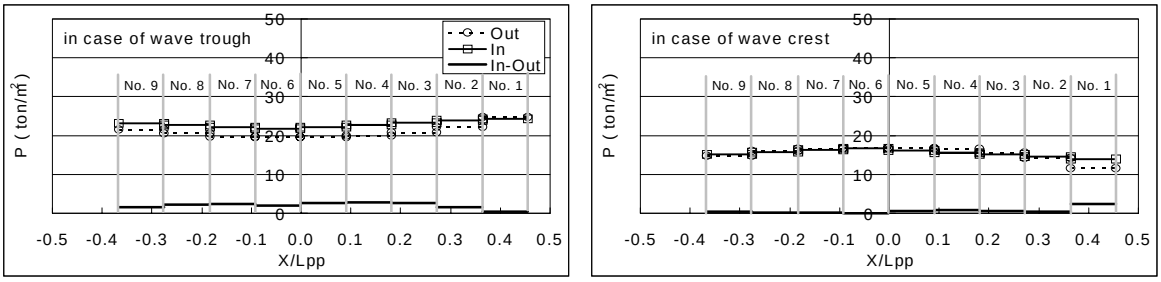
図 7(a)、(b)より、波の谷の場合、外圧と内圧は船首尾に近づくにつれ共に増加していくにもかかわらず、S.S.0.75L 付近において僅かな差ではあるが最大の内外圧差が生じている。一方、波の山の場合には、外圧と内圧は船首尾に近づくにつれ共に減少していくにもかかわらず、内外圧差は船長方向にほとんど変化がない結果となっている。また、向波中においては波の谷の状態の方が強度的に厳しい状態であることが分かる。

また、均等積付状態における内圧、外圧及び内外圧差の船長方向分布を図 8(a)、(b)に示す。均等積付状態においては貨物重量と静水圧が全長にわたりほぼ釣合っているため、内外圧の差は隔倉積付状態と比較して非常に小さな値となっていることから、二重底強度に対しては比較的余裕のある積付状態であるといえる。



(a) 波の谷の場合　　(b) 波の山の場合

図 7　外圧、内圧および内外圧差の船長方向分布（隔倉積付状態）



(a) 波の谷の場合　　(b) 波の山の場合

図 8　外圧、内圧および内外圧差の船長方向分布（均等積付状態）

3. 粒状貨物荷重の推定式について

ばら積貨物船の構造強度を正確に評価するためには、倉内荷重として加わる粒状貨物荷重の推定精度向上が不可欠である。しかしながら、粒状貨物はバラストなどの液体やコンテナなどの固体とは異なり、粒状貨物内部に働く圧力や粒状貨物が船体構造に与える圧力は複雑な分布となる。さらに、閉囲された貨物倉に積載され、船体が不規則に運動すると共に弾性変形するような場合はなおさらである。

そこで、海上技術安全研究所と共同で船倉模型による粒状貨物荷重の計測実験を行ない、実験結果などに基づき粒状貨物の静的および変動圧力を与える推定式を開発した。詳細は文献 4)を参照のこと。

3.1 実験の概要

標準的なケープサイズのばら積貨物船の約 1/20 縮尺の船倉模型を製作した。模型は図 9 に示すビルジホッパ斜板角度を 45 度、60 度、75 度および 90 度に変えた模型で、すべての模型の計測用側壁と反対側の側壁は底板に対して 90 度に統一した。実施した実験は下記のとおりである。

・静的圧力計測実験：各模型に水道水及び乾燥砂を積載して、静的圧力によって生じるパネルの歪応答を計測した。

・水平動揺実験：水平動揺試験装置を使用して水平動揺実験を行った。水平動揺は振幅±70 mm、周波数 0.6～0.7 Hz で加振した。

・静的傾斜実験：クレーンで模型端部を吊り上げ、模型を水平→+15 度→水平→-15 度→水平（計測は 5 度刻み）を 3 回繰り返して、静的傾斜実験を行った。

圧力計測点は図 9 の●印の位置とし、予め水道水に対する曲げ歪と圧力の相関を求めた上で、乾燥砂の曲げ歪応答を圧力に換算した。実験は乾燥砂を満載した条件と60%まで積載した条件の 2 通りで行った。実験に使用した乾燥砂の性状は別途試験を行い、平均粒径 d=0.38mm、安息角 ϕ_0=33 度、真比重量 γ_{s0}=2.67gf/cm^3、嵩比重量 γ_s=1.47gf/cm^3、間隙比 e=0.816、粘着力 c=33.7gf/cm^2、内部摩擦角 ϕ_i=41.3 度、塗装鋼板との壁面摩擦角 ϕ_w=30.0 度を得た。

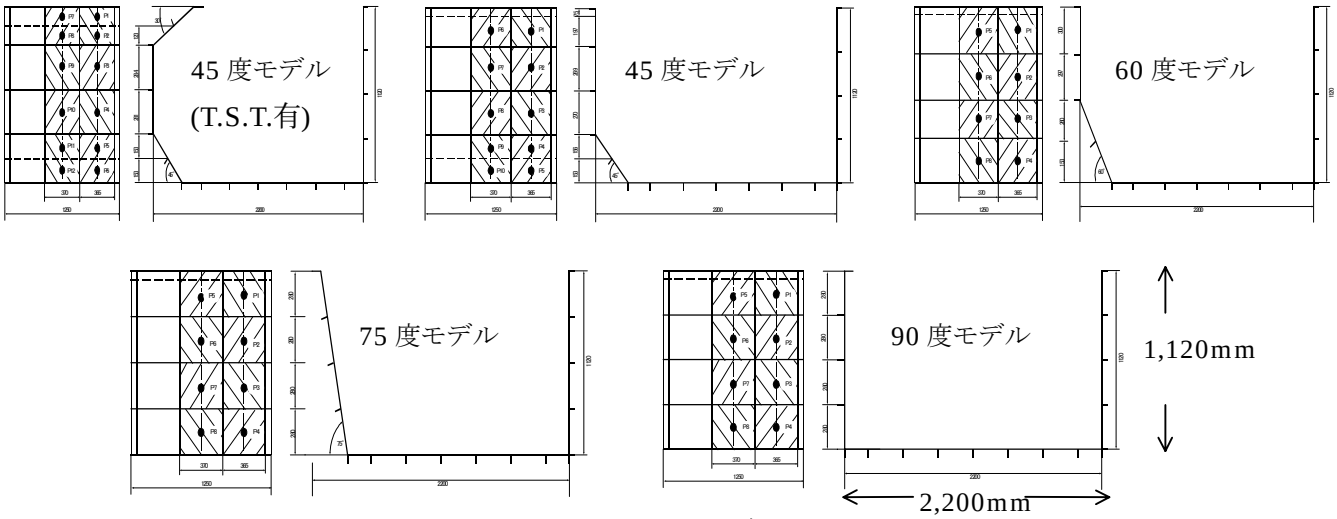


図 9 実験に用いた船倉模型

3.2 静的圧力推定算式

まず、静止土圧係数 K_0を算定すべく、K_0として下記に示す Jaky および Rankine の式を用いた場合と実験結果の比較を図 10 に示す。図 10 より、Jaky の式を用いたほうが Rankine に比べ実験結果に対して概ね安全側となる。

Jaky の式: $K_0=1-\sin\phi$

Rankine の式: $K_0=\tan^2(45-0.5\phi)$ ここで、ϕ は安息角

次に、ビルジホッパ斜板など任意の角度を有する板の圧力を求めるために、静止土圧係数 K_0と斜板の角度をパラメータとする見かけの静止土圧係数 K_C を次式で表わすこととした。

$$K_C = \cos^2\alpha + K_0 \sin^2\alpha$$ ここで、α は斜板の傾斜角

K_0に Jaky および Rankine の式を用いて上式により求まる Kc と現行規則の見かけの静止土圧係数および実験結果の比較を図 11 に示す。図中の横軸は壁面と水平面とのなす角度、縦軸は見かけの静止土圧係数である。□印は 60%積載、◇は Full 積載の実験結果である。図 11 より、傾斜角 60°に対する実験値にばらつきが見られるものの、全体的な傾向としては K_0に Jaky の式を用いた見かけの静止土圧係数が最も実験結果との相関が良い。以上より、静止土圧係数 K_0は Jaky の式を採用することとした。

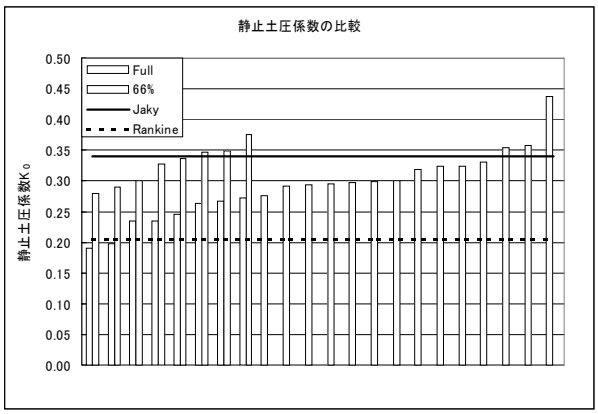


図 10 実験結果と静止土圧係数の比較

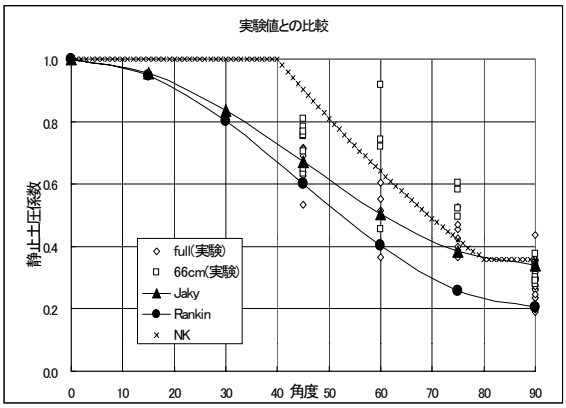


図 11 実験結果と見かけの静止土圧係数の比較

次に、貨物荷姿の上面が上甲板まで達するような比重の小さい貨物(Light cargo と呼ぶ。)の場合、壁面摩擦を考慮する Janssen 理論により導いた推定式 [5]を用いて貨物圧力を計算すると、内底板に加わる圧力はρghの約 80%～90%程度となる。壁面摩擦の影響は Janssen の推定式を適用することにより考慮できるが、算式が煩雑で実用的でない。そこで、壁面摩擦の影響は貨物の荷姿を修正することにより考慮することとした。図 12 に示すように、貨物の容積及び重量を変えることなく、トップサイドタンクを無視して均した荷姿を強度検討用の荷姿として提案する。この荷姿を用いてρghKc により求まる圧力と Janssen 理論による推定値の比較を図 13 に示す。図には荷姿を修正しない場合のρghKcの値も示す。図 13 より、船側及びビルジホッパ斜板部に加わる圧力に関しては、強度検討用の荷姿を用いることにより Janssen 理論による推定値を精度良く再現できる。また、内底板に加わる圧力は、Janssen 理論による推定値より若干高めの値を与える。これは、安全側の配慮から壁面摩擦による影響を荷姿の修正のみで考慮し、壁面摩擦による荷重分担を無視し、貨物の重量がそのまま直圧力として加わると仮定したことによる。

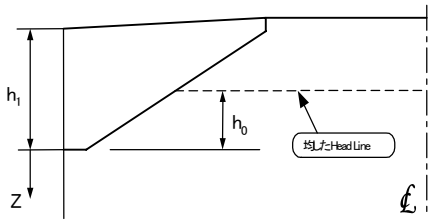


図 12 強度検討用の荷姿（Light Cargo）

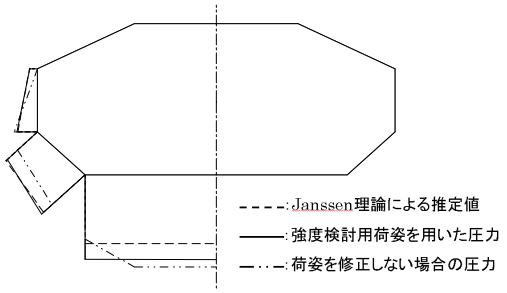


図 13 提案手法と Janssen の推定値の比較（Light Cargo）

一方、鉄鉱石などの積付高さが低く比重の大きい貨物(Heavy Cargo と呼ぶ。)に対しても、Light Cargo と同様に実際の荷姿を強度検討用の荷姿に修正することにより壁面摩擦の影響を考慮する。強度検討用の荷姿は、図 14 に示すように貨物の容積及び重量を変えることなく、安息角を実際の安息角の 1/2 にする修正する。この修正は船側外板位置における粒状貨物の圧力は積付高さに比例せず、より大きな圧力が加わっているとする山本・浦の研究結果 [6]等を参考に提案した。提案の荷姿を用いてρghKc により求めた圧力と Janssen 理論による推定値の比較を図 15 に示す。図には荷姿を修正しない場合のρghKc の値も示す。図 15 より、ビルジホッパ斜板部に加わる圧力は、荷姿を修正しない場合に比べ強度検討用の荷姿を用いることにより Janssen 理論による推定値に近づくが、Janssen の推定値より若干低目となっている。これは Light Cargo の場合と同様に均一に均した荷姿に修正することにより Janssen の推定値に合わせることは可能であるが、反面、内底板に加わる圧力が減少することを配慮し、内底板に加わる圧力を安全側に設定することを優先したためである。

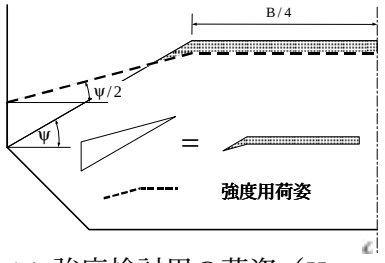


図 14 強度検討用の荷姿（Heavy Cargo）

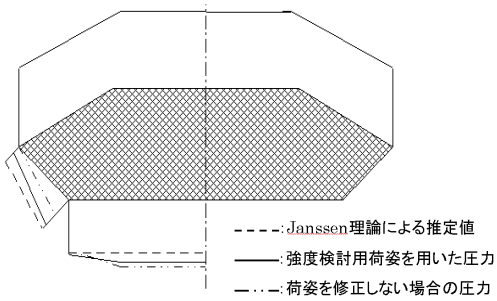


図 15 提案手法と Janssen の推定値の比較（Heavy Cargo）

このため、内底板に加わる圧力は Janssen 理論による推定値より高目の値を与える。内底板の圧力を Light Cargoの場合より安全側に見積もる理由としては、Heavy Cargoを均等積みする場合には荷姿の関係上、壁面摩擦の影響は小さく、ほとんどの荷重が内底板に加わることにも配慮したためである。

3.3 変動圧力推定算式

船体の並進および回転運動により、貨物には 6 種類の慣性力が生じるが、上記 2 で述べた 4 種類の設計規則波中において構造強度に支配的な加速度成分として、ピッチ及びロールの角加速度並びにヒーブによる上下方向加速度とロールによる左右方向加速度を考慮する。なお、左右方向の併進運動であるスウェイは直接荷重解析結果からほぼ無視できることを確認している。また、ロールによって生じる変動圧力は、角加速度成分とロールによる静傾斜成分に分けることができるが、前者は永元らの模型タンクでの実験 [7]から無視できると考えられるため、ロールによって生じる変動圧力は静傾斜分のみを考慮する。

3.3.1 上下方向加速度による粒状貨物の変動圧力

一般にホールド重心に一定の上下方向加速度が生じる場合、粒状貨物により生じる慣性力はその上下方向加速度に粒状貨物の質量を乗じた値よりも小さくなると考えられる。これは、粒状体の粒子はすべての粒子がお互いに完全密着しているわけではなく、粒子間に微妙な隙間がある場合にはすべてのエネルギーを伝達することはできないためと考える。そこで、粒状貨物の上下方向加速度による慣性力を実用的に推定するために、見かけの加速度を用いる。見かけの加速度は図 16 に示す倉本らの実船計測結果 [8]を参考に算定した。図 16 より、鉱石の変動圧はかなりのばらつきを有しているものの、全体的にみて鉱石の変動圧力は上下方向加速度の増加に対して1対1の対応をしていない。この傾向から、見かけの加速度を上下方向加速度の 75%と仮定し、上下方向加速度による変動圧力 ΔPv を次式で推定する。

$$\Delta Pv = 0.75 Kc\, \rho\, a_v h Kc$$

ここで、Kc は見かけの静止土圧係数、ρ は粒状貨物の嵩比重(t/m^3)、a_v は船体の上下方向加速度(m/sec^2)、h は貨物の積付け高さ(m)である。

3.3.2 水平方向加速度による粒状貨物の変動圧力

水平動揺実験結果によると、図 17 に示すとおり、水平加速度を受ける粒状貨物の変動圧力(定常状態)は液体貨物の約 10%程度の応答である。これより、構造強度に与える影響は小さいと考え、水平動揺による粒状貨物の変動圧力は考慮しないこととした。

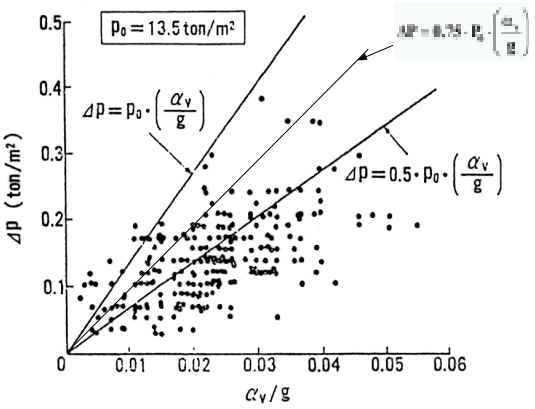


図 16 鉱石の変動圧力と上下方向加速度の相関
（倉本らの論文より抜粋）

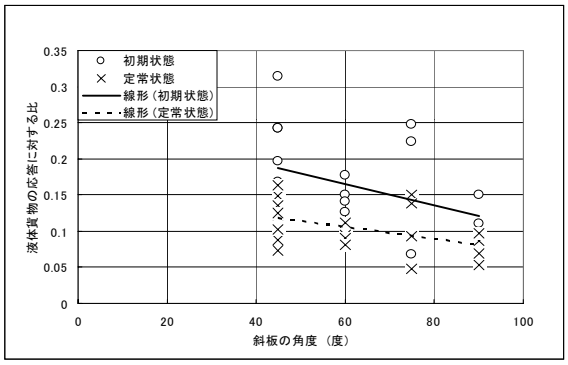


図 17 水平動揺による乾燥砂の変動圧力の
パネル傾斜角度の影響

3.3.3 静的傾斜による粒状貨物の変動圧力

満載状態の液体による傾斜静水圧（静的傾斜による静水圧の変動分）の推定に当たっては、図 18 に示す SR207 の B 法[9]が適用できる。ここで、粒状貨物に対する修正係数を C として SR207 の B 法を準用すると、粒状貨物の変動圧力 Δ Ph は次式で表せる。

$$\Delta Ph = \rho \cdot y_c \cdot g \cdot \theta \cdot C$$

ここで、ρ は粒状貨物の嵩比重(t/m^3)、y_c は船体中心から検討位置までの水平距離(m)、θ はロール角度(rad)である。

粒状貨物に対する修正係数 C は静的傾斜実験の結果を用いて設定する。Δ Ph (傾斜角度 15°)を実験の計測値、y_cを計測パネルまでの距離として、全てのパネルの係数 C を C= Δ Ph/(ρ y_cg θ)として求め、図 19 にプロットした。図の横軸はパネルの角度、縦軸は C の値である。図 19 より、C の値を Up(傾斜+15°)と Down(傾斜-15°)の変動値の平均とすると、C は約 0.25 程度となる。また、この値は角度によらず一定である。これより、液体の変動圧力と比較すると、粒状貨物の場合には左右方向の慣性力の約 75%が内底板などの壁面での摩擦力として分担されていると考えられる。ここで $a_t \approx g \cdot \theta$ より、ロール傾斜時の粒状貨物の変動圧力を次式で推定する。

$$\Delta Ph = 0.25\rho \cdot a_t \cdot y_C$$

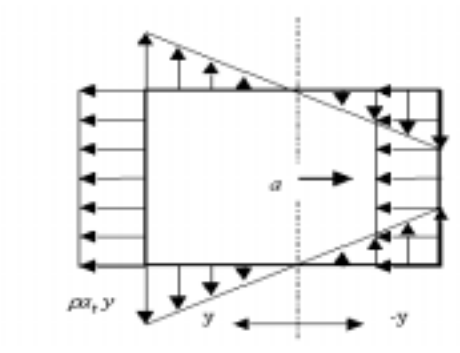


図 18　SR207 の B 法による変動圧力分布

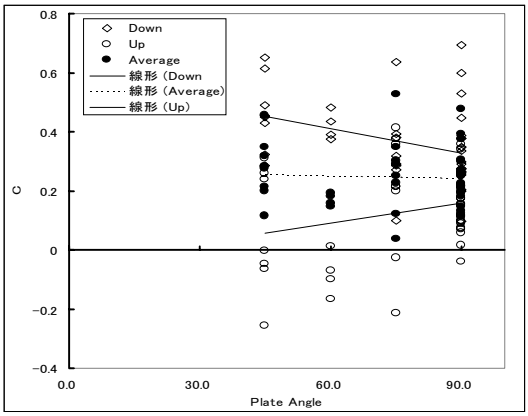


図 19　静的傾斜実験より求めた係数 C

4.　構造解析による設計荷重の検証

4.1 構造解析による設計荷重の検証手法

ケープサイズのばら積貨物船を試供船として、提案した簡易算式により求まる応力と現在最も精度が高いと考えられる手法により得られる応力の長期予測値を比較することにより、簡易算式の精度を検証する。ここで、簡易算式による応力とは、簡易算式で求まる波の山と谷（または、波上側 down と up）に対応する設計荷重の荷重差を図 20 に示すホールドモデルに負荷して得られる単位波高あたりの応力に簡易算式で求まる設計規則波毎の設計波高を乗じた応力をいう。また、応力の長期予測値とは、ストリップ法により得られる荷重を図 1 に示す全船モデルに負荷して得られる応力の時刻歴の最大値と最小値の差を応力の応答関数として直接求めた長期予測値をいう。

単位波高あたりの応力を求める際に使用した計算波高は両者とも 5m とし、長期予測の計算に際しては ISSC-1964 の波スペクトル（方向性分布：$\cos^2\theta$ ）及び IACS の波浪データ[10]（北大西洋、通年）を使用し、超過確率 10^{-8} に対応する値を用いた。

比較対象部材は図 21 に示す船体中央部、No.5、6 ホールドの間の主要構造部材とした。図 21 に示す記号は検討する構造部材の位置と対応付けている。また、比較検討を行う応力成分は、軸応力、せん断

応力及び船幅または船の深さ方向の直応力とし、それぞれ構造部材の記号の後に a、xy、y を付して区別している。ここで、隔倉積付状態においては No.5 ホールドが積付倉、No.6 ホールドが空倉であり、ヘビーバラスト状態においては No.6 ホールドがバラスト兼用ホールドである。

図 20 検討に用いたホールドモデル

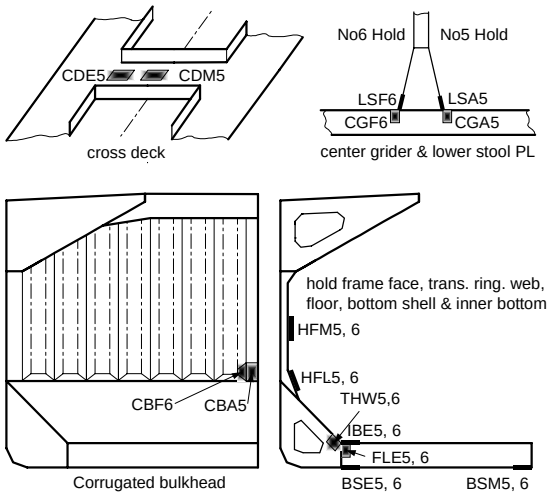


図 21 応力を算出した対象部材

4.2 構造解析による設計荷重の検証結果

隔倉積付状態に対して、設計規則波（L-180、L-0、R、P）毎に求められた簡易算式による応力の長期予測値に対する比率を図 22 に示す。

図 22 より、設計規則波（L-180、L-0、R、P）毎に求められた簡易算式による応力の内、いずれか最大の値は長期予測値を概ね良く再現していると考えられる。なお、長期予測値に対して一部過大または過小な比率となっている箇所もあるが、これらの箇所の応力は図 23 に示す通り比較的応力の低い箇所が多く、その差も最大で 25N/mm^2 程度と、ほとんどの箇所での誤差は 10N/mm^2 未満であること、さらに、静水中の応力を加えて比較するとその誤差は相対的に減少することから強度評価に与える影響は小さいと考える。

隔倉積付状態について支配的な設計波条件を考察すると、内外圧差が直接的に影響する二重底部材及び二重底の変形の影響を受けるホールドフレームに対しては、船体中央部において相対的に大きな内外圧差が生じる条件である設計規則波 L-0 または P が支配的波条件となっている。また、前後方向の荷重に影響を受ける横隔壁、下部スツール及び下部スツール近傍のガーダに対しては設計規則波 L-180 も支配的である。設計規則波 R はほとんど支配的な波条件とはなっていない。なお、ピッチングの影響を考慮した設計規則波 L-180 は、船長方向に一様の荷重分布となる設計規則波 L-0、P 及び R に比べて船首尾部のホールドにおいて相対的な影響度が大きくなる。

以上より、提案する設計荷重を用いることにより、各部の構造強度に支配的な荷重条件を陽な形で把握することが可能となり、さらに、応力の長期予測値とほぼ同等の値を実用上十分な精度で推定できることが確認される。

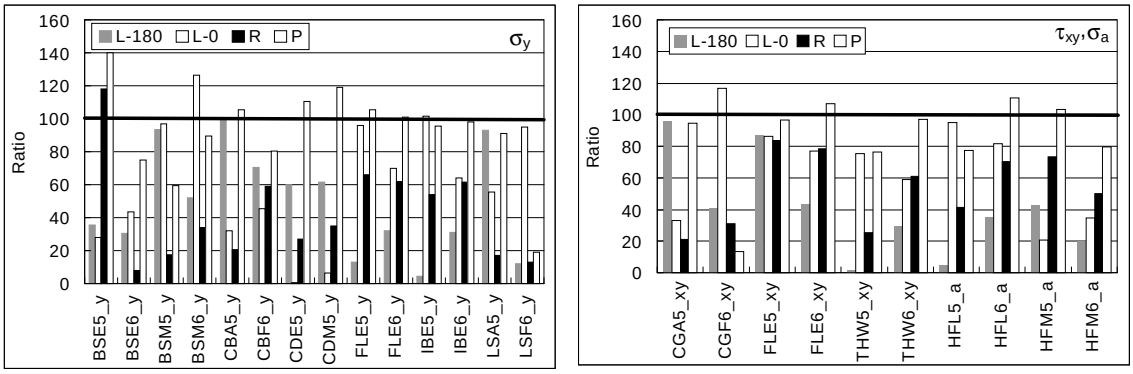


図 22 簡易荷重算式により求まる応力の長期予測値に対する比率

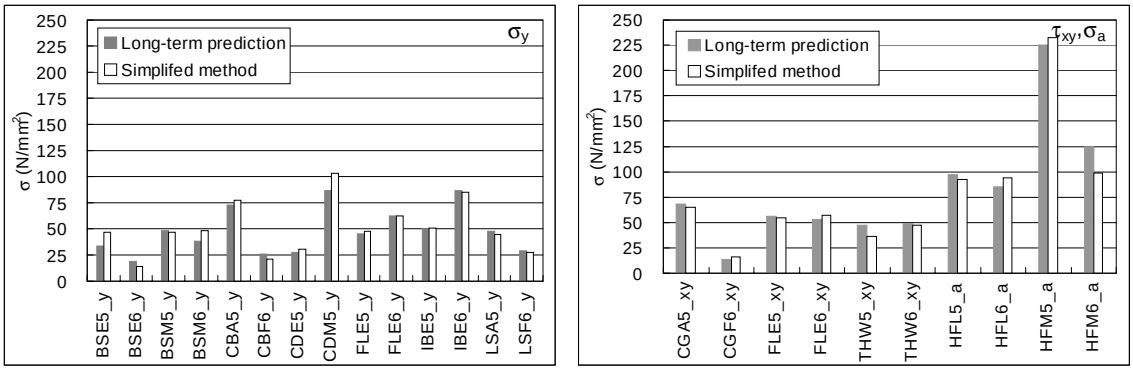


図 23 簡易荷重算式により求まる応力と長期予測値の比較

5. ばら積貨物船の腐食控除量

腐食控除量は、腐食進行を確率モデルにより同定した腐食進行推定プログラム並びにばら積貨物船における数十万点の板厚計測記録から各構造部材の腐食量を推定し、当該構造部材が曝される腐食環境を整理し、腐食環境毎の腐食量を評価することにより設定した。

5.1 板厚計測記録の評価および腐食量の推定

腐食量の推定は、DWT が 50,000 トン未満の場合と 50,000 トン以上の船舶に分けて実施した。倉内構造部材はエポキシ系塗料が施されたものを解析対象とした。なお、横置隔壁については、2 つの貨物倉の境界をなす構造部材であることから、2 つの貨物倉が塗装されているデータを抽出して解析を実施した。また、腐食控除量は 20 年間における腐食推定量に基づいた。確率統計量として推定される腐食量において、75％累積確率値を用いて腐食控除量を算定した。また、板厚計測記録には部材の切替えなどの影響も含まれているため、経年変化していないデータや極端なデータは除外した。腐食推定結果の一例を表 2 に示す。

5.2 腐食環境の整理

構造部材が曝される環境を、バラスト水環境、倉内環境、大気環境、海水環境などの環境、構造部材の位置、高温になる箇所と常温な箇所、荷役による影響の有無などを考慮しながら整理した。表 3 に環境整理の一例を示す。

5.3 腐食控除量

上記の板厚計測記録に基づいた腐食推定量に環境条件を考慮することで、腐食控除量を算定した。なお、直接強度計算で用いる構造部材の腐食控除量は、図面寸法が 0.5mm 単位であることから 0.5mm 単位に丸めた数値とした。また、腐食控除量は DWT50,000 トン未満とそれ以上で整理されているが、最

近ではDWTが50,000トンを超えるハンディサイズのばら積貨物船もあるため、ガイドラインでは船の長さによる分類(200m 未満か以上)とした。

表 2 DWT が 50,000 トン以上のばら積貨物船の倉内構造部材

構造部材名		貨物倉内構造部材の 20 年における累積確率 75%の腐食量の推定結果(mm)	ﾊﾞﾗｽﾄ倉内構造部材の 20 年における累積確率 75%の腐食量の推定結果(mm)
横置隔壁	上部	2.69	2.23
	中央部	2.58	2.89
	下部	2.81	2.09
ロワースツール		3.71	3.74
内底板		3.73	
ﾋﾞﾙｼﾞﾎｯﾊﾟﾀﾝｸ斜板		2.75	
ﾄｯﾌﾟｻｲﾄﾞﾀﾝｸ斜板		1.87	
倉内肋骨	上部	1.95	1.84
	中央部	2.24	1.80
	下部	2.42	1.85

表 3 各構造部材毎の腐食環境

構造部材		片面の環境	もう一方の環境
上甲板（TST 頂板）		大気暴露（水平）	TST 内環境（ﾊﾞﾗｽﾄ水及び高温多湿）
上甲板(Cross Deck)		大気暴露(水平)	貨物倉内空気
船底外板		海水	BHT 内環境又は二重底ﾀﾝｸ内環境(ﾊﾞﾗｽﾄ水及び常温多湿)
ﾊｯﾁｺｰﾐﾝｸﾞ		大気暴露（垂直）	倉内空気
TST 内縦通材、ﾄﾗﾝｽﾘﾝｸﾞ		TST 内環境（ﾊﾞﾗｽﾄ水又は高温多湿）	同左
BHT 内縦通材、ﾄﾗﾝｽﾘﾝｸﾞ、二重底タンク内部材ｶﾞｰﾀﾞ、ﾌﾛｱ、縦通材		ﾊﾞﾗｽﾄ区画内環境(ﾊﾞﾗｽﾄ水又は常温多湿)	同左
貨物倉内の肋骨・隔壁	上部	倉内貨物（貨物密度が小さい場合）又は倉内空気	同左 隔倉積みの場合、隔壁は倉内空気
	中央部	倉内貨物 倉内空気	同左 隔倉積みの場合、隔壁は、倉内空気
	下部	倉内貨物 倉内空気	同左 隔倉積みの場合、隔壁は、倉内空気
ロワースツール		倉内貨物+荷役等 倉内空気	高温乾燥空気
内底板、ＢＨＴ斜板		倉内貨物＋荷役等 倉内空気	ﾊﾞﾗｽﾄ区画内環境（ﾊﾞﾗｽﾄ水又は常温多湿）
TST 斜板		倉内貨物（貨物密度が小さい場合）又は倉内空気	TST 内環境(ﾊﾞﾗｽﾄ水又は高温多湿空気)

6. 強度評価

強度評価の際に用いる強度算式は、船種によって変わるものではなく、座屈・最終強度算式ともにタンカーに対して提案したものと全く同様である。

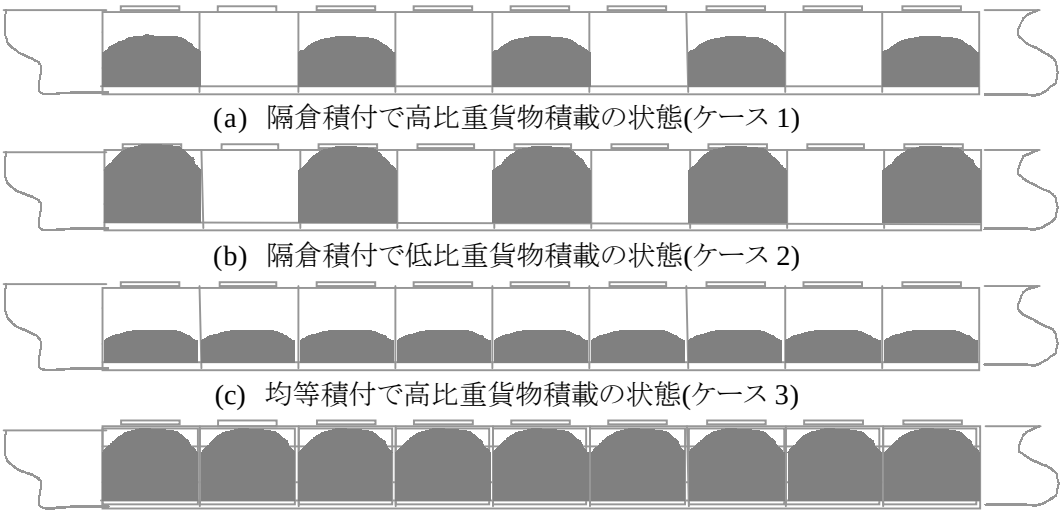
評価基準についても、基本的にはタンカーに対して提案した評価基準と同様である。すなわち、降伏強度、最終強度に関しては、航海状態では約2割の余裕を、港内荷役時および水圧試験状態では約1割の余裕を考慮して許容応力、最終強度判定値を設定した。座屈強度に関しては、航海状態では約1割の余裕を考慮して座屈判定値を設定した。

7. 直接強度計算ガイドラインの適用例

上記 2.～6.で述べた技術的背景に基づいて開発された直接強度計算ガイドラインをサイズの異なる複数隻のばら積貨物船に適用し、ばら積貨物船の構造強度に関する様々な知見を得ている。その中で、ばら積貨物船において強度的に重要と考えられるホールドフレームの構造強度特性について得られた知見の一部をここで紹介する。

7.1 解析条件

代表的なパナマックスサイズのばら積貨物船に対して、図 24(a)～(d)に示す 4 通りの満載積付状態で構造解析を行い、ホールドフレームの構造強度を詳細に調査した。ここで、図 24 における低比重貨物とは、図 25(a)に示すような貨物の積付高さが上甲板まで達するような比較的比重の小さい貨物を想定し、高比重貨物とは、図 25(b)に示すような鉄鉱石のように積付高さが低く、船側外板にまで貨物圧がかからないような比重の大きい貨物を示す。



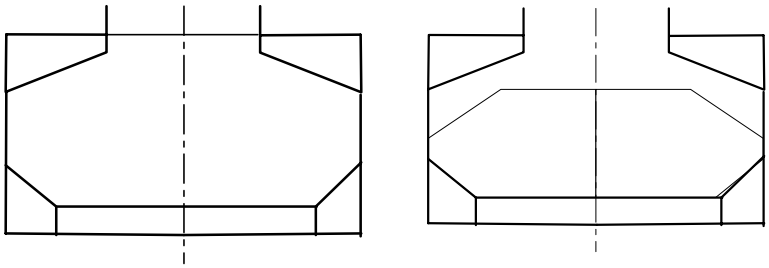
(a) 隔倉積付で高比重貨物積載の状態(ケース 1)

(b) 隔倉積付で低比重貨物積載の状態(ケース 2)

(c) 均等積付で高比重貨物積載の状態(ケース 3)

(d) 均等積付で低比重貨物積載の状態(ケース 4)

図 24 検討対象とした満載積付状態



(a) 低比重貨物　　(b) 高比重貨物

図 25 検討対象とした貨物の種類

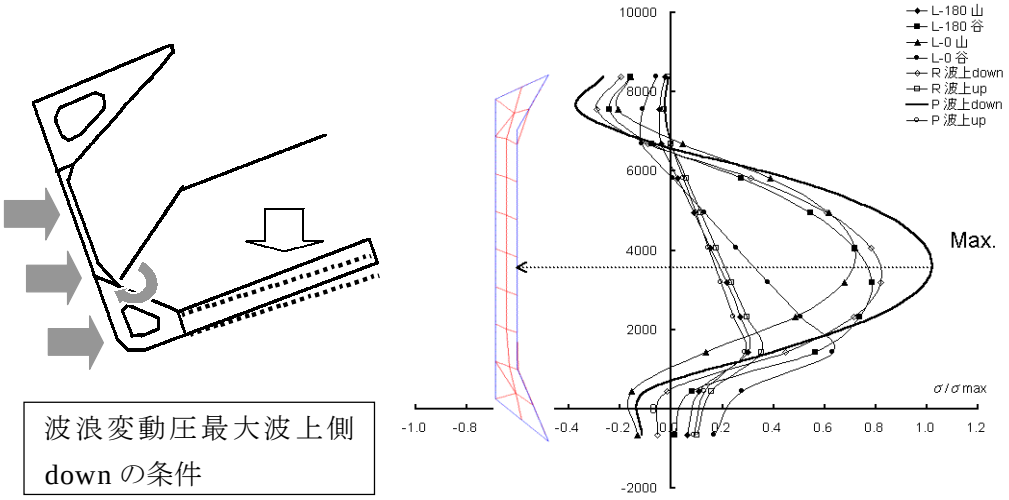
7.2 解析結果および考察

解析結果より、ホールドフレームに対して最も厳しい積付状態は、主要構造部材と同様、図 24(a)に示すケース1の積付状態であった。このケース1におけるホールド中央のホールドフレームのフェイスの軸応力の深さ方向分布を積付倉、空倉について、それぞれ図 26(a)、(b)に示す。

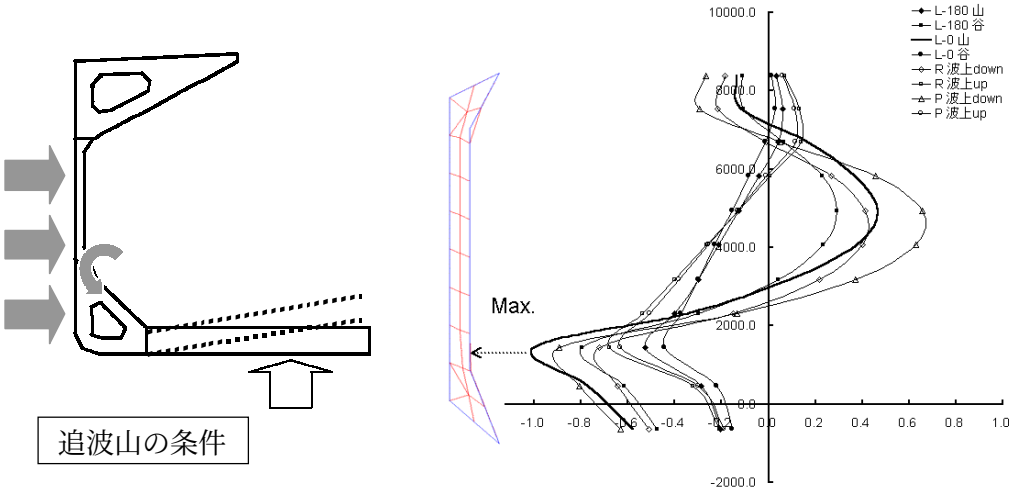
図 26 より、ホールドフレームに最大応力が発生する設計波条件は、積付倉では波浪変動圧最大波(P)

の条件であり、最大応力が生じる箇所はスパン中央部で、このときの応力は引張り応力となる。これは、図26(a)の左図に示すように、この条件下では大きな船側水圧がホールドフレームに作用するとともに二重底を下向きに押し下げる方向の差圧荷重が大きくなり、水圧による曲げモーメントと二重底の変形によって生じる曲げモーメントがスパン中央部で重なり合うためである。

一方、空倉では追波(L-0)の条件で最大応力が生じ、最大応力が生じる箇所はスパンの下部であり、このときの応力は圧縮応力となる。これは、図 26(b)の左図に示すように、この条件下では大きな船側水圧がホールドフレームに作用するとともに二重底を上向きに押し上げる方向の差圧荷重が大きくなり、水圧による曲げモーメントと二重底の変形によって生じる曲げモーメントがスパンの下部で重なり合うためである。



(a) 積付倉中央のホールドフレーム

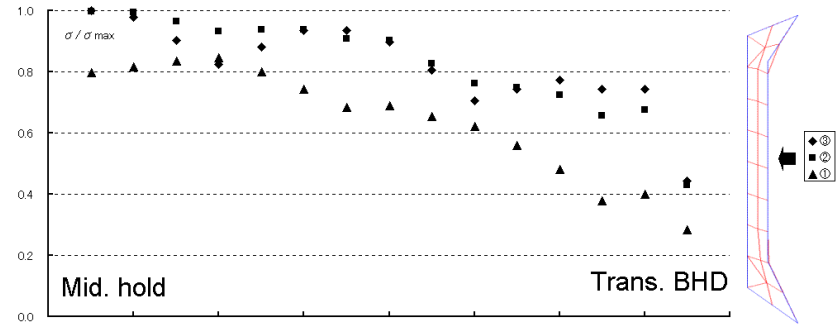


(b) 空倉中央のホールドフレーム

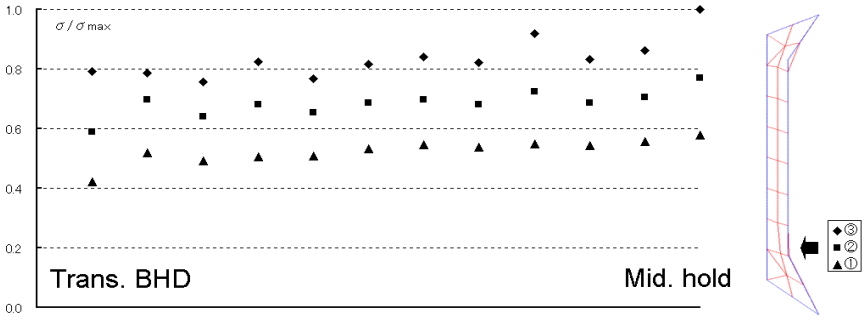
図 26 ホールドフレームフェイスの深さ方向の軸応力分布

次に、ホールドフレームフェイスの軸応力の船長方向分布について調査した。調査した箇所は、ホールドフレームの深さ方向において最大応力が発生する箇所とし、積付倉ではスパン中央部の3箇所を、空倉ではスパン下部の3箇所とした。これらの船長方向の応力分布を図27(a)、(b)に示す。図27より、積付倉、空倉共にホールドフレームの応力は、横隔壁に近づくにつれて低下する傾向にある。これは、横隔壁に

近づくにつれて二重底の変形量が小さくなり、二重底の変形によって生じる曲げモーメントが小さくなるためと考えられる。積付倉と空倉を比較すると、この傾向は積付倉のほうが顕著となっている。また、隣接フレームより応力が若干高くなる箇所があるが、この箇所はトランス材を有している断面であり、トランス材を有していない隣接フレームより相対的に端部の固着度が上昇したためであると考えられる。



(a) 積付倉の応力分布



(b) 空倉の応力分布

図 27 ホールドフレームの船長方向応力分布

さらに、ケース 1 の積付状態と他の積付状態の比較を行った結果について示す。図 28 はすべての積付状態の中でホールドフレームの応力が最大となるケース 1 の積付倉中央のホールドフレームの応力値を基準として、他のケースにおいてホールドフレームに生じる応力値の比率を示したものである。ここで、積付倉とは図 24 における奇数番の貨物倉を、空倉とは偶数番の貨物倉を意味する。図 28 より、積付倉のホールドフレームに対して最も厳しい積付状態は上述したとおりケース 1 であるが、次に厳しい条件は、ケース 3→2→4 の順となる。これは、積付倉に低比重貨物を積載する場合には、船側水圧を打消す方向に貨物圧が働くためである。

空倉のホールドフレームに対しては、船側に貨物圧が働かないケース 1、2、3 が同程度に厳しく、唯一船側に貨物圧が働くケース 4 が低い応力状態となっている。

なお、均等積付状態であるケース 3 と 4 において、積付倉と空倉のホールドフレームの応力が異なるのは、両者の寸法が異なる(空倉のホールドフレームの方が断面係数が大きい)ためである。

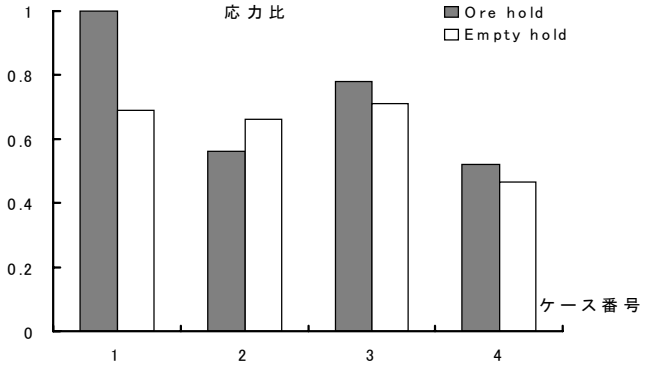


図 28 各積付状態毎のホールドフレームの応力比

以上の検討結果より、ホールドフレームの構造強度に関しては、積付状態（隔倉積付と均等積付）の違いよりも貨物比重（高比重貨物と低比重貨物）の違いのほうが構造強度に及ぼす影響が大きいことがわかる。但し、二重底強度に関しては、二重底に直接加わる垂直方向の内外圧差が強度に支配的となるため、貨物比重（高比重貨物と低比重貨物）の違いよりも積付状態（隔倉積付と均等積付）の違いのほうが構造強度に及ぼす影響は大きい。

なお、本検討結果は代表的なパナマックスサイズのばら積貨物に対して行ったものであり、あくまで検討対象船に限っての結果であることにご留意願いたい。

8. まとめ

荷重から強度評価までの広範囲な研究を行い、得られた研究成果を活用し、ばら積貨物船用の直接強度計算ガイドラインを開発した。

設計荷重に関しては、応力の応答関数を求めるための膨大な構造解析やストリップ法等の直接荷重解析を実施することなく、それらを実施して得られる応力の長期予測値と等価な応力を与えるパラメトリックな荷重算式を開発した。この荷重算式はタンカーに対して提案したものとほぼ同様の算式に定式化できた。これより、本設計荷重は船体形状が大きく異ならない限り、普遍的に適用できるものと考えられ、ダブルハルのばら積貨物船など実績の少ない船舶に対しても活用できるものと期待される。また、ばら積貨物船特有の荷重である粒状貨物荷重については、模型タンクを用いた粒状貨物圧計測実験を行い、これと過去に行われた実験結果や文献調査から、粒状貨物の静的および変動圧力推定のための実用的な荷重算式を開発した。最後に設計荷重を用いて構造解析を行い得られた応力と応力の長期予測値を比較し、設計荷重の妥当性を検証した。

腐食控除量に関しては、腐食進行推定プログラムおよびばら積貨物船における数十万点の板厚計測記録から各部材が曝される腐食環境を考慮した上で、ばら積貨物船用の腐食控除量を設定した。

次に、直接強度計算ガイドラインをサイズの異なる複数隻のばら積貨物船に適用し、ばら積貨物船の構造強度に関する様々な知見を得た。その中から、ばら積貨物船において強度的に重要と考えられるホールドフレームの構造強度特性について、得られた知見の一部を紹介した。貨物の荷姿を考慮した 4 種類の満載積付状態で構造解析を行い、ホールドフレームに生じる応力を詳細に調査した結果、ホールドフレームの構造強度に関しては、積付状態の違い（隔倉積付と均等積付）よりも貨物比重の違い（高比重貨物と低比重貨物）の方が、構造強度に及ぼす影響が大きいことが分かった。

参考文献

1) 重見利幸、朱庭耀：タンカーの主要構造部材に対する設計荷重の実用的設定法に関する研究 ー 第 1 報 設計海象、日本造船学会論文集、第 191、pp. 195-207、2002
2) 重見利幸、朱庭耀：タンカーの主要構造部材に対する設計荷重の実用的設定法に関する研究 ー 第 2 報 設計規則波及び設計荷重 ー、日本造船学会論文集、第 191、pp.209-220、2002
3) 重見利幸、朱庭耀：バルクキャリアの主要構造部材に対する設計荷重の実用的設定法に関する研究 、日本造船学会論文集、第 192、2002
4) 田中義照、佐久間正明、安藤孝弘、重見利幸、原田実、船越正泰：粒状貨物による倉内圧の実験的検討 -その 2- 粒状貨物荷重の設定法について、日本造船学会論文集、第 192、2002
5) 田中義照、佐久間正明、安藤孝弘：粒状貨物による倉内圧の実験的検討、日本造船学会論文集、第

186 号、pp.445-453、(1999)
6) 山本善之、浦環：鉱石ペレット積込み時に船倉壁面に加わる圧力分布、日本造船学会論文集、第 137 号、pp.196-201、(1975)
7) 永元隆一、福田昭三、船岡宏一郎、清家弥十郎、野原富安：船倉に作用する動的鉱石圧の研究、日本造船学会論文集、第 135 号、pp.215-228、(1974)
8) 倉本美男、川本要次、橋本州史、永元隆一：鉱石圧力の実船試験と設計荷重の考察、日本造船学会論文集、第 162 号、pp.276-283、(1987)
9) 日本造船研究協会 第 207 研究部会：船殻構造の強度評価と管理目標の定量化の調査研究、総合報告書、(1993)
10) IACS：Recommendations No.34, Standard Wave Data, June, 2000