

ピッチコネクトモーメントを受ける双胴船に対する 連結部フロア強度の簡易解析法について

正員 山田 安平* 正員 竹本 博安*

On simplified method to analyze the cross-deck floor strength of catamaran subjected to pitch connecting moment.

by Yasuhira Yamada, *Member*, Hiroyasu Takemoto, *Member*

Summary

A catamaran is often subjected to pitch connecting moment (PCM) when navigating in oblique sea. PCM is one of the important loads for the structural safety of a catamaran. With the wide spread of finite element analysis (FEA) system, most of the designer uses FEA for calculating structural strength of ships. However, in case of early stage of the ship design, finite element analysis is time consuming and costly expensive. So, simplified analysis is necessary in order to make repeated design analysis efficient, and to avoid errors that may occur in refined and complex analysis. This paper proposes the simplified formula to calculate the strength of cross-deck structures. In this method superstructure is not accounted for, and twin hull is treated as rigid. The simplified method was applied to two types of models. One is of 16m real catamaran and the other is 32m box-type simple catamaran. To validate the accuracy of the simplified method, three dimensional finite element analysis was conducted with FE-models of both ships. The results of simplified analysis and that of FEA was compared and it shows fair agreement. Moreover, to investigate the effect of load distribution, sinusoidal loads and concentrated four points-loads was loaded to the box-type catamaran. By comparing these results, it is found that sinusoidal load is recommended for PCM analysis to avoid the stress concentration.

1. 緒 言

1.1 背景

近年、技術の進歩や社会的背景から、高速双胴船の需要は増大しており今後もこの傾向は続く予想される。一方、高速双胴船に対する我が国構造安全基準は、単胴船に対する高速船構造基準を準用しつつ個別に対応しているのが現状であり、早急な基準整備が課題となっている。このような背景の中、(社)日本造船研究協会第47基準研究部会(RR47)のもとに高速双胴船WGが設置され、高速双胴船に対する構造基準策定のための検討が行われた。本研究の

*海上技術安全研究所 輸送高度化研究領域

原稿受理 平成14年1月10日
春季講演会において講演 平成14年5月15, 16日

一部は、上記作業の一環として行われたものである¹⁾。

1.2 研究の目的

双胴船は、波浪中航走時に、双胴船特有の荷重を受けることが知られている²⁾。その中でも特に、斜め波航走時に左右のデミハルの逆位相のピッチングにより生ずるピッチコネクトモーメント(以下「PCM」という。)は、左右の船体を結合する双胴船連結部の構造強度上非常に重要な荷重である。PCMに対する強度計算は専らFEMを用いて直接計算されることが多いようである。しかしながら、FEMモデル作成に要するコストを考慮すると、設計初期段階やルールの部材寸法式作成においては、簡便な方法で応力レベルを把握するための簡易計算法の必要性は比較的高いと言える。Heggelund³⁾らは、双胴船に作用する各種荷重に対する

系統的な FEM 全船一体解析を行っているが、連結部の構造強度については触れていない。また、同じく Heggelund⁴⁾らは、横曲げモーメント（いわゆる股裂きモーメント）に対する全船解析を行い多くの知見を得た。また、Yamamoto⁵⁾らは、波浪貫通型双胴船の全船 FEM 解析を行い、上部構造物が構造応答に与える影響を定量的に評価したが、連結部フロアの強度については触れていない。このように双胴船の FEM 解析に関する文献は多数あるが、PCM に対する構造応答を扱った研究は非常に少ない。そこで、本研究では、まず長さ 16m の実双胴船舶の FEM モデルを用いて PCM 解析を行い、双胴船連結部の PCM に対する基本的構造応答を考察した。その上で、ルール算式策定のために、計算の簡便さに重点を置き、PCM 作用時の双胴船連結部フロア強度簡易算式を提案し、FEM 計算との比較計算結果を示すことによって、その有効性を明らかにした。本研究では、簡単のため、上部構造の影響がない双胴船を対象とした。上部構造を考慮しない解析は、精度が低下するが、捻りに抵抗する連結部縦断面積が減少するので、連結部の構造強度的には安全側と考えている。上部構造の影響を考慮した解析法については今後の検討課題としたい。

2. 強度部材の特定

2.1 FEM 解析

PCM に対する基本的知見を得るとともに、強度部材を特定するため、 $L \times B \times D = 16\text{m} \times 7.4\text{m} \times 2.9\text{m}$ のアルミニウム合金製実双胴船の PCM 作用時の FEM 解析を行った。FEM モデルは、外板、甲板及び隔壁等をシェル要素で、桁材及び開口部フェースをロッド要素でモデル化した。節点数及び要素数は、それぞれ約 6000 点及び約 8500 要素である。FEM モデルを Fig. 1 に示す。解析は、汎用 FEM 解析ソフト MSC/NASTRAN を用いて、線形静解析を行った。本研究では、ルールで規定される PCM 値に対する連結部の構造強度計算が目的である

ことから、PCM 設計荷重・分布としてルールで採用されている 4 点式荷重 (Fig. 2(a)) を用いた。ルールの荷重算式は、次式で与えられている。

$$M_p = \frac{\Delta \cdot a \cdot L_{pp}}{8} \quad (1)$$

ここで、 Δ は船舶の排水量、 a は航行区域によって決まる船首上下加速度、 L_{pp} は垂線間長である。本研究では、全ての解析において $a=1.0$ として設計荷重を与えた。一方、荷重分布については、Kyyro²⁾らの模型実験結果を踏まえ、Sin 波状の荷重分布 (Fig. 2(b)) を用いて、荷重分布形状が与える影響を考察した。上記 M_p を Sin 波で与える場合は、等価モーメントとなるよう、 $F(x) = A \sin\left(\frac{2\pi \cdot x}{L}\right)$ を船底に与えた。ただし、 $A = \frac{2\pi \cdot M_p}{L^2}$ 、 $L=16000$ とした。

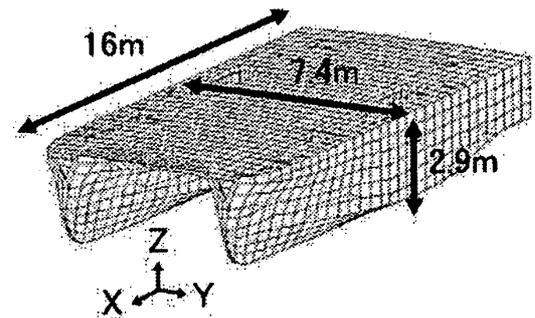


Fig. 1 双胴船 FEM モデル

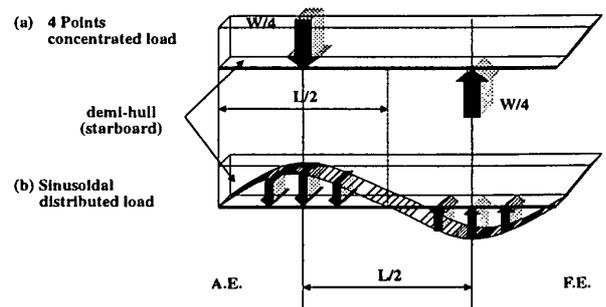


Fig. 2 デミハル船底に与えた荷重

ここでは、Sin 波状荷重分布を与えた時の結果を示す。変形図を Fig. 3 及び Fig. 4 に、連結部フロアの応力コンター図を Fig. 5 に示す。Fig. 5 より、連結部の各フロアのセンターライン付

近に高い剪断応力が生じていることがわかる。特に、船首（尾）端の横隔壁のセンターライン付近に最も高い剪断応力が発生しており、第一の強度部材は、船首（尾）端の横隔壁であると言える。4点集中荷重においても同様の傾向が確認された。各フロア中央部（センターライン付近）の最大剪断応力のX方向（船長方向）分布をFig. 6に示す。これより、船体中央から離れるほど応力値が大きくなっていることが分かる。これは、PCMの回転中心から離れるほどPCMによる変形量が大きいことによると考えられる。また、船首（尾）隔壁以外にも船尾から0.25L及び0.75L付近で極大値を形成していることが分かる。これは、Fr. 4, Fr. 20及びFr. 24に横隔壁があるためであることが分かった。これらの横隔壁は船底からの荷重を連結部に伝達するとともに、フロア両端の回転変形を拘束していると考えられる。

MSC/PATRAN Version 9.0.20 - Apr - 00 19:22:13
Deform: TORSION01, Static Subcase: Displacements, Translational

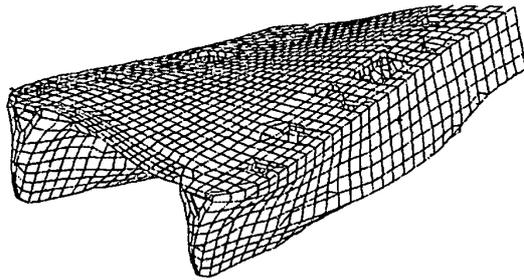


Fig. 3 全体変形図

MSC/Patran 2001 r1a 18-Dec-01 13:47:58
Deform: TORSION01, Static Subcase: Displacements, Translational

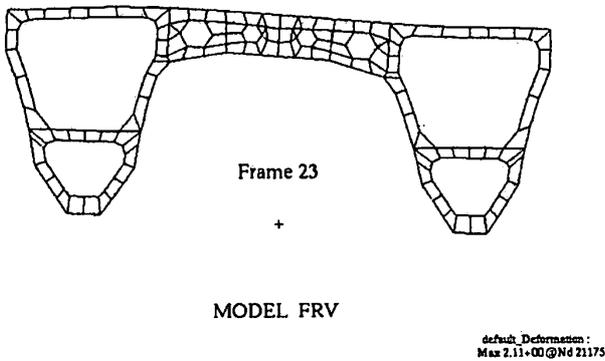


Fig. 4 横断面 (Fr.23) 変形図

default_Deformation :
Max 2.11e-03 @ N6 21175

連結部船尾端横隔壁の変形状態及び主応力分布を合わせてFig. 7に示す。Fig. 7の応力状態より、フロア中央部（中心線付近）では剪断応力（ σ_{xz} ）が支配的で、フロア端部では曲げ応力（ σ_y ）が支配的であることが分かる。また、Fig. 7の変形状態より、フロアが全体的に回転していることが分かり、上記応力状態と合わせて考慮すると、フロアは、面内曲げと面内剪断を受けつつ、剛体回転していることが分かる。他のフロアについても同様の状況を確認した。

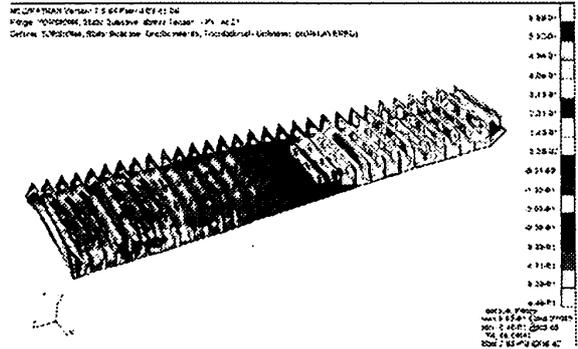


Fig. 5 連結部 (Wet-Deck 及び Floor) の剪断応力分布

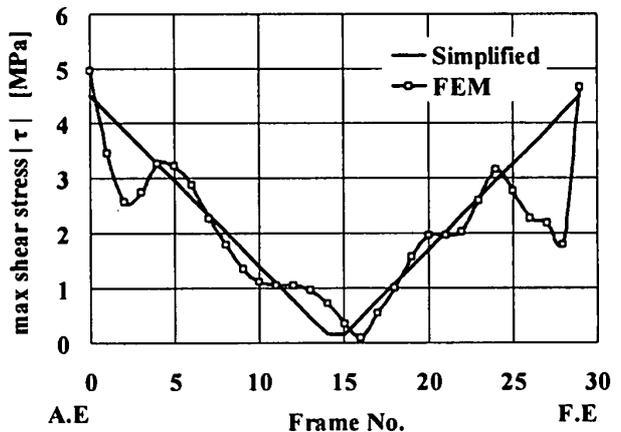


Fig. 6 連結部フロアの剪断応力分布

MSC/Patran 2001 r1a 05-Jan-02 14:09:41
Tensor: TORSION01, Static Subcase: Stress Tensor, At 22
Deform: TORSION01, Static Subcase: Displacements, Translational (NON-LAYERED)

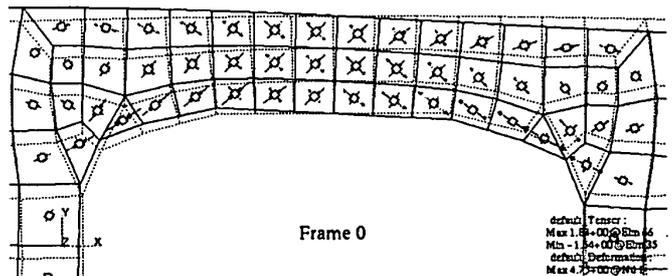


Fig. 7 連結部船尾端横隔壁の主応力分布図

default Tensor :
Max 1.88e+00 @ E26 46
Min -1.84e+00 @ E26 25
default_Deformation :
Max 4.75e-02 @ N6 6

Fig. 7をもとに、フロアの変形状態を模式化すると、Fig. 8(a)のようになる。Fig. 8(a)は、同図(b)と(c)の重ね合わせと考えられる。すなわち、フロアは、まずデミハルの変形によって、両端に鉛直方向逆向きの剪断力を受け、その結果、フロアの両端にX軸回りの曲げモーメント (M_x) を生ずる (Fig. 8(b))。当該曲げモーメントは、デミハルのX軸回りのねじり剛性によって受け持たれており、両端が ϕ 傾いたところで釣り合う (Fig. 8(a))。フロア両端部の剪断力は、デミハルによって受け持たれていると考えられる。

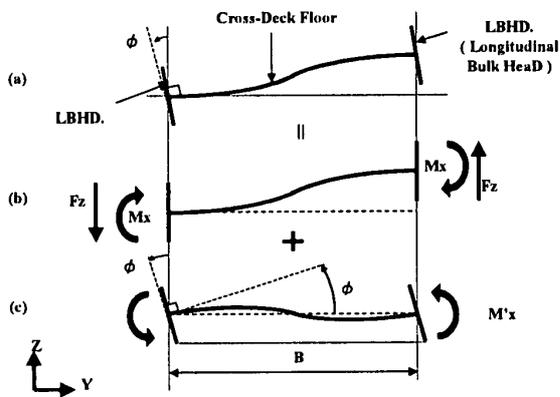


Fig. 8 連結部フロアの変形模式図

3. 簡易解析法

3.1 簡易解析モデル

前節の FEM 解析を踏まえ、面内曲げ及び面内剪断を受ける連結部横隔壁及びフロアを梁要素にモデル化した。また、連結部縦通隔壁を含むデミハルは十分剛であると仮定して剛体要素にモデル化し、Fig. 9のような梯子型モデルを考案した。なお、フロアの面外変形の影響は小さいとして無視した。今、 n 枚のフロア (前後端隔壁を含む。) より成る長さ L の連結部が双胴船に作用する PCM により連結部両舷の縦通隔壁が Y 軸回りに θ [rad] だけ回転したとする。 L は連結部全体の長さで、連結部船首端隔壁から連結部船尾端隔壁までの距離とする。このとき、連結部中の任意のフロア i にかかる鉛直方向のせん断力 F_i は、両端固定梁の

両端に作用する剪断力 (F_i) と変形量 (v) の関係より、

$$F_i = k_i v = k_i (2 \cdot Z_i) \approx -\frac{24EI_i \cdot L_i^6}{B^3} \quad (2)$$

となる。ただし、 B はフロアの船側方向長さで、連結部両舷の縦通隔壁間の距離とし、船の全長に渡って一様とする。また、 Z_i は片舷における当該フロアの鉛直方向変位、 L_i は連結部の中央 ($L/2$) から当該フロアまでの水平距離、 I_i は当該フロアの上下甲板の有効幅を考慮した断面二次モーメントとする。また、 E はフロアのヤング率とし、連結部幅 B は、連結部の全長に渡って一様と仮定する。また、 Z_i 及び θ の変形量はいずれも微小であると仮定する。

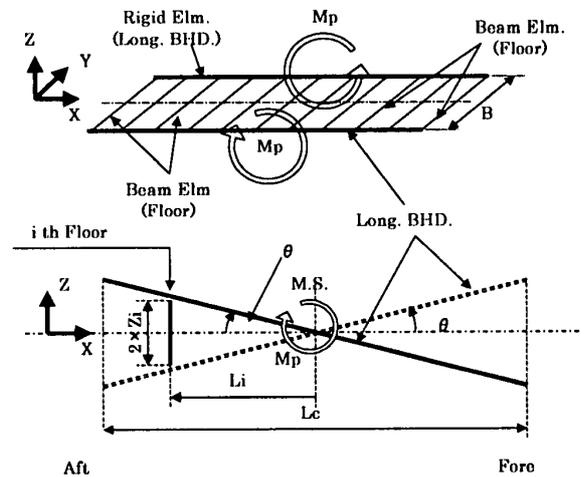


Fig. 9 双胴船連結部簡易解析用モデル (梯子型モデル)

このとき、剪断力 F_i による抵抗モーメント M_i は、

$$M_i = F_i L_i = \frac{24EI_i \cdot L_i^2}{B^3} \theta = K_i \theta \quad (3)$$

となる。ただし、 $K_i \equiv \frac{24EI_i \cdot L_i^2}{B^3}$ とする。したがって、

船首から船尾までの全てのフロアによる合抵抗モーメントが M_p と釣り合うことより次式が成り立つ。

$$\begin{aligned} M_p &= K_1 \theta + K_2 \theta + K_3 \theta + \dots + K_{n-1} \theta + K_n \theta \\ &= \sum_{j=1}^n (K_j) \cdot \theta = \frac{24E}{B^3} \sum_{j=1}^n (I_j L_j^2) \cdot \theta = J \theta \quad (4) \end{aligned}$$

ここで、 J は連結部縦断面の捻り剛性を表すものとする。

これより、剛体梁の回転角は、

$$\theta = \frac{B^3}{24E \sum_{j=1}^n (I_j \cdot L_j^2)} M_p = \frac{M_p}{J} \quad (5)$$

となる。回転角が求めれば、各フロアにかかるせん断力は、

(1)式より、

$$F_i = \frac{I_i \cdot L_i \cdot M_p}{\sum_{j=1}^n (I_j \cdot L_j^2)} \quad (6)$$

となる。したがって、 i 番目のフロアに生ずる最大剪断応力は、次式で与えられる。

$$\tau_{\max} = \alpha \cdot \frac{F_i}{A_{web}} = \frac{\alpha \cdot I_i \cdot L_i \cdot M_p}{A_{web} \sum_{j=1}^n (I_j \cdot L_j^2)} \quad (7)$$

ここで、 α は梁断面の最大剪断応力と平均剪断応力の比であり、I型断面の場合は $\alpha \approx 1.0$ であることが知られている⁶⁾。また、 A_{web} はフロアのウェブの断面積である。(5)式より、 J が大きいほどPCMに対する連結部全体の捻り強度が大きいと言える。また、 i 番目のフロア両端における曲げ応力の最大値はフロア角部で生じ、最大曲げ応力 σ_b は次のようになる。

$$\sigma_b = \frac{M_i}{Z_i} = \frac{F_i B}{2Z_i} = \frac{B \cdot L_i \cdot M_p}{D \cdot \sum_{j=1}^n (I_j \cdot L_j^2)} \quad (8)$$

ただし、 Z は、フロア両端部における断面係数とし、 D は当該フロアの深さで、連結部両舷の縦通隔壁の交差部における深さとする。以上より、PCM設計値 (M_p) が与えられれば、フロアの強度を計算することができる。

4. 簡易解析モデルの妥当性の確認

4.1 箱形双胴船モデル

簡易解析法の解析精度を検証するに際し、荷重付与や応力分布確認の上で取り扱い易く、かつ、より高精度な検証

を行うために、Fig. 10のような箱形双胴船モデル (BOXモデル) を対象として比較計算を行った。排水量 (Δ) = 100ton、 $L \times B \times D = 32\text{m} \times 6\text{m} \times 3\text{m}$ 、肋骨心距 (s) = 1 m とし、各フレームに連結部フロア及びデミハル横隔壁を配置した。簡単のため、フロア開口部は省略し、板厚は一様に 4mm とした。荷重は、PCM (M_p) = $\Delta/4 \times L/2 = 400$ [Ton-m] を、4点集中荷重及び Sin 波状分布荷重でそれぞれ与えた。また、デミハルの剛性影響を見るために、デミハル部板厚を 4mm から、8mm、12mm、16mm 及び 40mm と変化させた場合の定性的影響を考察した。

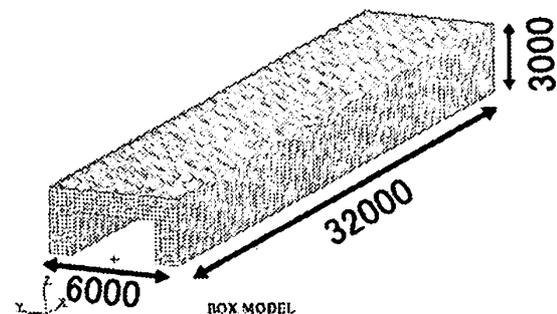


Fig. 10 箱形双胴船モデル

4.2 荷重分布影響

FEM 解析で 4点集中荷重と Sin 波状分布荷重を負荷した場合の連結部フロア最大剪断応力の船長方向分布を Fig. 11 に、連結部両舷の縦通隔壁の鉛直方向変形量を Fig. 12 に示す。Fig. 11 より、4点集中荷重により、連結部の荷重点付近に応力集中が生じるとともに、連結部端部での応力値が下がっていることが分かる。これは、連結部前後端の強度安全性の観点からは危険側の値であり、このような応力集中が生じないように、全体荷重をかける必要があると考えられる。ここで、4点集中荷重負荷時に、デミハル剛性が連結部フロア応力に与える影響を考察するため、デミハルの板厚を変化させた解析を行った。応力分布を Fig. 13 に示す。Fig. 13 より、4点集中荷重は、デミハルがかなり剛で

ある場合には、Sin 波状分布荷重に近づいていくことが分かる。しかし、デミハルの板厚を3倍(12mm)としても、荷重負荷位置(0.25L)での応力が、連結部端部(0L)での応力と同程度になっており、荷重分布影響が顕著に表れていることが分かる。

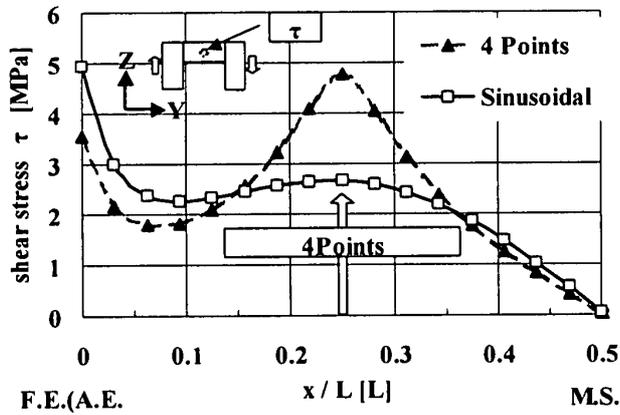


Fig. 11 連結部フロア剪断応力の船長方向分布 (箱形双胴船の場合)

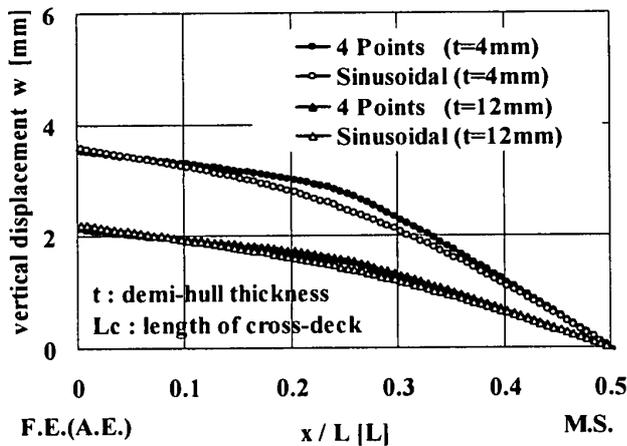


Fig. 12 連結部縦通隔壁の変形量 (箱形双胴船)

また連結部フロア強度上最も重要な端部隔壁の応力を見ると、4点集中荷重は、Sin 波状分布荷重に比べ、応力値で20%程度過小評価する結果となり構造安全性上危険側であることが指摘できる。以上のことから、PCM に対する連結部構造強度解析にあたっては、少なくともルールで規定される4点集中荷重より、例えばSin 波状のような分布荷重の方が適当であると考えられる。

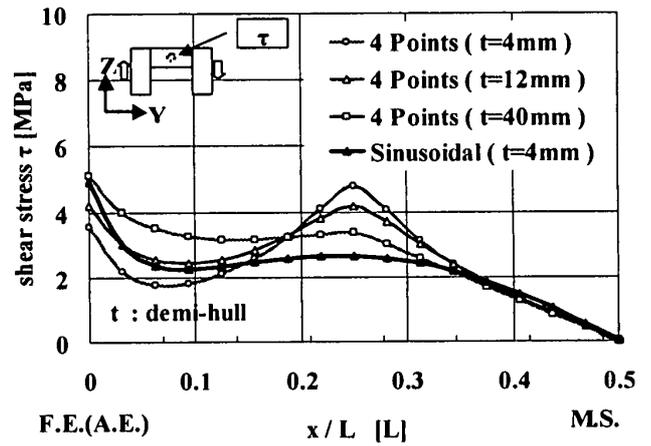


Fig. 13 連結部フロア剪断応力の船長方向分布 (箱形双胴船の場合)

4.3 デミハル剛性影響

次に、デミハル部剛性が連結部構造強度に与える影響を見るために、Sin 波状分布荷重を用いて、デミハル板厚を8mm、12mm及び16mmと変化させて解析を行った。フロア中央部のX方向剪断応力分布をFig. 14に、フロア端部の曲げ応力をFig. 15に示す。Fig. 14より、剪断応力分布は、デミハル剛性を変えても大きく変わらず、剛性の影響は比較的小さいと言える。一方、Fig. 15より、曲げ応力については、デミハル剛性の増加に伴い応力値も増加しており、剛性の影響は大きいと言える。連結部船首(尾)端の応力値は、板厚比の約1/2乗倍に比例して増加していた。これは、曲げ応力の方が、剪断応力に比べ発生部位がデミハルに近く、フロア両端の境界条件の影響を大きく受けるためと考えられる。

4.4 簡易解析法とFEM解析結果の比較

Fig. 14より、剪断応力について、簡易解析結果は、FEM解析結果とほぼ同様の応力レベルであり、比較的良好に推定できていると言える。特に、最も高い応力の発生する船首(尾)端においては、良く一致している。また、簡易解析結果は、デミハルの剛性が高くなるほど、FEM解析結果に近づいていることが分かる。Fig. 15より、曲げ応力につ

いては、簡易解析結果がかなり高い値となっている。これは、簡易解析においては、安全側を考慮して、フロア両端の境界条件を固定端と仮定しているからであり、より高精度な推定のためにはフロア両端の回転を考慮した改良が必要である。しかし、FEM 解析を行うコストを考慮すると、簡便な方法で応力レベルを確認する目的には有効と考えられる。これまでの箱形双胴船を対象とした比較計算により、本簡易算式は、デミハル剛性が十分な場合は比較的良好に適用可能であることが確認できた。次に、本算式をFig. 1の16m型の実双胴船に適用した場合の連結部フロア応力の比較をFig. 6に示す。Fig. 6より、本解析法は、実双胴船においても、比較的良好に応力レベルを推定できることが分かる。

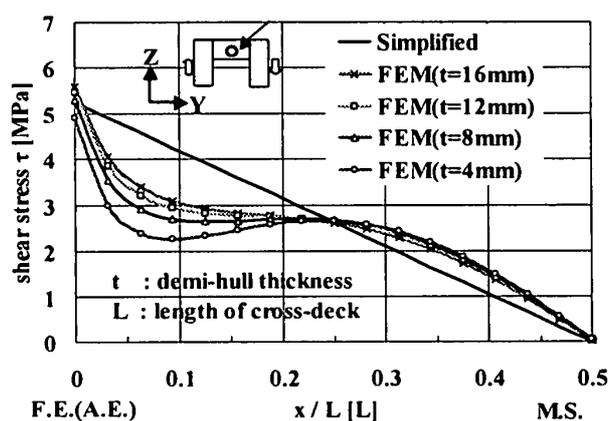


Fig. 14 連結部フロア剪断応力分布の比較
(箱形双胴船の場合)

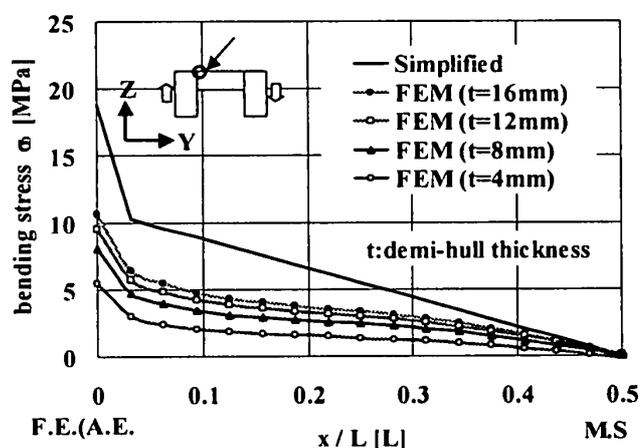


Fig. 15 連結部フロア曲げ応力分布の比較
(箱形双胴船の場合)

しかし、横隔壁を有するFr. 20、Fr. 24及びFr. 29付近で、推定値がFEM解析結果より低めの応力値を与えていることが分かる。簡易計算法は、フロア両端固定条件により安全側の値を与えるはずであるが、そうっていない。これは、本解析法が、全てのフレームにおいて、デミハル横隔壁が配置されていると仮定していることによると考えられる。すなわち、簡易計算法では、デミハルの横隔壁がないフロアにおいても高めの曲げ剛性を与えるので、(4)式の捻り剛性 J の値は実際より大きく推定され、したがって、(5)式より、回転角度 θ は実際より小さくなる。したがって、横隔壁のあるフロアの両端変位が実際より小さくなることにより、応力を過小評価していると考えられる。試みに、横隔壁の配置が与える影響を見るために、箱形双胴船モデルにおいて、デミハルの横隔壁を4フレーム毎に配置したモデルでFEM解析を行った。荷重は、Sin波状分布荷重とし、前述の箱形双胴船解析結果と比較した結果をFig. 16に示す。Fig. 16より、デミハルに横隔壁のないフレームで連結部フロアの応力が低くなる一方、横隔壁のあるフレームでは、その逆に応力が高くなっていることが分かる。そこで、これらの極大値をより精度良く推定するために、デミハルに横隔壁のないフレームの端部境界条件を定性的に考慮した場合の簡易計算を行った。解析結果をFig. 17のver. 2に示す。

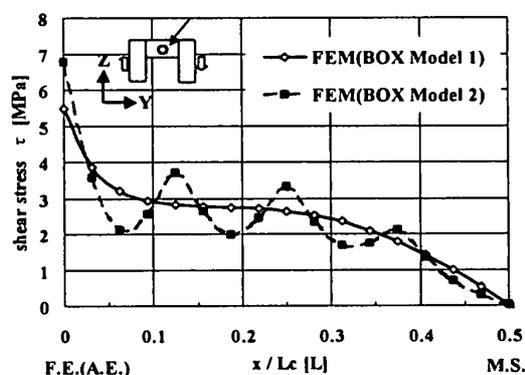


Fig. 16 デミハル横隔壁の影響 (箱形双胴船の場合)

ver. 2 では、簡単のため、デミハルに横隔壁のないフレームのフロアにおいて、(3)式の K_i を3割減とした。Fig. 17より、デミハルに横隔壁のないフロア両端の境界条件を考慮した解析手法により、応力の極大値を良好に推定できるであろうことが分かった。このフロア剛性の減少割合は、デミハル横断面の幅、深さ及びデミハルの横肋骨の深さ等を考慮して決定すべきであり、今後の検討課題としたい。

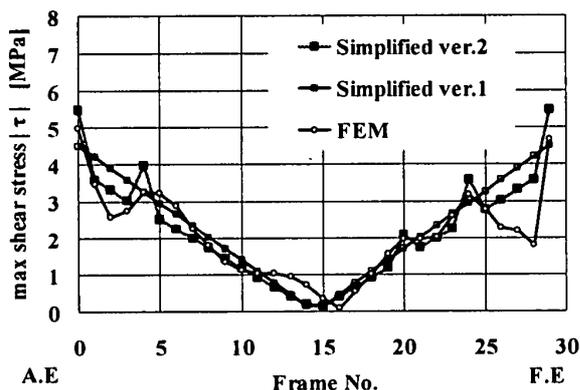


Fig. 17 連結部フロア剪断応力分布の比較

(16m 実双胴船モデルの場合)

5. 結 言

PCM が作用したときの双胴船連結部強度解析を行い、以下のような結論が得られた。

- (1) PCM が作用したときの双胴船連結部の構造強度においては、連結部船首（尾）端横隔壁の強度が重要である。
- (2) 4点集中荷重は、デミハルの剛性が小さい場合には、船首（尾）端横隔壁の応力を過小評価する。一方、Sin 波状分布荷重は、4点集中荷重分布に比べ、分布形状が波浪形状に近く、船首（尾）端隔壁において、より安全側の応力値を与える。したがって、本解析においては、4点集中荷重より、Sin 波状分布荷重の方が適当であると言える。
- (3) PCM 作用時の双胴船連結部解析のための簡易解析モデルを提案し、FEM 解析による結果と比較した。その結果、

簡便な方法で連結部横隔壁に生ずる応力レベルを比較的良好的に推定できることを確認した。特に、強度上最も重要な、船首（尾）端隔壁の応力値は、FEM 解析結果と良く一致しており、その有効性を確認した。

- (4) 本解析法において、横隔壁を有するフレーム付近での連結部フロア剪断応力の極大値は、横隔壁を有しないフレームでのフロア両端境界条件を考慮することによって推定できることが分かった。

謝 辞

本研究の一部は、日本財団の助成金を受けて、(社)日本造船研究協会の RR47 双胴船 WG の作業の一環として実施されたものである。RR47WG 委員の皆様からは研究遂行のための多くの助言を頂いた。特に、簡易解析法の検討にあたっては、三井造船(株) 遠山泰美氏より多くのご指導を頂いた。ここに併せて、深甚の謝意を表します。

参 考 文 献

- 1) 山田、竹本、遠山、形部：ピッチ初めメントに対する双胴船連結部の構造強度について、平成 12 年度（第 74 回）船舶技術研究所発表会講演集，pp.159-164, (2000)
- 2) Kyyro K et al : Determination of Structural Dimensioning Loads of a Fast Catamaran Using Rigid-Backbone Segmented Model Testing Techniques, FAST'97, Vol.1, pp.317-323, (1997)
- 3) Heggelund, S.E., Moan, T., Oma, S. : Global Structural Analysis of Large Catamarans, FAST'99, pp.757-771, (1999)
- 4) Heggelund, S.E., Moan, T., Oma, S. : Transverse strength analysis of catamarans, Marine Structures, 13, pp.517-535, (2000)
- 5) Yamamoto, M., et al : Global Strength Analysis of Wave Piercing Catamarans, FAST'93, pp.1167-1177, (1993)
- 6) 寺澤一雄，船体構造力学（第3版），海文堂，(1981)