

チップ船の縦曲げ座屈崩壊強度に関する研究（その1）

- 1/10 縮小模型試験体に対する縦曲げ崩壊試験 -

正員	矢尾哲也*	正員	藤久保昌彦**
正員	柳原大輔**	正員	藤井一申***
	松井良太**		古井成知****
学生員	桑村幸伸*		

Buckling Collapse Strength of Chip Carrier under Longitudinal Bending (1st Report)

- Collapse test on 1/10-scale hull girder model under pure bending -

by	Tetsuya Yao, <i>Member</i>	Masahiko Fujikubo, <i>Member</i>
	Daisuke Yanagihara, <i>Member</i>	Isshin Fujii, <i>Member</i>
	Ryota Matsui,	Naritomo Furui,
	Yukinobu Kuwamura, <i>Student</i>	

Summary

Buckling collapse test was carried out on 1/10-scale hull girder models of an existing Chip Carrier applying pure bending load. Two models were provided with and without carlings at the upper part of the side shell plating. The test results indicate that the buckling collapse of the deck plating as a stiffened panel and the local buckling of the upper side shell plating lead to the overall collapse of a hull girder under the sagging condition. Theoretical analysis was performed on test models applying the Smith's method, and it was confirmed that the calculated results show similar characteristics with the measured results.

1. はじめに

チップ船は後出の Fig. 1 (a) にも示されているように、断面の上部が上甲板と船側外板だけで構成される構

造となっている。そのため、縦曲げに対する断面の中立軸位置が下方に位置し、断面上部に高応力が発生する。さらに船側部分は横肋骨構造であり、座屈に対しては弱い構造となっている。

このような特徴を有するチップ船であるが、バラスト航海時に二重底バラストタンクに張水するだけでは所定の船首喫水とプロペラ没水率を確保できないため、中央ホールドにもバラスト水を満載する。従って、バラスト航海時のチップ船では、中央断面に大きなサギングの静水中曲げモーメントが発生しており、断面上部の座屈が問題となる。この問題に対処するために、船側上部の外板にカーリングが設置される場合も多い。本研究では、

* 大阪大学大学院工学研究科

** 広島大学大学院工学研究科

*** (株) 新来島どつく技術設計本部

**** 大阪府立堺工業高校

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

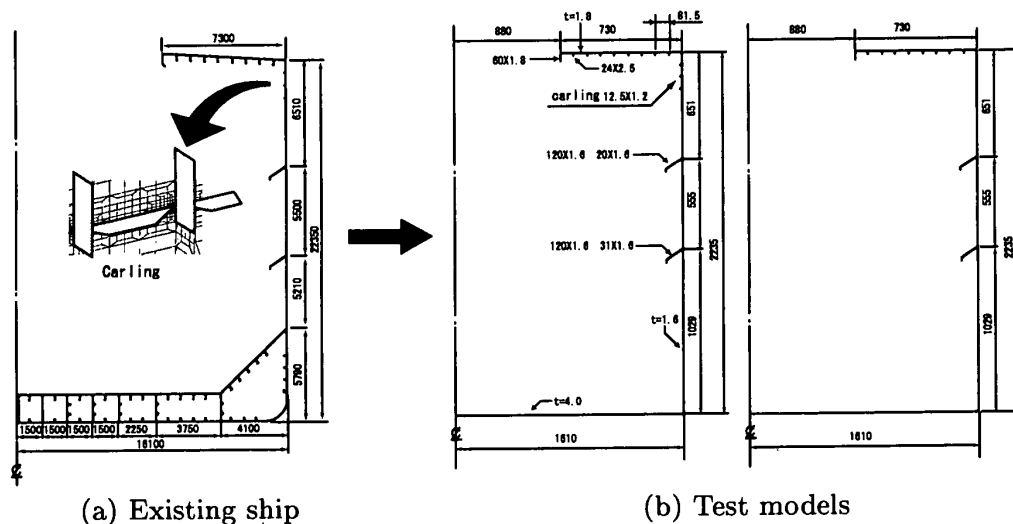


Fig. 1 Modelling of cross-section

サギング状態にあるチップ船の座屈崩壊挙動と強度に関して明らかにすると共に、カーリングの設置も含めて、必要な座屈強度確保の方法について検討する。

本論文(第1報)では、実船の1/10縮小模型試験体を製作し、サギングの純曲げ荷重を作用させて縦曲げ崩壊試験を実施した結果を報告する。試験体としてカーリング付き/なしの2体を製作し、カーリングの効果についても検討する。さらに、Smithの方法を適用して縦曲げ崩壊解析を実施し、簡易計算法で試験結果が再現できることを確認する。

2. 試験体と試験方法

2.1 実船のモデル化

2.1.1 対象としたチップ船

本論文でモデル化の対象としたチップ船は350万 ft^3 積み(カーゴ比重0.5 ton/m^3)で、主要目は $L \times B \times D = 191.5 \times 32.2 \times 22.35$ m、喫水は $d = 11$ mである。本船の中央断面を、Fig. 1 (a)に示す。本船は船側外板上部に3条の座屈発生防止用のカーリングを有している。

2.1.2 1/10縮小試験体断面のモデル化

Fig. 1 (a)に示す断面を有するチップ船の1/10縮小模型試験体を製作した。この断面が大きなサギングモーメントの作用下で崩壊する場合、上甲板および船側外板上部は面内圧縮荷重が作用して座屈崩壊するが、船底部および船側外板下部は面内引張荷重のもとで降伏する。そこで、モデル化に当っては、座屈が発生する断面上部に関してはできるだけ正確に実船の防撓構造をモデル化したが、断面下部に関しては実船の防撓構造を、断面の曲げ剛性への寄与と言う意味で等価なパネルにモデル

化した。実船断面にある甲板のキャンバーおよびビルジサークルは無視した。

甲板は、実船のパネル板厚18.5 mmに対して、試験体では1.8 mmとした。甲板ロンジ材は、実船では350×100×11/17 mmのアンクル材であるが、モデルではほぼ等価な曲げ剛性と断面積を有する24×2.5 mmの平鋼材とした。実船では16 mmの船側外板は、試験体では1.6 mmとした。この船側外板と55度の角度をなすように、船側縦桁が設けられている。桁の板厚とウェブ幅は実船の1/10の1.6 mmと120 mm、フランジは曲げ加工して再現した。下方の船側縦桁のフランジ幅は、実船の船側縦桁フランジと等価な断面積を有するように決められている。

試験体として、船側上部のカーリング付きとカーリングなしの2体を製作した。カーリングとして、12.5×1.2 mmの平鋼を用いた。実船のカーリングはFig. 1に示すように、スニップエンド付きで設けられている。試験体のカーリングは寸法が小さく、実船と同形式とすると取り付け位置誤差の発生も心配された。そこで、試験体のカーリングは連続とし、横フレームにスリットを設けた。試験体製作時には、まずカーリングを船側外板に取り付け、その後横フレームを取り付けた。

Table 1 Comparison of section properties

Ship/Model Type	Moment of Inertia	Neutral Axis
Actual Ship (no carling)	$0.196 \times 10^{15} \text{ mm}^4$	$0.681 \times 10^4 \text{ mm}$
Test Model (no carling)	$0.233 \times 10^{11} \text{ mm}^4$	$0.669 \times 10^3 \text{ mm}$
Actual Ship (with carling)	$0.199 \times 10^{15} \text{ mm}^4$	$0.686 \times 10^4 \text{ mm}$
Test Model (with carling)	$0.235 \times 10^{11} \text{ mm}^4$	$0.674 \times 10^3 \text{ mm}$

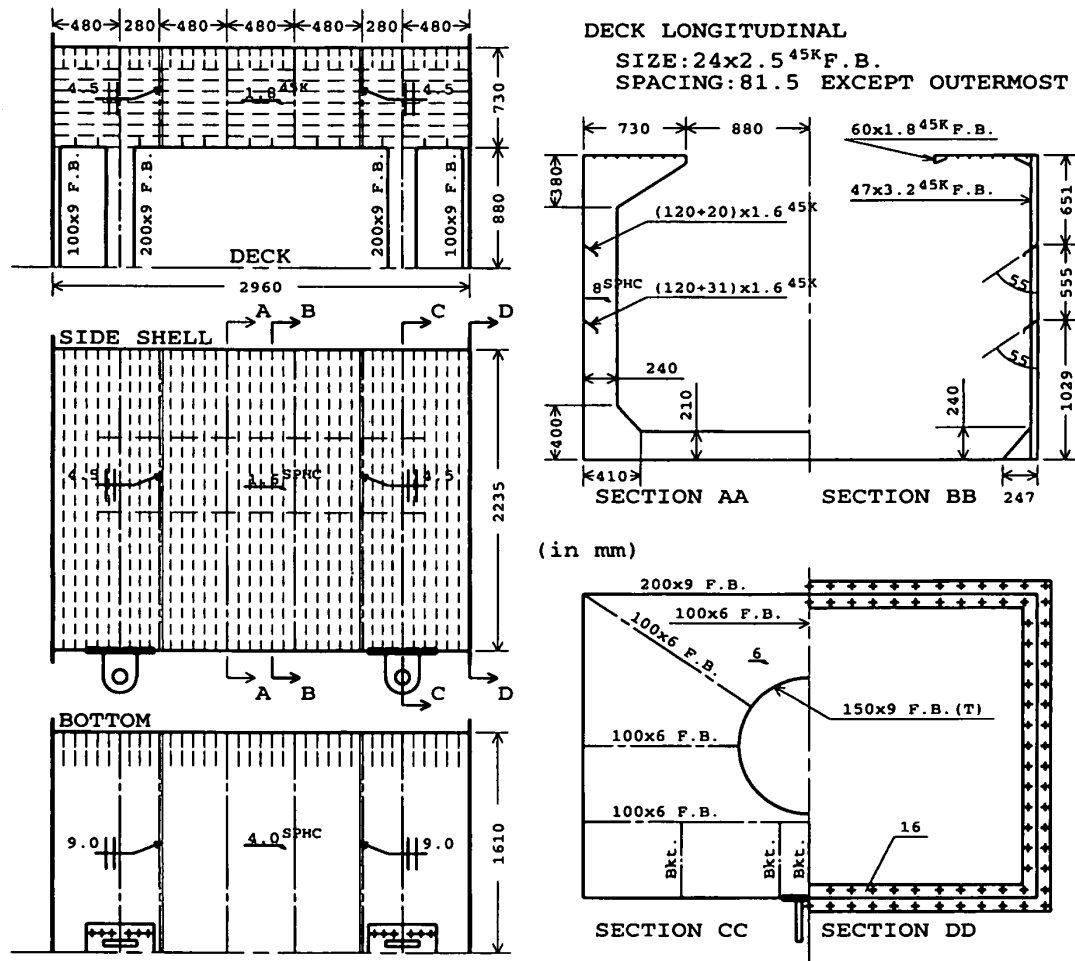


Fig. 2 Test specimen without carling

このようにして製作した試験体の断面を、Fig. 1 (b) に示す。また、実船と試験体の断面 2 次モーメントおよび中立軸位置（キールからの距離）を比較して、Table 1 に示す。試験体の設計に当っては、断面上部をできるだけ実船に忠実にモデル化すること、および断面の中立軸位置ができるだけ実船と等価になるよう考えた。その結果、断面 2 次モーメントの観点から見ると、必ずしも 1/10 の縮小モデルにはなっているとは言えない。これは、試験体材料として市販の鋼板を用いたためで、例えば、甲板では 1.85 mm のパネルを用いるべきところを、1.8 mm のパネルを用いている。

Table 2 Mechanical properties of material

Material	Y.P.(MPa)	T.S.(MPa)	El.(%)
45K (L)	334	471	39.9
45K (C)	341	468	40.0
SPHC (L)	232	329	48.4
SPHC (C)	241	328	46.5

2.2 試験体概要と試験方法

2.2.1 使用材料

対象とした実船では、甲板に HT36 材、それ以外の個所には HT32 材が用いられている。一般に、実際の降伏応力は公称値に較べて高い。このことを考慮すると、崩壊試験に使用予定の油圧ジャッキの容量が不足することが予備解析の結果明らかになった。そこで、甲板に HT32 相当材、他の部分には MS 相当材を用いることにした。具体的には、甲板に 45K 鋼、他の部材には SPHC 鋼を用いた。各鋼材の機械的性質と化学成分を、Table 2 および Table 3 に示す。

Table 3 Chemical compositions of material

Material	C(%)	Si(%)	Mn(%)
45K	0.10	0.10	1.12
SPHC	0.04	0.02	0.25
P(%)	S(%)	Al(%)	N(ppm)
0.018	0.002	0.020	30
0.015	0.009	0.018	20

なお、使用鋼材の板厚は非常に薄い、すべて熱間圧延材である。Table 2 から明らかなように、本材料は十分な延びを有しており、基本的に異方性は見られない。

2.2.2 試験体

試験体長さは、2,960 mm とし、その中央部 1,440 mm を試験部分とした。試験体の詳細を、Fig. 2 に示す。横フレーム小骨は 80 mm 間隔で、大骨は 480 mm 間隔で取り付けられている。試験部分は中央の 3 トランス間に相当し、この部分が座屈崩壊するように、両側部分は甲板部、船側部、船底部とも増厚している。試験部分の両側 (CC 断面) には隔壁が設けられており、後述のするように、この部分へ油圧ジャッキで負荷する。

縮小模型試験体の製作に当って、構造寸法の縮小に問題が生じることはないが、縮率に合わせた溶接を行なうことは一般に難しい。そのために、縮小模型試験体の場合、実船に較べると溶接入熱量が過大となる。このことを考慮して、本試験体では脚長約 5 mm の千鳥溶接を実施した。

2.3 溶接初期不整の計測

2.3.1 初期たわみ

崩壊試験の実施に先立ち、溶接に起因する初期不整を計測した。初期たわみに関しては、防撓材および防撓材間のパネルの両者で計測した。甲板パネルの初期たわみ量は、平均で 0.3 ~ 0.5 mm、最大約 2 mm の値であった。複数のたわみ成分が重畳した複雑な波形であるが、基本的には隣接するパネルでたわみの方向が同一となる痩せ馬モードが見られた。

船側外板パネルの初期たわみは甲板パネルに較べると大きく、最大値はカーリング付きの試験体で約 3 mm、カーリングなしの試験体で約 5 mm であった。

一方、甲板防撓材には、たわみ量が 2 ~ 3 mm 程度、基本的には甲板横桁で仕切られた隣接スパン間で逆方向となる Euler 座屈モードの初期たわみが全体の約 1/4、同一方向の初期たわみが約 3/4 の割合で発生していた。

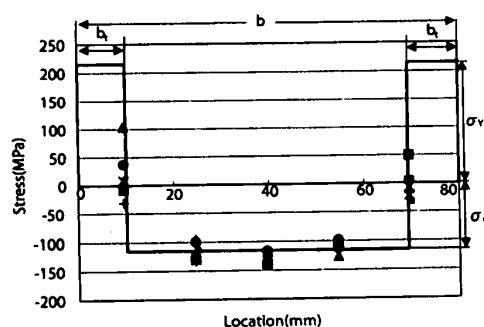


Fig. 3 Measured and idealised welding residual stress

JSQS¹⁾ で許容されているパネルの最大のやせ馬歪を 1/10 縮小試験体に換算すると、0.6 mm となる。また、甲板防撓材の最大通り歪は、1/10 換算で 1.9 mm となる。すなわち、千鳥溶接を実施したにも拘わらず、試験体には実船に換算すると、過大な初期たわみが発生している。

2.3.2 溶接残留応力

初期たわみと同様に、過大な溶接入熱のために溶接残留応力も、実船と比較すると過大なものが発生していると考えられた。そこで、同一縮率の甲板部 1 体および船側外板部 2 体 (カーリング付き/なし) の部分構造試験体を別途製作し、溶接残留応力の計測に供した。

残留応力の計測は、ひずみ解放法による。すなわち、計測個所の表裏にひずみゲージを貼付して、まずひずみを計測する。続いて、ひずみ貼付部分を切り出し、解放されたひずみを計測する。このひずみを応力に換算して残留応力を求める方法である。

甲板部分試験体で計測された船長方向の溶接残留応力の計測結果を、Fig. 3 に示す。図には、8 個所の断面における計測結果がまとめて示されている。パネル中央に、100 ~ 150 MPa 程度の圧縮残留応力が発生している。一方、図中の実線はこの値の平均値を圧縮応力とする矩形分布を仮定した残留応力である。引張部分では材料の降伏応力に達する残留応力があると、パネルだけの応力の自己平衡条件 (後出の式 (1)) を仮定して求めた分布である。後出の理論解析に際しては、この分布を用いた。

一方、船側外板部分試験体で計測された船長方向の圧縮溶接残留応力は最大 26 MPa 程度であり、甲板部と比較すると小さい。ただし、カーリング付きの場合、カーリング間のパネルには最大 200 MPa 程度、また、カーリングと船側縦桁の間のパネルには約 100 MPa 程度の圧縮残留応力が発生している。

実船のパネルに発生している溶接残留応力の大きさは、防撓材の隅肉溶接の脚長から入熱量を推定し²⁾、これを用いて求めることができる³⁾。本船の上甲板に発生している圧縮残留応力は、隅肉の脚長を 7 mm としてこの方法を適用すると、25 MPa 程度となる。従って、試験体で計測された溶接残留応力は、実船と比較すると約 4 ~ 6 倍の大きさであると考えられる。

3. 座屈崩壊試験

3.1 載荷治具と試験方法

試験に当っては Fig. 4 および Fig. 5 に示すように、試験体両側に箱桁構造の載荷治具を取り付け、4 点曲げで負荷した。試験体と両側の載荷治具は、フランジを介

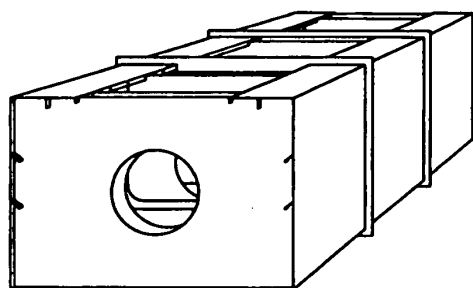


Fig. 4 Test specimen with loading girders

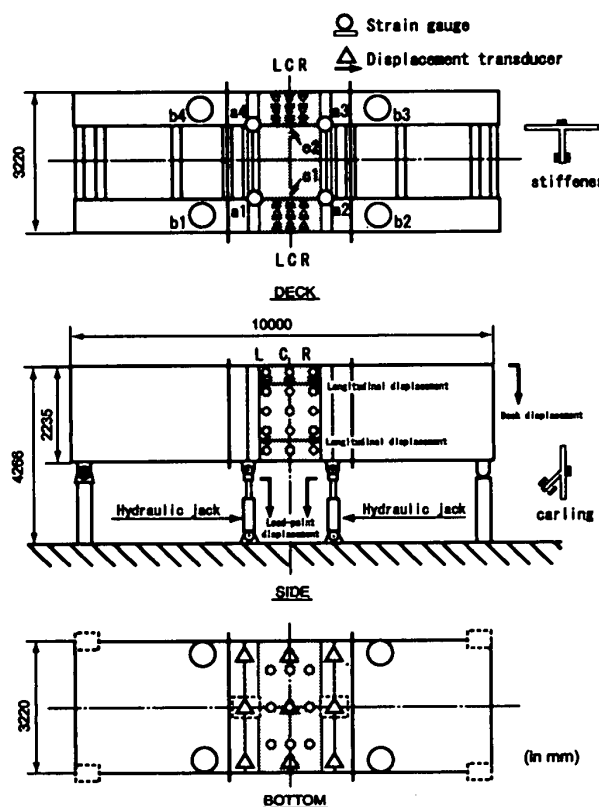


Fig. 5 Locations of strain and displacement measurement

してボルト接合されている。全長 10 m の両端部を合計 4 点で支持し、試験体底部の 2 点に容量 980 kN の油圧ジャッキで下向きの力を作用させ、サギング状態を再現した。実験は、三菱重工業（株）広島研究所構造振動実験棟にて実施した。

なお、本載荷方法で試験部分の幅方向の応力がほぼ一様な分布となることを、有限要素法を適用した弾性応力解析を行って予め確認している。

3.2 ひずみ、変位および荷重の計測

試験に際して、試験体各部分の変形挙動をモニターし、崩壊のメカニズムを明らかにするために、必要個所にひずみゲージを貼付してひずみを計測した。また、試験体各部分の変位を、電動変位計を用いて計測した。ひずみゲージの貼付位置および変位の計測位置をまとめて、

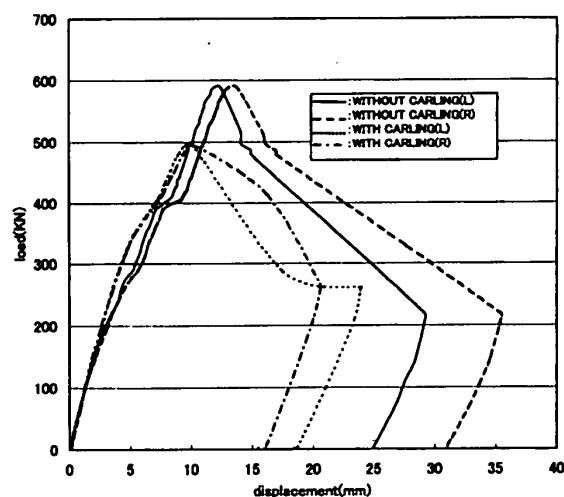


Fig. 6 Load-displacement relationships

Fig. 5 に示す。

荷重は、油圧ジャッキの圧力をひずみゲージ式圧力計で計測した。ひずみゲージ、変位計および圧力計の出力をスキャナーを介して静ひずみ測定器で計測し、得られたデータを制御ソフトによりリアルタイムで表示すると共に、パソコンに取り込んだ。

崩壊試験実施に先立ち、変形が微小弾性にある範囲で数回試験的に負荷し、所期の 4 点曲げの状態が再現されていることを確認した。

3.3 試験結果

3.3.1 試験結果の概要

左右の油圧ジャッキの荷重と変位の関係をまとめて、Fig. 6 に示す。実線と破線はカーリングなしの試験体、点線と一点鎖線はカーリング付きの試験体の結果を表わす。いずれの場合も、耐荷力は最大値に達した後、急激に減少している。また、カーリングがある場合の方が低い荷重で崩壊している。

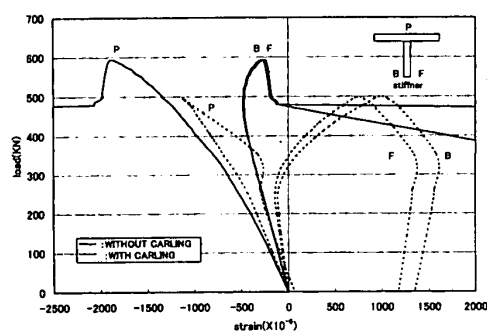
一方、座屈崩壊が顕著に現れた甲板上の船長方向 1 ライン上の左側 (L)、中央 (C)、右側 (R) 位置での荷重～ひずみ関係を、Fig. 7 に示す。図中の実線はカーリングなしの試験体、点線がカーリング付きの試験体に対する計測結果を表わしている。

以下、それぞれの場合の崩壊挙動について考察を加える。

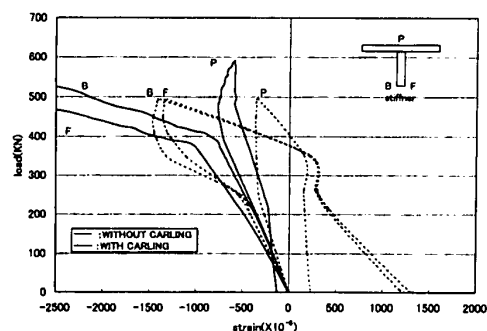
3.3.2 カーリングがない場合の崩壊挙動

Fig. 7 (a) に示す荷重～ひずみ関係で、パネルとロンジ材頂部近傍のひずみの差は、曲げひずみを表わしている。従って、載荷初期段階から差が現れる場所では、大きな初期たわみが存在し、初めから曲げ変形が増加して行ったことになる。

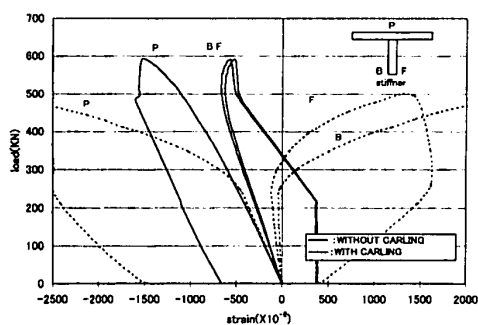
この計測ラインでは、荷重が 400 kN を超えた段階で



(a) Left span



(b) Centre span



(c) Right span

Fig. 7 Load-strain relationships measured on deck longitudinals

中央スパン (C) のひずみの差が急増し、顕著な曲げ変形が発生している。この個所では、ロンジ材頂部のひずみが圧縮側に急増しており、ロンジ材が曲げの凹側に来る変形が急増していることがわかる。この曲げ変形の急増は、このスパンでハッチコーミング部の甲板縦桁に、局部崩壊が始まったことによる。これに対して、両側のスパン (L, R) ではパネル側のひずみの方が大きく、中央スパンとは逆方向の曲げ変形が発生している。

船側外板上部のパネルでも、図は示さないが多くの計測点で、甲板ロンジ材の Fig. 7 (a) の場合のように、初期たわみの影響で載荷初期段階から、大きな曲げ変形が発生している。

断面を構成する部材の局部弾性座屈応力を比較すると、

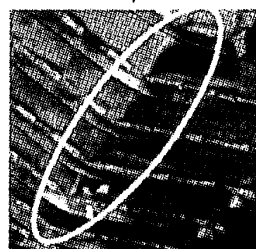


Photo 1 Collapse of deck plating (Model without carling)



(a) With carling



(b) Without carling

Photo 2 Collapse of side shell plating

船側外板上部のパネルが最も低い。船側外板パネルでは初期たわみが大きいために、パネルの表裏で計測されたひずみからこの座屈の発生を特定することは難しかったが、荷重 200 kN を超えると座屈の影響で、剛性 (Fig. 6 の荷重～変位関係の傾き) が低下し始める。以後、船側外板パネルの局部座屈変形が荷重の増加と共に、次第に顕著となる。

中央スパンでは荷重が 400 kN を超えると大きな曲げひずみが発生したが、両側スパンでは、荷重が 500 kN を超えるまで顕著な曲げひずみの急増は見られない。荷重が 500 kN を超えると曲げ変形が急増し始め、約 600 kN で最大荷重に達している。この曲げたわみの増加は、防撓パネルとしての全体座屈崩壊であると考えられる。

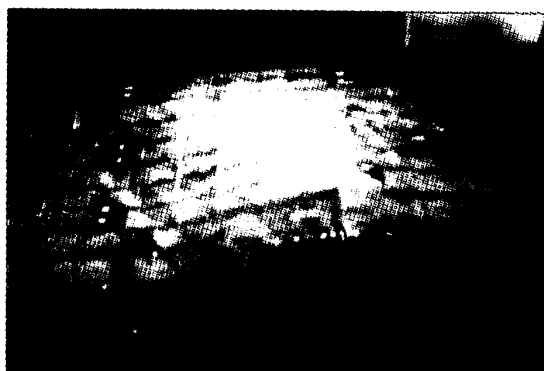


Photo 3 Local collapse of deck girder
(Model with carling)

除荷後、左側スパンは大きく変形しており、残留ひずみは計測できていない。

崩壊試験が終了した除荷後の甲板の様子 (スパン L と C) を、Photo 1 に示す。崩壊時の変形が、Fig. 7 の計測結果が示す傾向と一致していることが分かる。すなわち、左側のスパン (L) ではスパン中央のパネルが全体曲げの圧縮側に来る plate induced failure が、中央のスパン (C) ではロンジ材が曲げの圧縮側に来る stiffener induced failure が発生している。いずれのスパンでも、曲げの圧縮側に来ているロンジ材には、横倒れ (トリピング) が発生している。また、崩壊スパンでは塑性変形が 1 断面に集中し、他の部分は弾性的に除荷していることが分かる。これに対して、右側スパン (R) には顕著な残留座屈変形は見られなかった。Fig. 7 で除荷後の右側スパンの残留ひずみが小さいことは、このことを裏付けている。

一方、船側外板上部の様子を Photo 2 (b) に示す。船側外板では横フレーム小骨と船側縦桁で仕切られた 1 パネルごとに、隣接パネルでは方向が逆となる屋根型の塑性崩壊機構が見られる。

3.3.3 カーリングがある場合の崩壊挙動

船側外板上部に 3 条のカーリングが取り付けられている試験体の場合、荷重が 250 kN を越えると、カーリング間の船側外板パネルの一部に局部座屈が発生すると同時に、その部分のカーリングもパネルと共に曲がり始める。続いて、甲板パネルの一部が甲板ロンジ間で局部座屈し、さらに、Fig. 7 の荷重～ひずみ関係にも示されているが、荷重が 300 kN 近傍に達するとロンジ材の曲げひずみが急増し、曲げ変形が顕著になり始めて、防撓パネルとしての全体たわみが増加して行く。ただし、これは座屈とは考えられない。もし防撓パネルとしての全体座屈が発生しているのであれば、カーリングなしの試験体の場合のように、曲げたわみが急増してすぐに最終強度に達すると考えられるからである。

この曲げ変形発生の原因として、ハッチコーミング部に位置する甲板縦桁の局部崩壊が考えられる。すなわち、Photo 3 は崩壊試験終了後の甲板桁を示しているが、中央スパンの真中近くで局部的に崩壊していることが分かる。同様の甲板桁の局部崩壊は、カーリングなしの試験体の中央スパンでも見られた。(Photo 1 参照) しかしながら、カーリング付きの試験体では局部崩壊の発生が、カーリングなしの試験体に較べて約 100 kN 近く低い荷重で発生しており、これが低い崩壊荷重となった原因であると考えられる。

船側外板上部に取り付けられたカーリングの崩壊試験終了後の変形を、Photo 2 (a) に示す。船側外板に対して 55 度の角度で取り付けられていたカーリングが、座屈崩壊している個所ではパネルに倒れ込み、パネルと共に座屈崩壊していることが分かる。

基本的な崩壊挙動は、カーリングの有無にかかわらず同じである。すなわち、船側外板上部のパネルの局部座屈と、甲板横桁間の防撓パネルとしての全体座屈崩壊が引き金となって、断面全体の縦曲げ崩壊が発生している。しかしながら、カーリングがある試験体の方が、予想に反して低い荷重で崩壊した。この原因のひとつとして、上記のようにカーリングが倒れ込み、パネルブレーカーとして有効に機能しなかったことが考えられる。しかしながら、カーリングが機能しなかったとしても、カーリングがない場合よりも約 17% 最終強度が低くなることはないと考えられる。従って、低い最終強度となった主原因は、甲板縦桁の局部崩壊が早期に発生し、Fig. 7 にも示されているように、甲板の全体曲げ変形が早期に発生したことにあると推論できる。早期の局部崩壊の原因として初期不整の影響が考えられるが、甲板縦桁に関しては初期不整を計測していなかった。

なお、実船の場合にはハッチサイドには甲板縦桁の上にコーミングが取り付けられており、本試験体のようにこの部分に局部崩壊が生じることはないと思われる。従って、カーリング付きの試験体の方が低い荷重で崩壊したことは、本試験体でのみ生じた現象であると考えられる。

4. 理論解析と考察

4.1 解析方法

ここでは、Smith の方法⁴⁾を適用した簡易計算法の解析プログラム HULLST^{5),6)}を用いて、試験体の縦曲げ逐次崩壊解析を実施した。この方法では、船体を板のみ、および板と防撓材よりなる要素に分割する。そして、各要素が面内力のもとで示す平均応力～平均ひずみ関係を、座屈と降伏の影響を考慮して予め求める。つぎに、船

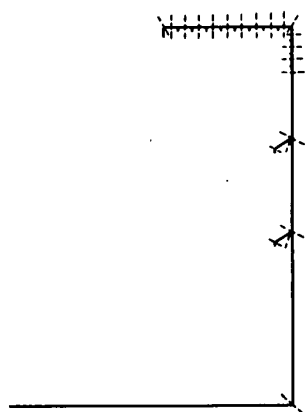


Fig. 8 Element representation of cross-section

体横断面が平面を保って回転するとの仮定のもと、断面に作用する縦曲げモーメントと曲率の関係を追跡する。この方法を適用すると、断面を構成する部材が縦曲げ荷重の増加と共に逐次座屈/降伏しながら、断面が全体崩壊する過程を比較的精度良く再現できる。

Smith は要素の平均応力～平均ひずみ関係を、有限要素法による弾塑性大たわみ解析を実施して求めた。一方、HULLST では、解析的に要素の平均応力～平均ひずみ関係を求めている。ただし、船側外板部分のパネルはアスペクト比が 0.144 と 0.188 の超幅広板であり、HULLST の解析解の適用範囲外である。そこで、この船側外板部分についてのみ、有限要素法による弾塑性大たわみ解析を実施して平均応力～平均ひずみ関係を求めた。

4.2 解析モデル

試験体横断面の要素分割を Fig. 8 に示す。初期たわみと溶接残留応力を変化させたつぎの 4 ケースに対して、解析を実施した。

- Case 1: 基準初期たわみ; 溶接残留応力なし,
- Case 2: 計測初期たわみ; 溶接残留応力なし,
- Case 3: 基準初期たわみ; 計測溶接残留応力,
- Case 4: 計測初期たわみ; 計測溶接残留応力

基準初期たわみとして、パネルには板厚の 1/100、防撓材にはスパンの 1/1,000 の初期たわみを想定した。計測初期たわみとしては、計測された部材ごとの最大初期たわみ (2.3.1 項参照) を与えた。上甲板パネルの計測溶接残留応力としては、前出の Fig. 3 に示した矩形分布の残留応力を与えた。圧縮残留応力 σ_c は、計測値の平均である 120 MPa とした。パネルだけで残留応力の自己平衡条件を考え、引張の残留応力が材料の降伏応力 σ_Y に等しいとすると、引張残留応力が生じている部分の幅 b_t は、防撓材間のパネル幅を b として次式で与え

られる。(Fig. 3 参照)

$$2b_t = b\sigma_c / (\sigma_Y + \sigma_c) \quad (1)$$

船側外板部に関しても、計測結果を参考にして、船側縦桁やカーリングの間のパネルに、Fig. 3 に示したのと同様に矩形分布の残留応力があると仮定した。この場合の引張残留応力が生じている部分の幅 b_t を、甲板部と同様に式 (1) を用いて求めた。

前記のように、船側外板パネルに対しては有限要素法を適用して、弾塑性大たわみ解析を実施した。船側外板の縦桁の間、縦桁とカーリングの間およびカーリング間のパネルを対象とし、上記の方法で求めた b_t 部分に圧縮の固有ひずみを増分的に与えて残留応力場を再現した。

4.3 解析結果および考察

まず初めに、有限要素法解析で得られたパネルの平均応力～平均ひずみ関係を Fig. 9 に実線で示す。カーリング間のパネルを除き、これらのパネルの圧壊強度はかなり低い。

甲板部の要素に関しては、HULLST の計算ルーチンに従って、解析的に平均応力～平均ひずみ関係を求めた。甲板ロンジ要素の応力～ひずみ関係を、Fig. 9 に点線で示す。

これらの平均応力～平均ひずみ関係を用いて、カーリング付きの試験体およびない試験体の両者に対して逐次崩壊解析を実施した。両試験体に対して得られた曲げモーメント～曲率関係を試験結果と比較して、Fig. 10 (a) および (b) に示す。図中の○印が試験結果を表わす。試験結果の曲率は、船側上部と下部で計測された水平方向変位から近似的に推定したものである。

これに対して、図中の実線は計算結果を表し、この実線上の☆印は、甲板あるいは船側外板上部が座屈崩壊した時点を表わしている。まず、Fig. 10 (a) に示すカーリングなしの試験体に対する計算結果について考察する。

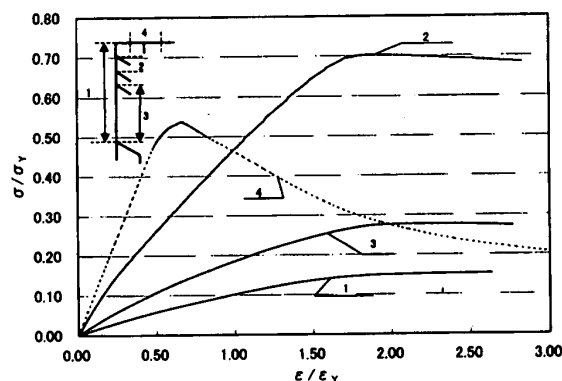
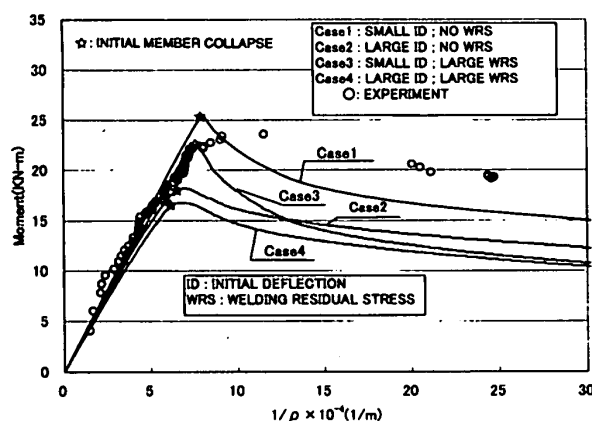
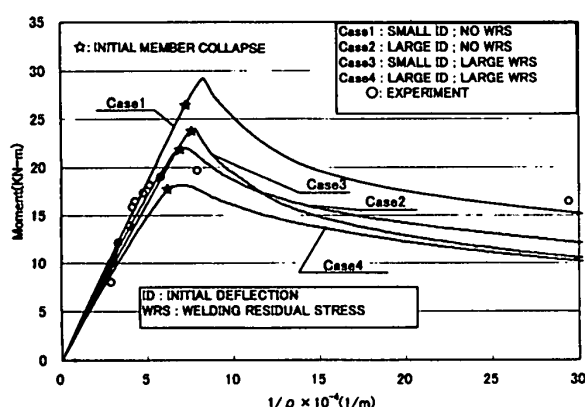


Fig. 9 Average stress-average strain relationships of elements



(a) Model without carling



(b) Model with carling

Fig. 10 Bending moment-curvature relationships of cross-section

この試験体の断面の全断面塑性曲げモーメントは、約 50 kN・m である。これと比較すると、溶接初期不整がほとんどない Case 1 でも、縦曲げ最終強度は全断面塑性曲げモーメントの約半分である。これは、Fig. 9 にも示されているように、船側外板の座屈崩壊強度が極端に低く、船側外板は断面 2 次モーメントには応分の寄与をしているが、縦曲げ崩壊最終強度にはほとんど寄与していないためである。チップ船の横断面のひとつの特徴と考えられるが、これについては、本論文第 2 報で詳しく考察したい。

この試験体の場合、まず上甲板の座屈崩壊が発生し、ほぼ同時に断面が曲げ崩壊している。いずれの初期不整量の場合も同様の崩壊挙動を示しているが、初期たわみの影響で約 11%、溶接残留応力の影響で約 28%、両者が重畳すると約 34%、縦曲げ最終強度が低下している。

一方、Fig. 10 (b) に示すカーリング付きの場合であるが、初期不整が小さい場合、カーリング部が防撓パネルとしてまず座屈崩壊し、その後、上甲板が座屈崩壊した直

後に、断面が最終強度に達する。これに対して、初期不整が大きい場合には、その影響が甲板部分に大きく現れ、基本的には、カーリングなしの場合と同様に、甲板が初めに座屈崩壊して断面が最終強度に達する。Fig. 10 (a) に示すカーリングなしの場合と比較すると、初期不整が小さい場合、カーリングの効果で約 13% 縦曲げ最終強度が上昇している。

つぎに、解析結果と計測結果を比較する。まず、最終強度に達する前の断面の曲げ剛性（曲げモーメント～曲率線図の接線の傾き）に関しては、計算結果と計測結果は比較的良好な相関を示していると言える。最終強度に関しては、計測された初期不整を考慮した解析結果は試験結果よりも、カーリング付きの試験体で約 8%、カーリングなしの試験体で約 31% 低めとなっている。これは、解析では計測された部材ごとの最大初期不整を与えたこと、また、残留応力計測用試験体が部分構造モデルであり、崩壊試験体よりも大きな残留応力が生じていた可能性もあることなどが原因と考えられる。しかしながら、基本的な崩壊機構は、本簡易解析により十分に再現できていると言える。

本論文で崩壊試験を実施した試験体に生じていた溶接初期不整は、実船と比較すると過大であった。また、縦曲げ崩壊の引き金になったと考えられるハッチサイドの甲板縦桁上のハッチコーミングをモデル化していなかった。従って、本試験結果から直接実船の座屈崩壊強度を推定することはできない。しかしながら、実測された溶接初期不整を与えた簡易解析は、試験体の崩壊挙動を基本的には再現していると見られ、今後、簡易解析法を実船の崩壊強度の算定に適用できることが確認されたと考える。

5. まとめ

本論文では、チップ船がサギングの縦曲げ荷重のもとで示す座屈崩壊挙動を明らかにする目的で、実船の 1/10 縮小模型試験体を 2 体製作し、座屈崩壊試験を実施した。1 体は船側外板上部に座屈防止用カーリングを有する試験体、もう 1 体はカーリングなしの試験体である。さらに、Smith の方法を適用して縦曲げ逐次崩壊解析を実施し、試験結果と比較した。得られた知見をまとめて、以下に示す。

(1) サギングの縦曲げ荷重の増加に伴い、まず、船側外板上部の横フレーム小骨間でパネルの局部座屈が発生する。続いて甲板パネルの一部にロンジ間の局部座屈が発生する。

(2) さらに荷重が増加すると、ハッチコーミング部の甲板縦桁に局部崩壊が発生し、甲板横桁間のスパンで防

撓パネルとしての全体曲げ変形が急増する。やがて、このスパンで防撓パネルが全体座屈し、パネルが全体曲げの圧縮側に来る plate induced failure が発生する。

(3) 同時に上記の崩壊スパンに隣接するスパンで、ロンジ材のトリピングを伴う防撓パネルとしての全体座屈崩壊が、防撓材が全体曲げの圧縮側に来る stiffener induced failure の形で発生する。その後、断面の曲げ耐荷力は、曲率の増加と共に急激に低下する。

(4) カーリングのある試験体の方がカーリングのない試験体よりも、低い荷重で崩壊した。これは、カーリングがパネルブレーカーとして有効に機能しなかったことも一因であるが、ハッチコーミング部にある甲板縦桁の局部崩壊が早期に発生したためと考えられる。

(5) Smith の方法を適用して逐次崩壊解析を実施し、チップ船では船側外板の縦曲げ最終強度に対する寄与は小さいことを明らかにした。また、基本的には解析結果に基づいて試験結果を説明できることを示した。ただし、縦曲げ最終強度の関しては、計測初期不整の最大値を与えた解析結果は、試験結果と比較すると低めとなった。

本論文で得られた知見に基づき、今後、チップ船の座屈発生防止のための効果的な方法について検討を進める予定である。

謝 辞

本研究の実験実施に当り、当時広島大学に在学中であった摂田浩司氏（現 三菱重工業（株））、寺上大介氏（現 石川島播磨重工業（株））、山田徹志氏（現 日立造船（株））、江崎敏之氏（現（財）日本海事協会）、山本伸一氏、森田竜太郎氏、岡峰正宏氏、岡田太一氏（以上、現 広島大学大学院）、および大阪大学に在学中であった山口弘志氏（現三井造船（株））、村上睦尚氏、米田 誠氏、佐藤秀吾氏（以上、現 大阪大学大学院）にご協力いただいた。その労に感謝致します。また、実験の実施にあたり種々の便宜をお図りいただいた菱明技研（株）の梶本勝也氏、尾崎 保氏、寄高秀樹氏を始めとする皆様に感謝致します。

します。

さらに、本論文の内容に対して貴重なご討論をいただいた構造・材料研究委員会船体構造部会の構造設計専門委員会および実船調査専門委員会の委員の皆様に感謝致します。

最後に、本研究の実験は、文部科学省の科学技術研究費基盤研究 (A)(2) (課題番号:10305073; 研究代表者: 矢尾哲也) の補助のもと実施されたものであることを付記し、関係各位に御礼申し上げます。

参 考 文 献

- 1) 日本造船学会工作研究委員会: 日本鋼船工作法精度基準, 1999 年版, p.25.
- 2) 松岡一祥, 吉井徳治: "角回し溶接継手の残留応力," 日本造船学会論文集, 第 180 号 (1997), pp.753-761.
- 3) 藤久保昌彦, 柳原大輔, 矢尾哲也: "連続防撓パネルの圧壊強度の推定法 (第 2 報)," 日本造船学会論文集, 第 186 号 (1999), pp.631-638.
- 4) Smith, C.S.: "Influence of Local Compressive Failure on Ultimate Longitudinal Strength of a Ship's Hull," Proc. Int. Symp. on Practical Design in Shipbuilding, Tokyo, Japan (1977), PP.73-79.
- 5) Yao, T. and Nikolov, P.I.: "Progressive Collapse Analysis of a Ship's Hull under Longitudinal Bending," 日本造船学会論文集, 第 170 号 (1991), pp.449-461.
- 6) Yao, T. and Nikolov, P.I.: "Progressive Collapse Analysis of a Ship's Hull under Longitudinal Bending (2nd Report)," 日本造船学会論文集, 第 172 号 (1992), pp.437-446.