

複合荷重下における船体梁の縦曲げ最終強度に関する研究

田中 義照*、安藤 孝弘*、穴井 陽祐*、小河 寛明**
飯島 一博***、藤久保昌彦***、矢尾 哲也****

Ultimate Longitudinal Strength of Ships' Hull Girder under Combined Loading

by

Yoshiteru TANAKA, Takahiro ANDO, Yosuke ANAI, Hiroaki OGAWA
Kazuhiro IIJIMA, Masahiko FUJIKUBO and Tetsuya YAO

Abstract

It is necessary to make clear the effect of torsional moment on the ultimate strength of the ships' hull girder for the accurate assessment of that of ultra large container ships with large deck openings. In the present study, the extension of the simplified method of progressive collapse analysis based on Smith's method is attempted to the case of combined loading condition.

Firstly, progressive collapse tests were carried out on 1/13-scale three-hold hull girder models referring to a Post-Panamax container ship. The models were fixed to the rigid wall at the aft end and a couple of forces were applied to the fore end so as to generate torsional and vertical bending moment simultaneously. The progressive collapse tests were conducted for the case of the various combinations of torsional and bending moment.

Next, the nonlinear finite element analyses by LS-DYNA are executed in accordance with the test conditions. From the test and calculation results, the progressive collapse behavior and the ultimate strength of hull girder models under combined loading are examined.

Then, the development of a new analysis method based on Smith's method for the progressive collapse of ships' hull girder, which can be applied for the combined load condition, is attempted and validated through the collapse behavior and ultimate strength of the model tests.

* 構造系、** ジャパンマリンユナイテッド株式会社 (研究当時大阪大学大学院)、

*** 大阪大学大学院、**** 常石造船株式会社

原稿受付 平成25年5月20日

審査日 平成25年9月5日

目 次

1. まえがき	26
2. コンテナ船模型試験体の曲げ振り崩壊試験	26
2.1 試験体の概要	27
2.1.1 参照コンテナ船	27
2.1.2 横断面のモデル化	27
2.1.3 試験体の製作	28
2.1.4 使用材料	28
2.1.5 初期たわみ	29
2.1.6 溶接残留応力	29
2.2 試験方法	29
2.2.1 載荷治具と試験方法	29
2.2.2 計測項目	29
2.2.3 荷重条件	29
2.3 試験結果	30
2.3.1 ホギング状態の縦曲げの場合	30
2.3.2 振りモーメントが支配的な場合	30
2.3.3 結果の考察と逐次崩壊解析法の検討	31
3. 有限要素法解析	32
3.1 解析方法	32
3.2 解析結果と考察	32
3.3 純振り状態における反りひずみと剪断ひずみ分布	33
3.4 曲げ／振りに関する最終強度相関関係	34
4. Smith の方法に基づく逐次崩壊解析方法	35
4.1 梁要素の定式化	35
4.1.1 変位式	35
4.1.2 変位～ひずみ関係	35
4.1.3 応力～ひずみ関係	35
4.1.4 剛性方程式	35
4.2 崩壊解析	35
4.3 振りの影響の考慮	36
4.4 コンテナ船模型試験体への適用	36
4.4.1 純曲げ解析結果	37
4.4.2 曲げ振り解析結果	37
5. まとめ	37
謝辞	38
参考文献	38

1. まえがき

輸送コスト削減の世界的動向により大型化がますます顕著であるコンテナ船は、他の船種と比較して、大きな船首部フレアおよび甲板開口を有する構造となっている。そのため、主に斜波中で生じる振りモーメントが船体強度に及ぼす影響は、他船種より大きいと考えられる。これまで、

振りモーメントが主原因とされる船体折損等の重大事故の報告例はないが、コンテナ船の更なる大型化に伴って、振りモーメントによって生じる剪断応力や反り応力が、船体が耐え得る最大縦曲げモーメント、すなわち縦曲げ最終強度に及ぼす影響が顕在化する恐れもある。

ところで、2006 年 4 月に発効した国際船級協会連合（IACS）の共通構造規則（CSR）では、縦曲げ最終強度の計算方法が規定されるようになった。しかしながら、Smith の方法¹⁾に基づくこの計算方法は近似的なものであり、また、2 軸曲げを含む純曲げ状態だけに対応している。一方、最終限界状態における船体構造の安全性を精度良く評価するためには、船体に作用する最大荷重とそれに耐え得る縦曲げ最終強度をできるだけ正確に算定する必要がある。船種や荷重条件によっては、振りモーメントや剪断力の影響²⁾が船体梁の縦曲げ最終強度に及ぼす影響を無視できない可能性もあるため、これらの影響解明も重要と考えられる。

そこで、本研究では、効率的かつ高精度が期待できる縦曲げ最終強度解析法（逐次崩壊解析法）の開発を試みる。すなわち、Smith の方法を純曲げ状態だけでなく、振りモーメントが同時に作用する場合にも適用できるように拡張し、その妥当性や適用範囲について検討する。

新たな解析法の開発に先立ち、コンテナ船を模した大きな開口を有する鋼製模型（以下、試験体という）を製作し、曲げと振りを同時に負荷する逐次崩壊試験を実施した。また、各試験条件に対し、商用有限要素法（以下、FEM という）解析コード LS-DYNA を用いた逐次崩壊解析も実施した。本報告では、これらの試験および FEM 解析方法、振りモーメントが支配的な場合の試験体に生じる反りひずみおよび剪断ひずみ分布の特徴、および、振りモーメントが試験体の縦曲げおよび水平曲げ最終強度に及ぼす影響について検討した結果について述べる。また、これらにより得られた試験体の崩壊挙動および最終強度をもとに、新たな逐次崩壊解析法の構築を試みるとともに、その妥当性を確認する。

2. コンテナ船模型試験体の曲げ振り崩壊試験

船体梁の縦曲げ最終強度に関する実験的研究は、これまでも数多く実施されている。杉村ら³⁾および Dow⁴⁾は、それぞれ、護衛艦の 1/5 およびフリゲート艦の 1/3 相似形状模型による縦曲げ崩壊試験を実施した。両者ともサギングの曲げモー

ントが模型に負荷された結果、甲板および船側外板上部の座屈が断面の全体崩壊を導くことを明らかにした。

著者らのひとり⁵⁾は、バルクキャリア、コンテナ船および鉱石運搬船の船首部模型にスラミング荷重を模した剪断力および曲げモーメントを同時に作用させる実験を行い、甲板の座屈および船側外板の降伏の発生が断面全体の崩壊の引き金になることを示した。また、著者ら⁶⁾は、チップ船の1/10 縮小模型に対する縦曲げ崩壊試験を実施し、Smith の方法¹⁾に基づく逐次崩壊解析法の妥当性を検証した。

一方、実船相似形状ではないボックスガーダー模型を用いた崩壊試験も多数実施されている。Reckling⁷⁾、Ostapenko⁸⁾ および西原⁹⁾ は、いずれもボックスガーダーの曲げ試験を行い、崩壊曲げモーメントの近似計算法の妥当性を検証した。

Mansour ら¹⁰⁾ は、2体の桁模型に空気圧による分布横荷重を作用させ、シングルハルタンカー等の崩壊挙動を再現した。Sun ら¹¹⁾ は、大きな開口を有する2体の箱桁模型を用いた振り崩壊試験を実施し、支持条件によって振り最終強度が異なることを示した。

本研究では、コンテナ船の平行部を模擬した3ホールドの構造模型試験体を製作し、片持ち梁として試験体の一端を支持し、自由端にジャッキ荷重を負荷することにより、曲げと振りを同時に作用させることとした。ただし、本試験条件では、固定端の横断面が完全に平面を保ったまま、振り剛性の小さい大開口の箱桁構造を振ることとなるため、振りモーメントの効きが実船に比べてやや過大になると考えられる。

2.1 試験体の概要

2.1.1 参照コンテナ船

試験体を設計・製作するに当たって参照したコンテナ船は5,250 TEU ポストパナマックス型で、主要目は垂線間長 L_{pp} × 型幅 B × 型深さ D × 喫水 $d = 267.0 \times 39.8 \times 23.6 \times 12.5$ m である。試験機の制約から、試験体の幅および深さを参照船の約1/13としたが、部材配置や詳細寸法については、試験体製作上の都合により簡略化したものとなっている。

2.1.2 横断面のモデル化

縦曲げと振りを受ける船体梁では、横断面には船長方向の曲げ応力と反り応力が同時に生じる。したがって、それぞれの圧縮応力が重畳する板部材に座屈や降伏が生じ、引張応力が重畳する部材に降伏が生じることにより最終強度に達する。そこで、試験体の設計に当たっては、まず、参照船の横断面を構成するパネルおよび防撓材の幅厚比(例えば、局部パネルでは b/t_p 、防撓材では h/t_s)ができるだけ実船と等価となるようにし、次に、試験機容量を勘案し、各部材の板厚を2/3～3/4程度に減厚した。なお、 t_p は局部パネルの板厚を、 b 、 h および t_s は、それぞれ、防撓材の間隔、高さおよび板厚を示す。また、防撓材は、すべてflat-bar 防撓材としたが、断面積および断面二次モーメントが1/13に縮小されたangle-barおよびtee-bar と等価になるよう寸法を決定した。すべての試験体は水密隔壁によって分離された3つのホールドからなり、船首(Bay-1)および船尾(Bay-6)の1/2 ホールド長にはクロスデッキを模した構造を設けた(図-1 参照)。したがって、一様な振りモーメントを負荷した場合、閉断面である Bay-1 および Bay-6 に隣接する Bay-2 およ

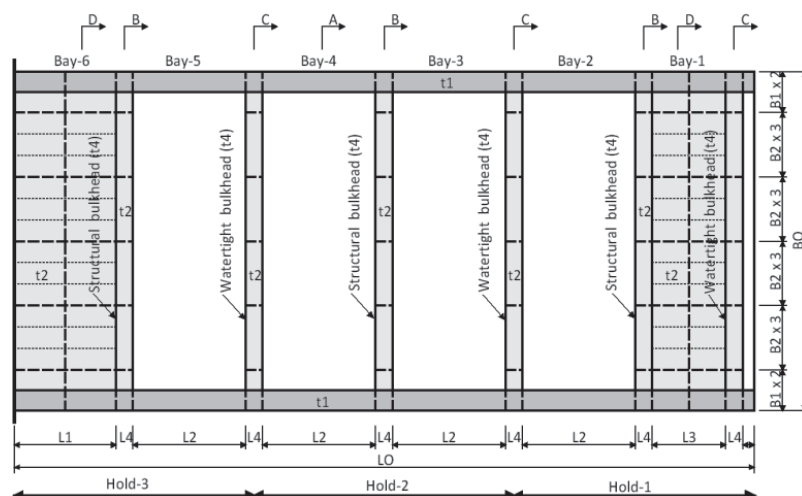


図-1 試験体の甲板部概略

び Bay-5 のハッチコーナー部において、反り応力が最も大きくなると考えられる。なお、実船にある甲板のキャンバとビルジサークルは無視した。

試験体の形状および寸法を図-1、図-2 および表-1 に示す。図-1 中の Watertight bulkhead で仕切られた 3 つの部分がホールドであり、1/2 ホールドごとに Bay-1、Bay-2・・・等の名称を付している。なお、縦曲げモーメントと捩りモーメントの比率を変えた逐次崩壊試験を実施するため、3 体の試験体を製作した。

2.1.3 試験体の製作

試験体の製作は、溶接による残留応力および初期たわみをできるだけ抑制するため、二段階で実

施した。すなわち、まず、二重底を含む船底構造、縦隔壁を含む船側構造、横隔壁およびクロスデッキを構造ブロックとして、入熱量の小さいレーザー溶接により製作した。次に、それぞれのブロックを炭酸ガスアーク溶接により接合し、試験体全体を組み立てた。なお、すべての部材の接合には、連続溶接が用いられた。

2.1.4 使用材料

参照した実船では、甲板、船側外板上部および縦隔壁上部に HT36 材、それ以外の部材には HT32 材が使用されているが、試験体では、すべての部材に SS400 材を使用した。引張試験によって得られた使用材料の機械的性質を表-2 に示す。なお、試験体の製作経費節減のため防撓材には型

表-1 試験体の寸法 (単位: mm)

	Model-1	Model-2 & 3
L1	900	
L2	1,000	
L3	650	
L4	150	
LO	6,550	
B1	180	
B2	190	
BO	3,200	
D1	120	
D2	180	
D3	180	
DO	1,800	
t1	5.94	5.87
t2	4.35	4.48
t3	3.13	3.14
t4	2.28	2.13
stiff. 1	50×5.97	50×5.89
stiff. 2	50×2.92	50×2.89
stiff. 3	50×2.92	50×2.89

表-2 試験体の材料特性

Model-1	E (GPa)	$\sigma_{0.2}$ (MPa)	σ_u (MPa)
t1	195	231	351
t2	175	203	338
t3	183	175	302
t4	194	240	332
stiff. 1	202	761	780
stiff. 2 & 3	207	727	730

Model-2 & 3	E (GPa)	$\sigma_{0.2}$ (MPa)	σ_u (MPa)
t1	192	190	300
t2	198	209	298
t3	198	255	349
t4	209	244	351
stiff. 1	200	648	678
stiff. 2 & 3	203	724	725

ここに、 E : ヤング率、 $\sigma_{0.2}$: 0.2%耐力、

σ_u : 引張強度

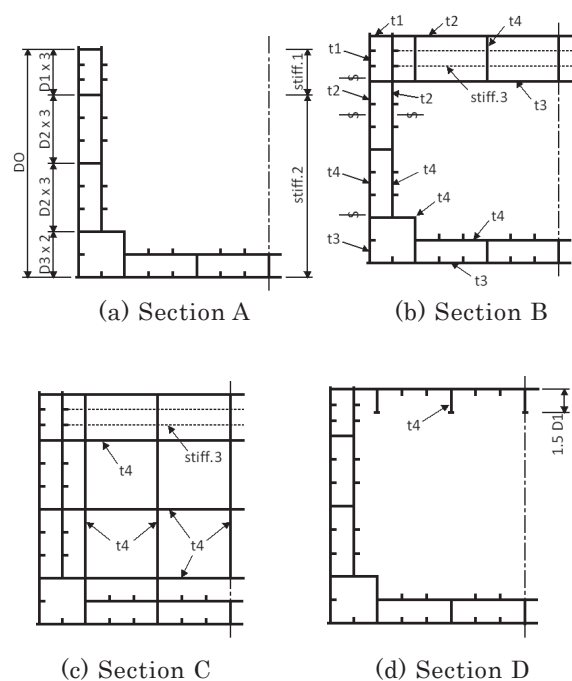


図-2 試験体の横断面

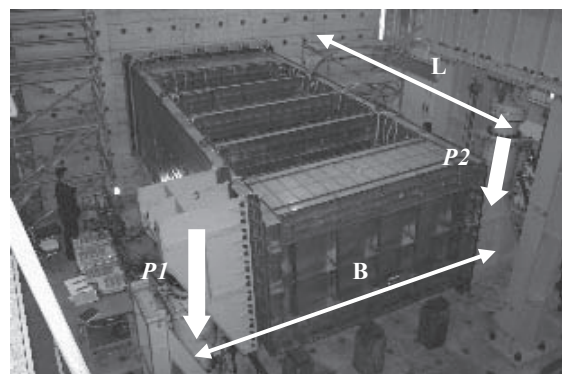


図-3 試験体のセットアップ

表-3 計測された初期たわみの最大値

model	W_{0max}/t_p			
	t1	t2	t3	t4
Model-1	0.47	0.44	2.23	2.89
Model-2	0.24	0.55	2.35	3.13
Model-3	0.48	0.43	2.22	3.09

表-4 推定された溶接残留応力の最大値

model	$\sigma_{rc}/\sigma_{0.2}$			
	t1	t2	t3	t4
Model-1	0.22	0.18	0.28	0.27
Model-2 & 3	0.57	0.30	0.24	0.25

表-5 初期荷重条件

	Loads (downward: +)	Relationship between T and M
Model-1	$P2 = -0.68P1$	$M/T = 0.5$
Model-2	$P2 = -P1$	$M = 0$ (torsion)
Model-3	$P2 = P1$	$T = 0$ (Hog. Mt.)

ここに、 T : 振りモーメント、 M : 縦曲げモーメント (ホギング正)

鋼を使用した、それらの 0.2%耐力および引張強度は、他の材料と比較して著しく高くなった。

2.1.5 初期たわみ

初期たわみの計測は、試験体のホールド内に突き合わせ継手のない Bay-4 の船側外板および船底外板 (図-1 参照) においてのみ実施した。防撓材間パネル部の長辺方向中心線上の 11 点の凹凸を変位計により計測することにより、初期たわみ形状を推定した。各試験体において計測された初期たわみ形状は、いわゆる脅せ馬モードが支配的であったため、ここでは図-2(b)中に示す板厚ごとの防撓材間パネル初期たわみの最大値 W_{0max} のみを対応する板厚 t_p で除して表-3 に示す。各試験体とも板厚 t3 および t4 のパネルにおいて初期たわみが大きく、最大初期たわみ量が板厚の 2.2~3.1 倍程度生じていた。ただし、Sun ら¹¹⁾によると、振りモーメントが支配的な場合には、船体梁の最終強度に及ぼす初期たわみの影響が小さいとの報告もある。

2.1.6 溶接残留応力

各試験体と同じ材料、寸法、溶接条件で製作された部分試験体から、いわゆる応力開放法により防撓材間パネル部の溶接残留応力を推定した。パネル中央付近の防撓材方向圧縮残留応力の平均値 σ_{rc} を材料の 0.2%耐力 $\sigma_{0.2}$ で除して表-4 に示す。初期たわみと同様、パネル内に生じていた圧縮残

留応力は、実船と比較するとかなり大きめであった。なお、パネルと防撓材の隅肉溶接部近傍の引張残留応力は、いずれも 0.2%耐力に達していた。

2.2 試験方法

2.2.1 載荷治具と試験方法

各試験体の逐次崩壊試験は、(独)海上技術安全研究所所有の複合荷重試験装置で実施した。図-3 に示すように、試験体の Bay-6 左端 (図-1 参照) を試験装置の剛体壁に固着して片持ち梁とし、Bay-1 の左右舷側に同方向あるいは逆方向の鉛直荷重を負荷させるため、剛な治具を介して油圧ジャッキを取り付けた。これにより、試験体には縦曲げモーメント、剪断力および振りモーメントが同時に作用することになる。なお、油圧ジャッキ間の距離 B は 4.5 m、また、油圧ジャッキと剛体壁間の距離 L は 6.0 m とした。

逐次崩壊試験においては、油圧ジャッキの荷重～ストローク関係が線形関係にある範囲内では、固定端における縦曲げモーメント $M(= (P_1 + P_2)L)$ と振りモーメント $T(= (P_1 - P_2)B/2)$ の比 M/T がほぼ一定値を保つように、荷重制御により荷重を段階的に増加させた。その際、荷重増分は動的な影響が現れない程度、すなわち、1 分当たりの荷重増分を 150kN 以下で与え、負荷後は一定時間荷重を保持した。一方、荷重～ストローク関係が線形関係を維持しなくなったら、油圧ジャッキを変位制御に切り替えて、左右舷の変位増分比が弾性的挙動範囲における変位増分比を維持するように変位を段階的に増加させ、そのときのジャッキ荷重を計測した。したがって、曲げおよび振りモーメントの比 M/T は、弾性的挙動範囲内でのみ一定となる。

2.2.2 計測項目

各試験体に生じるひずみおよび横隔壁位置におけるビルジコーナ部鉛直および水平変位を計測した。ひずみゲージは、デッキ、クロスデッキ、船側外板、縦隔壁、内底板および船底外板において、板の防撓材直上および防撓材間中央位置に貼付した。ただし、船側および船底構造は二重構造であるため、船側外板および船底外板では外面側に、縦隔壁および内底板では内面側に貼付した。このため、防撓材間中央位置では膜応力を直接計測できないが、防撓材直上位置でのひずみ計測値からこの位置での曲げ応力と膜応力を推定した。油圧ジャッキの荷重およびストロークを含む静的データ計測点数は、合計 280 点であった。

2.2.3 荷重条件

まず、各試験体の弾性挙動を調べるため、弾性範囲内で負荷および除荷を数回繰り返した後、逐

次崩壊試験を実施した。各試験体に対する初期荷重条件を表-5に示す。試験体 Model-1 に対しては、曲げおよび振りモーメントの比 M/T が 0.5 になるように設定した。Model-2 に対しては、固定端における曲げモーメントが零になるように荷重 $P1$ および $P2$ が制御された。一方、Model-3 に対しては、ホギングの純曲げとなるよう、荷重 $P1$ および $P2$ の両方を同じ大ききで下向きに作用させた。

2.3 試験結果

船体梁の縦曲げ最終強度に及ぼす振りモーメントの影響を検討するため、各試験体の試験結果を比較して示す。

2.3.1 ホギング状態の縦曲げの場合

試験体の自由端における油圧ジャッキ荷重 $P1$ および $P2$ をともに鉛直下向きに同じ大ききで負荷した場合（図-3 参照）、試験体には振りモーメントが作用せず、縦曲げモーメントおよび剪断力がはたらくことになる。試験体 Model-3 を用いた逐次崩壊試験において得られた油圧ジャッキの荷重～ストローク関係を図-4に示すが、縦曲げ最終強度は約 6.39×10^3 kNm で、後述する商用コード LS-DYNA による FEM 解析により得られた 7.20×10^3 kNm の約 89%であった。船側外板および船底外板の固定端近傍における崩壊後の変形状況を図-5に示すが、ホギング曲げモーメントによる典型的な座屈崩壊が観察された。

2.3.2 振りモーメントが支配的な場合

振りモーメントが支配的な場合（Model-1 および Model-2）における油圧ジャッキの荷重～ストローク関係を図-6に示す。また、振りモーメントと縦曲げモーメントの相関関係を Model-3 の結果と併せて図-7に示す。また、図-6 および図-7には、FEM 解析結果を併せて示す。

試験体 Model-1 および Model-2 の崩壊後の変形状況を図-8に示すが、これらの試験条件における試験体の崩壊挙動は、両者ともほぼ同様で、以

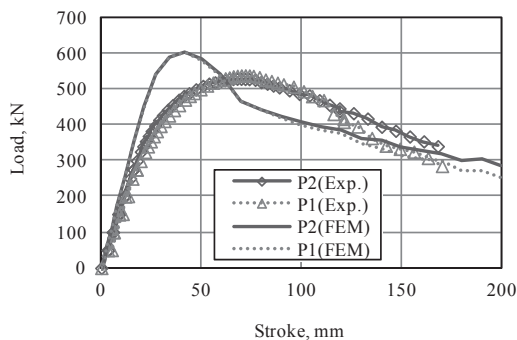


図-4 Model-3 の荷重～ストローク関係 (T=0)

下のとおりであった。まず、板厚が他の部材より薄く、面内剪断応力が相対的に大きくなる船側外板および縦隔壁の高さ方向中央付近において剪断座屈が発生する（図-8(a)参照）。次に、振りモーメントによる圧縮反り応力が最大となる $P1$ 側

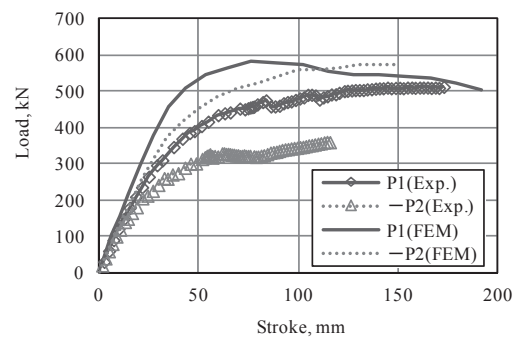


(a) 船側外板

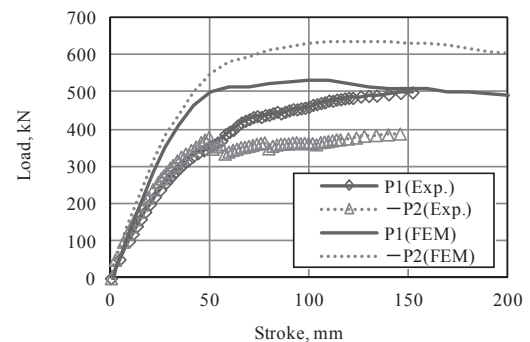


(b) 船底外板

図-5 Model-3 の崩壊後の座屈変形



(a) Model-1 ($M/T = 0.5$)



(b) Model-2 ($M = 0$)

図-6 Model-1 および-2 の荷重～ストローク関係

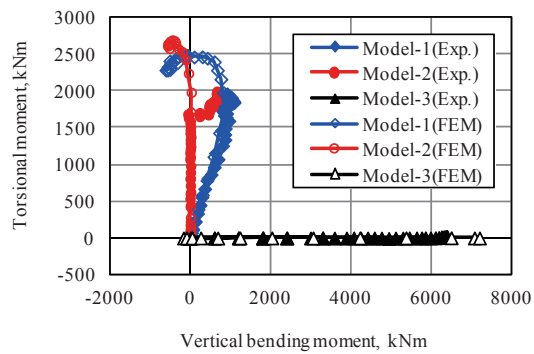


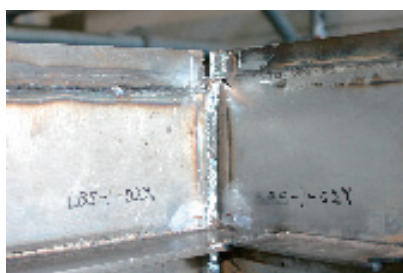
図-7 振りモーメント～縦曲げモーメント関係



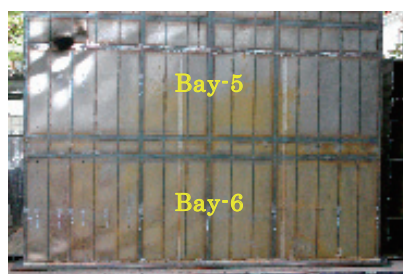
(a) 船側外板の剪断座屈



(b) ビルジコーナーの座屈



(c) ハッチコーナーの破断



(d) 船底外板の崩壊



(e) 船側外板の崩壊



(f) 船側外板上部の破断

図-8 Model-1((a)～(e))および Model-2((f))の崩壊モード

の固定端近傍において (Model-1 においては、さらにホギングの縦曲げモーメントによる圧縮曲げ応力が重畳する)、ビルジコーナー付近の外板に座屈および降伏が生じる (図-8(b)参照)。これは、片舷の船側外板および縦隔壁を1つの桁構造とみなすと、P1 側では、桁としての曲げの圧縮側に位置する船底側の板厚が甲板側の板厚より薄いため、P2 側よりも断面剛性が先に減少することによる (図-6(b)参照)。その後、断面の振り剛性が大きく変化する部分、すなわち閉断面 (固定端近傍 Bay-6 のクロスデッキ) に隣接するハッチコーナー部に破断が生じ (図-8(c)参照)、最終的に圧縮の反り応力および曲げ応力によって引き起こされた座屈変形が、Bay-5～Bay-6 の船底外板および P1 側の船側外板下部に広く拡大し (図-8(d)および(e)参照)、曲げ剛性が最小となる断面で全体座屈崩壊が生じた。

なお、図-6(b)の -P2(Exp.) で示した左舷側ジャッキ荷重の急激な低下は、試験体 Model-2 の試験中、船側外板と甲板との間のレーザー溶接部 (ともに公称板厚 6mm) において、溶け込み不良が原因と考えられる溶接金属の破断が生じ、船側外板が甲板から外れて座屈したことによる (図-8(f)参照)。

2.3.3 結果の考察と逐次崩壊解析方法の検討

上述のように、片持ち梁の条件で実施した逐次崩壊試験においては、振りモーメントが支配的な

場合、反り応力の影響により、船底外板や船側外板の複数の断面で座屈による剛性の低下が進展した後（図－8(d)および(e)参照）最大荷重に達するため、純曲げ状態のように、崩壊断面が1つの横断面とはならない。また、FEM 解析結果を含めて考察すると、図－4 と図－6 を比較して明らかなように、純曲げ状態の場合と比べて最終強度後の荷重の低下が緩やかである。したがって、パネル座屈が広がるのが想定される最終強度前後の状態では、振りモーメントより曲げモーメントによる剛性低下が顕著になるため、新たな逐次崩壊解析手法の構築においては、振りの影響を二次的と考える。すなわち、振りモーメントによって生じる剪断応力は、断面を構成する防撓パネルの材料の降伏応力を低下させることで考慮し、反り応力は、防撓パネルの初期応力として考慮することとする。

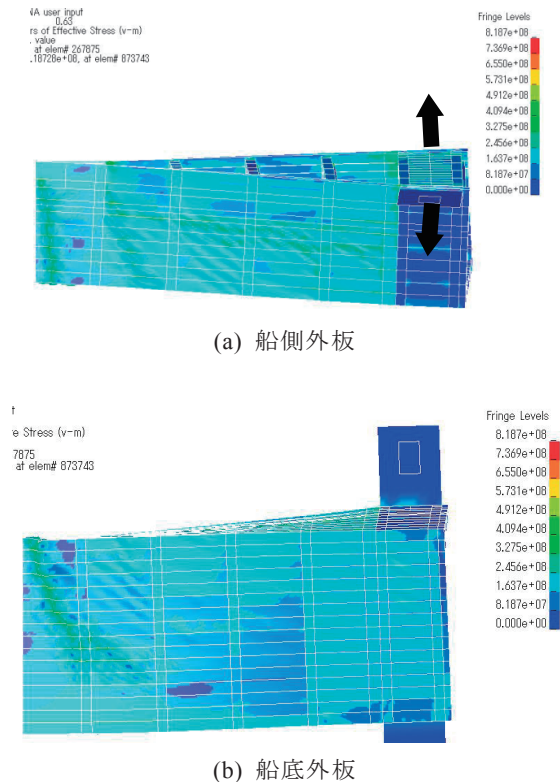
この影響を考慮した逐次崩壊解析法の詳細については、第4章で述べる。

3. 有限要素法解析

3.1 解析方法

FEM 解析コード LS-DYNA ver.971 を用いて、逐次崩壊試験の各試験条件を含む様々な荷重条件に対して陽解法による弾塑性 FEM 解析を実施した。防撓材を含む試験体のすべての部材に対して、板厚方向に2つの積分点を持つ Belytschko-Tsay シェル要素を使用し、左右舷が非対称の荷重条件にも対処できるように試験体全体をモデル化した。また、防撓パネルの座屈モードを十分な精度で再現できるように、パネル部は 40×7 分割、防撓材は 40×2 分割とした。その結果、モデル全体の節点数および要素数は、それぞれ約 26 万点および約 27 万個となった。材料の機械的性質として、試験体に使用された材料の引張試験結果（表－2 参照）から得られた公称応力～公称ひずみ関係を真応力～対数ひずみ関係に変換して用いた。なお、試験体防撓パネルの一部の初期たわみおよび溶接残留応力の計測値は、それぞれ、表－3 および表－4 に示す程度であったが、試験体全体の溶接初期不整を計測できなかったため、FEM 解析においては溶接初期不整を考慮していない。

逐次崩壊試験と同様、有限要素モデルには試験体の Bay-6 側において固定条件を設定した。また、Bay-1 部分の両舷に剛体構造物を追加し、鉛直方向の強制変位を与えることによって発生する反力を油圧ジャッキ荷重とみなした（図－9(a)参照）。この際、計算される両舷の反力の比が逐次崩壊試



図－9 FEM 解析による Model-1 の崩壊モード

験で記録された荷重 $P1$ および $P2$ の比と等しくなるように、剛体構造物に与える強制変位の時間変化を調整した。なお、LS-DYNA の解析精度は、全エネルギーの初期エネルギーに対する比（energy ratio）を適当な時間間隔で出力することにより確認した。本解析においては、最終強度後においても energy ratio = 0.997（誤差 0.3%）程度であり、十分な解析精度を有していることが確認された。

3.2 解析結果と考察

試験体 Model-1～Model-3 に対して FEM 解析による最終強度は実験値よりも大きい値が得られているが、これは溶接初期不整を考慮していないことが原因である可能性がある。

図－9 から明らかなように、振りモーメントが支配的な場合、FEM 解析においても、崩壊断面はセンターラインに垂直な横断面にはならず、Hold 内を斜めに横切るものとなる。ただし、本研究における試験条件は、実船において機関室前断面を完全に剛とする境界条件に相当するため、振りモーメントによって生じる反り応力が実船より過大になると考えられる。なお、試験体あるいは実船に対する境界条件の影響については、今後の検討課題としたい。

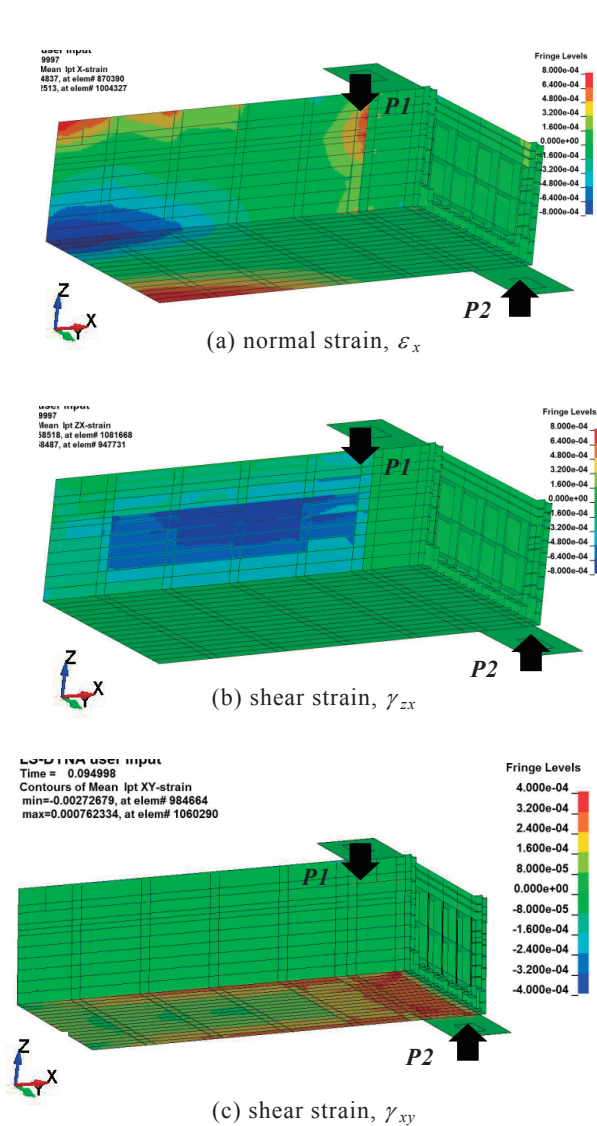


図-10 純捩り状態における縦方向直ひずみおよび剪断ひずみ分布 ($T/T_U = 0.6$)

3.3 純捩り状態における反りひずみと剪断ひずみ分布

捩りモーメントのみが作用する初期荷重条件で逐次崩壊試験を実施した試験体 Model-2 に対し、FEM 解析によって得られた船側外板および船底外板の直ひずみ ε_x および面内剪断ひずみ γ_{zx} および γ_{xy} の分布を図-10 および図-11 に示す。船側外板においては板厚の薄い深さ方向中央付近において、船底外板においては船側外板に近い領域で面内剪断ひずみが大きくなっている。

図-10 に示す座屈や降伏が進展していない状態 ($T/T_U = 0.6$) では、両舷の荷重 $P1 = P2$ がほぼ保たれている (T_U は、本試験体に対する最大捩

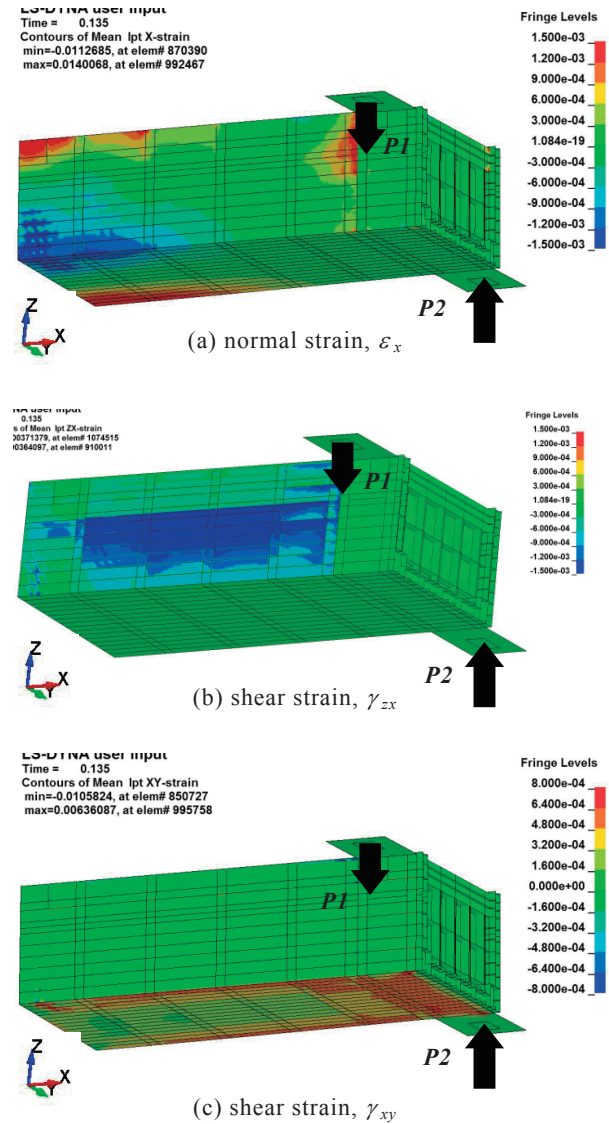


図-11 純捩り状態における縦方向直ひずみおよび剪断ひずみ分布 ($T/T_U = 1.0$)

りモーメント)。このとき、固定端近傍の直ひずみはほとんど捩りによって生じる反りひずみであり、その大きさは 8×10^{-4} 程度である。また、開断面のホールド (Bay-2~Bay-5) の船側外板にも同程度の大きさの面内剪断ひずみが高さ方向中央部に広がっている。

その後、図-11 に示すように、右舷船底側の固定端近傍に座屈および降伏が生じ、下向き荷重 $P1$ が $P2$ より先に極大となる。その後も左舷 $P2$ 側圧縮領域 (甲板および船側外板上部) は、船底側より板厚が大きいため座屈が発生せず、上向き荷重 $P2$ は増大を続けるが、やがて最大捩りモーメントに達する。このとき、両舷の荷重差 ($P2 > P1$)

により、試験体全体としてサギングの曲げモーメントを受けることになるため、最大振りモーメントに達した後も崩壊断面の剛性低下が緩やかに進むことになる（図-6(b)参照）。すなわち、座屈の影響の小さい、降伏支配型の崩壊挙動となる。最大振りモーメント到達時の直ひずみ、および面内剪断ひずみの大きさは、ともに 1.5×10^{-3} 程度である。

3.4 曲げおよび振りに関する最終強度相関関係

第2章でも述べたように、本試験条件は、実船に比べて振りモーメントの影響がやや過大となると考えられるが、供試体に対する縦曲げおよび振りに関する最終強度相関関係を検討する。試験体 Model-1 を対象とし、FEM 解析によって得られた結果を図-12 に示す。図中横軸に沿う曲線は縦曲げモーメントのみを、縦軸に沿う曲線は振りモーメントのみを作用させる場合に対応する。それぞれの最大値 M_U および T_U は、 6.94×10^3 kNm および 2.25×10^3 kNm であり、この比率は、参照船の設計荷重¹²⁾における最大縦曲げモーメントと最大振りモーメントの比率とほぼ同等である。ホギング状態 ($M \geq 0$) における縦曲げと振りに関する最終強度相関関係は、次式（図-12 の点線）によってほぼ近似できる。

$$(M/M_U)^2 + (T/T_U)^2 = 1 \quad (3.1)$$

次に、水平曲げおよび振りに関する最終強度相関関係を検討する。図-13 に示すように、左舷船側の甲板側および右舷船側の船底側に剛体構造物を付加し、それぞれに水平方向の強制変位を与えることにより、反力 P_d および P_b を作用させた。

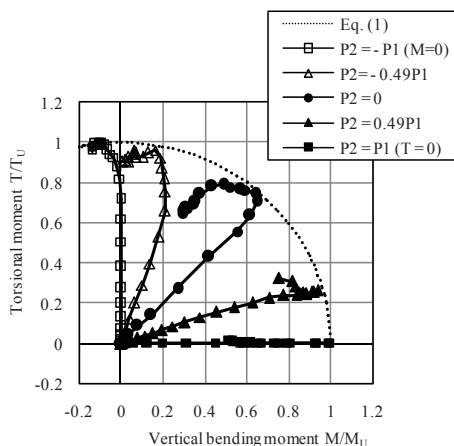


図-12 縦曲げ～振りに関する最終強度相関関係

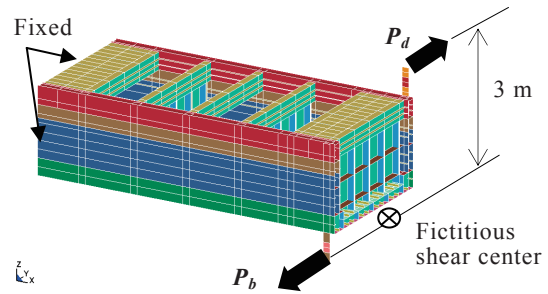


図-13 水平曲げおよび振りに対する FE モデル

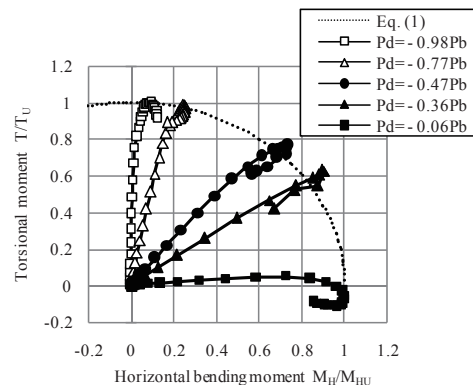


図-14 水平曲げ～振りに関する最終強度相関関係

試験体横断面の剪断中心位置が長さ方向に一定でないため、まず、試験体に水平曲げ変形のみを生じさせる点（仮想的な剪断中心）を決めるため、反力 P_b の作用点位置を変えた繰り返し解析を行った。次に、反力 P_b の作用点位置を仮想的な剪断中心の高さに、また、反力 P_d の作用点を反力 P_b の作用点の上方 3 m の点とした。FEM 解析から得られた水平曲げおよび振りに関する最終強度相関関係を図-14 に示す。最大水平曲げモーメント M_{HU} および最大振りモーメント T_U は、それぞれ 1.07×10^4 kNm および 2.36×10^3 kNm であり、後者は鉛直方向の負荷によって得られた最大振りモーメントとほぼ同等であった。図-13 の条件 ($|P_b| > |P_d|$) で解析した振りモーメントが水平曲げ最終強度に及ぼす影響（図-14 参照）は、縦曲げ最終強度に及ぼす影響（図-12 参照）よりやや小さい。これは、曲げひずみと反りひずみの圧縮側のひずみが、板厚の大きい右舷甲板側の固定端近傍に生じるためと考えられる。逆に図-13 において、 $|P_d| > |P_b|$ となる場合には、曲げひずみと反りひずみの圧縮側のひずみが板厚の薄い左舷船底側に生じるため、振りモーメントが水平曲げ最終強度に及ぼす影響が大きくなると考えられる。

4. Smithの方法に基づく逐次崩壊解析法

本研究では、振りの影響を考慮可能な船体梁の縦曲げ最終強度の簡易計算法（以下、梁要素を用いた逐次崩壊解析手法という）を開発する。具体的には、まず船体を薄肉断面梁で長さ方向に分割する。さらに、各梁要素の断面を Smith の方法¹⁾に基づき、板および防撓パネル要素に分割し、振りによって生じる剪断応力による降伏強度の低下を考慮し、逐次崩壊挙動を解析する¹⁶⁾。

4.1 梁要素の定式化

本節では梁要素の剛性方程式を導出する。まず梁要素の変位場を示し、変位～ひずみ関係と応力～ひずみ関係を求める。次に仮想仕事の原理を用いて剛性方程式を導出する。

4.1.1 変位式

図-15 に示すように横断面上に x, y 座標、軸方向に z 座標を定義する。座標原点は横断面の図心とし、板厚中心線に沿って s 座標を定義する。

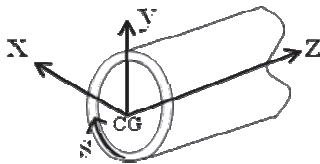


図-15 座標系

振りによる断面のゆがみを考慮すると、断面内の任意の点 (x, y, z) における各座標方向の並進変位 U, V, W は、それぞれ、次の式(4.1)～(4.3)で表される。

$$U(x, y, z) = u_s(z) - (y - y_s)\theta(z) \quad (4.1)$$

$$V(x, y, z) = v_s(z) + (x - x_s)\theta(z) \quad (4.2)$$

$$W(x, y, z) = w(z) - xu'_s(z) - yv'_s(z) + \omega_{ns}(x, y)\theta'(z) \quad (4.3)$$

ここに、 u_s と v_s は、剪断中心 (x_s, y_s) の x, y 方向変位、 w は断面の図心の z 方向変位、 θ は剪断中心を通る z 方向軸回りの回転角、 ω_{ns} はゆがみ関数を表す。また、記号 $(\cdot)$ は z 座標に関する一階微分を表す。本研究では、ゆがみ関数を藤谷の方法¹³⁾を用いて計算する。

4.1.2 変位～ひずみ関係

軸方向ひずみ ε_z 、 sz 平面内の剪断ひずみ τ_{sz} は、それぞれ、式(4.4)および式(4.5)で表される。

$$\varepsilon_z = \frac{\partial w}{\partial z} = w' - xu_s'' - yv_s'' + \omega_{ns}\theta'' \quad (4.4)$$

$$\begin{aligned} \gamma_{sz} &= \gamma_{xz} \frac{\partial x}{\partial s} + \gamma_{yz} \frac{\partial y}{\partial s} \\ &= \left\{ \frac{\partial \omega_{ns}}{\partial s} - (y - y_s) \frac{\partial x}{\partial s} + (x - x_s) \frac{\partial y}{\partial s} \right\} \theta' \end{aligned} \quad (4.5)$$

4.1.3 応力～ひずみ関係

軸方向応力 σ_z 、 sz 平面内のせん断応力 τ_{sz} は、一般的に、式(4.6)のように表される。

$$\begin{Bmatrix} \sigma_z \\ \tau_{sz} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} d_{11} & d_{12} \\ d_{21} & d_{22} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_z \\ \gamma_{sz} \end{Bmatrix} \quad (4.6)$$

4.1.4 剛性方程式

仮想仕事の原理を用いると、式(4.7)の剛性方程式が導出される。

$$\{\Delta F\} = [K]\{\Delta d\} \quad (4.7)$$

ここに、 $\{\Delta F\}$ は節点力増分、 $\{\Delta d\}$ は節点変位増分を表す。また、剛性マトリックス $[K]$ は式(4.8)で与えられる。弾性範囲においては式(4.6)の応力～ひずみ関係が $d_{11} = E$ 、 $d_{22} = G$ 、 $d_{12} = d_{21} = 0$ として与えられる（ E はヤング率、 G は剪断弾性係数）。一方、崩壊解析では d_{ij} が座屈や降伏に伴って変化する。

$$[K] = \int_V \begin{bmatrix} d_{11}[B_1] & -xd_{11}[B_{12}] & -yd_{11}[B_{12}] & \omega_{ns}d_{11}[B_{12}] \\ -xd_{11}[B_{21}] & x^2d_{11}[B_2] & xyd_{11}[B_2] & -x\omega_{ns}d_{11}[B_2] \\ -yd_{11}[B_{21}] & xyd_{11}[B_2] & y^2d_{11}[B_2] & -y\omega_{ns}d_{11}[B_2] \\ \omega_{ns}d_{11}[B_{21}] & -x\omega_{ns}d_{11}[B_2] & -y\omega_{ns}d_{11}[B_2] & \omega_{ns}^2d_{11}[B_2] + g^2d_{22}[B_2] \end{bmatrix} dV \quad (4.8)$$

4.2 崩壊解析

崩壊解析は Smith の方法¹⁾に従い、次の手順で行う。

- (1) 船体を薄肉変断面梁とみなし、船長方向に梁要素で分割する。
- (2) それぞれの梁要素の横断面を図-16のように板要素および防撓パネル要素に分割する。
- (3) 各分割要素に対して、圧縮あるいは引張の軸力荷重が作用したときの平均軸応力～平均軸ひずみ関係を、座屈および降伏の影響を考慮して予め求めておく。

断面平面保持の仮定の下に、曲率を単調増加させ、

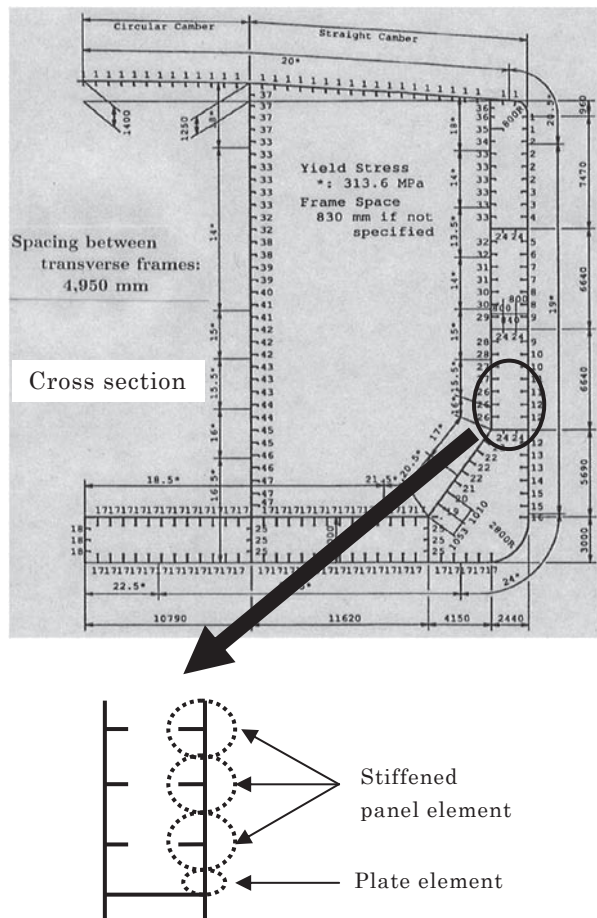


図-16 断面部材の分割

(3)で求めた平均軸応力～平均軸ひずみ関係を考慮し、曲げモーメント～曲率関係を求める。

著者らのひとは、(3)の平均応力～ひずみ関係を解析手法により求めている¹⁴⁾。本研究ではこの手法をもとに、平均応力～ひずみ関係を求め、崩壊解析を行う。解析手順を以下に示す。

- (a) 図-16 に示すように分割された板要素および防撓パネル要素の長さを 2 つのスパン中央間の長さとする (1/2+1/2 横桁間隔)。
- (b) 板要素および防撓パネル要素の板部分については、弾性大たわみ解析および剛塑性解析の解を組み合わせて応力～たわみ関係を求める。具体的には、弾性範囲では sin 波形のたわみを仮定し、弾性大たわみ解析解により求める。また最終強度後の耐荷力は、屋根型崩壊モードを仮定し、剛塑性解析解により求める。最終強度に関しては、弾性大たわみ解析解と剛塑性解析解を、FEM 解析の結果をもとに Curve Fitting させることで求める。
- (c) 防撓材については、曲げ座屈、捩れ座屈あるい

は曲げ捩れ座屈を考慮する。弾性範囲では sin 波形のたわみおよび捩れを仮定して、たわみと捩れの弾性成分を求める。一方、降伏後はスパン中央部の塑性域にのみ一定の曲率を与えるたわみの塑性成分を導入する。

- (d) 各要素に対して平面保持の仮定のもと曲率を増加させ、力とモーメントの釣合条件を満足する応力分布とたわみを求める。さらに応力分布から要素の平均応力～ひずみ関係を求める。

4.3 振りの影響の考慮

一般的な船体梁の終局崩壊は曲げモーメントを主とするものであり(座屈支配型最終強度)、また、第 2 章の試験結果から、振りモーメントの影響は 2 次的であると考えられる。そこで本研究では、まず振りモーメントによって生じる応力を弾性解析により求め、得られた剪断応力および反り応力を初期応力として考慮し、Smith の方法に基づく縦曲げ逐次崩壊解析を行うこととする。

振りモーメントによって生じる剪断応力に関しては、座屈強度に及ぼす影響は考慮せず、降伏強度に及ぼす影響のみ考慮する。具体的には、Mises の降伏条件をもとに降伏応力 σ_Y を低減させ、式 (4.9) で表わされる降伏応力 σ_{Ye} とする。つまり平均応力～ひずみ関係は、図-17 の破線のように低減されることになる。

$$\frac{\sigma_{Ye}}{\sigma_Y} = \sqrt{1 - 3 \left(\frac{\tau_{sz}}{\sigma_Y} \right)^2} \quad (4.9)$$

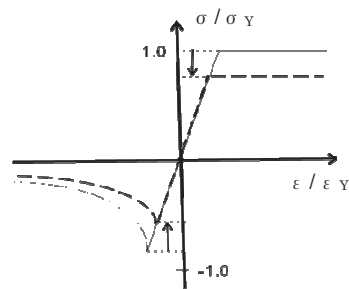


図-17 平均応力～平均ひずみ関係

4.4 コンテナ船模型試験体への適用

本研究で提案する梁要素を用いた逐次崩壊解析手法では、供試試験体を船長方向に 13 個の梁要素に分割した。一方、FEM 解析は、第 3 章の FE モデルを用い、MSC.Dytran による逐次崩壊解析を行った。ただし、計算結果の比較を単純化するため、試験体のすべての要素の材料定数として、ヤング率 205.8 GPa、ポアソン比 0.3、降伏応力

220MPaを仮定した。また、両解析とも、初期たわみおよび溶接残留応力の影響は考慮していない。

4.4.1 純曲げ解析結果

まず、純曲げ崩壊解析 ($P1 = P2$ の場合) について、提案手法および FEM 解析による結果を比較する。提案手法による解析においては、パネル要素および防撓パネル要素 (図-16 参照) の剪断変形を考慮する場合と考慮しない場合について実施した。それぞれの場合の縦曲げモーメントと荷重位置 (図-3 参照) における鉛直方向変位の関係を図-18 に示す。最終強度に関しては、両者はよい相関を示している (提案手法による結果を図中の beam element で示す)。

4.4.2 曲げ振り解析結果

次に、曲げモーメントと振りモーメントの比率を変えた逐次崩壊解析について、提案手法および FEM 解析により得られた結果をそれぞれの最大値で無次元化して図-19 に示す。同図中に実線で示す FEM 解析では、弾性範囲 (実線の直線に近い部分) における荷重 $P1$ および $P2$ に対応する変位の比率を一定に保ちつつ、逐次、変位を増加させる方法で崩壊解析を行った (純曲げ $P1 = P2$ 、および、純振り $P1 = -P2$ の場合を含む計 7 ケー

スを実施)。式(3.1)に準じ、曲げおよび振りの各相関関係に対し、原点から最も遠い点を楕円で結び、最終強度の包絡線として同図中に一点鎖線で示す。

一方、提案手法では、初めに薄肉断面梁モデルに振りモーメントを与え (図-19 中の原点からの上向き矢印の長さ分の振りモーメント)、各断面要素に生じる応力を計算する。その後、それらを初期応力として Smith の方法に基づく縦曲げ逐次崩壊解析 (同図中の右向き矢印の長さ分の曲げモーメント) を実施する。すなわち、 M/T は、初めに与えた振りモーメントと Smith の方法に基づく縦曲げ逐次崩壊解析によって得られる曲げ強度によって決まるため、それらの相関関係を●印で図中に示す。初めに与える振りモーメントの大きさが $T/T_U \geq 0.52$ を超えると、断面要素に生じる応力が降伏応力に達するため、本試験体に対する提案手法の適用範囲は、 $T < 0.52T_U$ となる (降伏の影響を厳密に評価できないため)。しかしながら、この範囲内で提案手法による解析結果は、やや安全側ではあるものの、FEM 解析とよい相関を示している。実船においては、最大振りモーメントは最大曲げモーメントの 1/10 程度であり、この適用範囲は実用性を損なわないと考えられる。

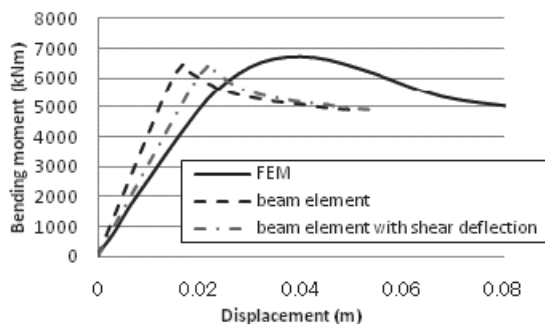


図-18 縦曲げモーメント～鉛直方向変位関係

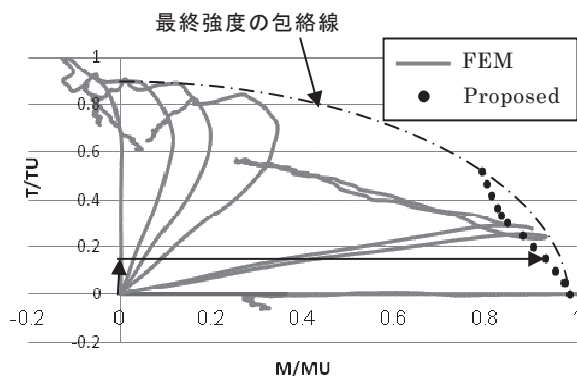


図-19 縦曲げ～振りモーメント相関関係

5. まとめ

甲板に大きな開口を有するコンテナ船では、大型化に伴って振りモーメントが船体の縦最終強度に及ぼす影響が懸念される。そこで本研究は、Smith の方法に基づく船体梁の逐次崩壊解析法を鉛直方向の純曲げ状態だけでなく、振りモーメントが同時に作用する場合にも適用できるように拡張することを目的としている。まず、本研究では、Post Panamax 型コンテナ船を模した約 1/13 縮小試験体を製作し、曲げモーメントと振りモーメントの比率を変えた逐次崩壊試験を実施し、複合荷重下における船体梁の崩壊挙動を明らかにすることを試みた。さらに、各試験条件に対し LS-DYNA を用いた弾塑性 FEM 解析を実施した。得られた知見をまとめて、以下に示す。

(1) 振りモーメントが支配的となる荷重条件では、

試験体の崩壊挙動は以下のとおりとなる。

- 初めに、板厚が他の部材より薄く、面内剪断応力が相対的に大きくなる船側外板および縦隔壁の高さ方向中央付近において剪断座屈が発生する (図-8(a)参照)。
- 次に、振りモーメントによる圧縮反り応力が最大となる $P1$ 側の固定端近傍において (Model-1

においては、さらにホギングの縦曲げモーメントによる圧縮曲げ応力が重畳する)、ビルジコーナ付近の外板に座屈および降伏が生じる(図-8(b)参照)。これは、片舷の船側外板および縦隔壁を1つの桁構造とみなすと、P1側では船底側の板厚が甲板側の板厚より薄いため、P2側よりも断面剛性が先に減少することによる(図-6(b)参照)。

- その後、断面の捩り剛性が大きく変化する部分、すなわち閉断面(固定端近傍のクロスデッキ)に隣接するハッチコーナー部に破断が生じる(図-8(c)参照)。
 - 最後に、圧縮の反り応力および曲げ応力によって引き起こされた座屈変形が、Bay-5~Bay-6の船底外板およびP1側の船側外板下部に広く拡大し(図-8(d)および(e)参照)、曲げ剛性が最小となる断面で全体座屈崩壊が生じた。
- (2) 捩りモーメントが支配的となる場合、純曲げ状態の場合と比較して、最終強度後の荷重の低下が緩やかであり、剛性低下が小さいため、新たな逐次崩壊解析手法の構築においては、捩りの影響を二次的と考える。すなわち、捩りモーメントによって生じる剪断応力は、断面を構成する防撓パネルの材料の降伏応力を低下させることで考慮し、反り応力は、防撓パネルの初期応力として考慮することとする。
- (3) 試験体 Model-1 を対象として、FEM 解析によって得られた曲げおよび捩りに関する最終強度相関関係は、式(3.1)によってほぼ近似できる。

さらに、逐次崩壊試験および FEM 解析によって得られた知見に基づき、Smith の方法に基づく逐次崩壊解析手法を捩りの影響を考慮できるように拡張を試み、計算結果を FEM 解析結果と比較した。

- (4) 縦曲げ最終強度に関して FEM 解析結果と梁要素解析は良い相関を示した。また曲げ捩り解析に関して、捩りモーメントが縦曲げモーメントに対して相対的に小さい範囲では、FEM 解析結果と梁要素解析は良い相関を示し、良好な精度で解析できることを示した。

今後、規則荷重(波浪捩りモーメント)を受ける実コンテナ船を対象として、提案解析手法および全船 FEM 解析を実施し、提案手法の適用性および妥当性を検証する予定である。

謝 辞

本研究の実験実施に当たり、当時大阪大学の技

術専門職員和久田宏氏、在学中であった山岡正氏(現株式会社デンソー) 春田常典氏(現三井造船株式会社)、および独立行政法人海上技術安全研究所の研究員渡邊尚彦氏(現岐阜工業高等専門学校) および専門研究員佐久間正明氏にご協力をいただいた。また、本研究の FEM 解析実施に当たり、独立行政法人海上技術安全研究所専門研究員橋爪豊氏に多大なご協力をいただいた。各位の労に感謝致します。

最後に、本研究は独立行政法人日本学術振興会科学研究費補助金基盤研究(S)(課題番号: 18106015; 研究代表者: 矢尾哲也)、並びに、同基盤研究(A)(課題番号: 23246150; 研究代表者: 藤久保昌彦)の補助のもと実施されたものであることを付記する。

参考文献

- 1) Smith, C. S.: Influence of Local Compressive Failure on Ultimate Longitudinal Strength of a Ship's Hull, Proceedings of the International Symposium on Practical Design in Shipbuilding, Tokyo, Japan (1977), pp.73-79
- 2) 矢尾哲也、今安英一郎、前野嘉孝、藤井康成、野瀬幹夫: 垂直剪断力による断面の反りが船体の縦曲げ最終強度に及ぼす影響に関する研究、関西造船協会論文集、第 243 号(2005)、pp.57-66
- 3) 杉村卓、野崎政治、鈴木輝雄: 構造模型による護衛艦上甲板の座屈実験、造船協会論文集、第 119 号(1966)、pp.209-220
- 4) Dow, R. S.: Testing and analysis of 1/3-scale welded steel frigate model, Proceedings of the International Conference on Advances in Marine Structures(1991), ARE, Dunfermline, Scotland, pp.749-773
- 5) 遠藤久芳、田中義照、青木元也、井上肇、山本善之: スラミングを受ける船首部の縦強度、日本造船学会論文集、第 163 号(1988)、pp.322-333
- 6) 矢尾哲也、藤久保昌彦、柳原大輔、藤井一申、松井良太、古井成知、桑原幸伸: 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、日本造船学会論文集、第 191 号(2002)、pp.255-264
- 7) Reckling, K. A.: Behaviour of box girders under bending and shear, Proceedings of the ISSC(1979), Paris, France, pp. II.2 46-49
- 8) Ostapenko, A.: Strength of ship hull girders under moment, shear and torque, Proceedings of the SSC-SNAME Symposium on

- Extreme Loads Response(1981), Arlington, USA, pp.149-166
- 9)西原誠一郎：防撓矩形板の最終強度解析（第4報）－船体崩壊曲げモーメントについて－、日本造船学会論文集、第154号(1983)、pp.367-375
- 10)Mansour, A. E., Lin Y. H. and Paik, J. K.: Ultimate strength of ships under combined vertical and horizontal moments, Proceedings of the Sixth International Symposium on Practical Design in Shipbuilding(1995), Seoul, Korea, pp.844-851
- 11)Sun, H-H. and Guedes Soares, C.: An experimental study of ultimate torsional strength of a ship-type hull girder with a large deck opening, Marine Structures, 16:1(2003), pp.51-67
- 12)財団法人日本海事協会：コンテナ運搬船の構造強度に関するガイドライン、船体曲げ捩り強度評価ガイドライン（改訂版）、(2012)
- 13)藤谷義信：薄肉はり構造解析、培風館（1990）
- 14)矢尾哲也：船体構造の座屈・塑性崩壊強度、日本海事協会本部（1995）
- 15)田中義照、安藤孝弘、穴井陽祐、飯島一博、藤久保昌彦、矢尾哲也：複合荷重下における船体梁の縦曲げ最終強度に関する研究－その1縮尺模型による逐次崩壊試験－、日本船舶海洋工学会、第16号(2012)、pp.121-130
- 16)小河寛明、辰巳晃、田中義照、藤久保昌彦、飯島一博：曲げと捩りを受ける船体梁の縦最終強度解析法に関する研究、日本船舶海洋工学会講演会論文集、第13号(2011)、CD-ROM