

ISO18072 最終強度算式検証のための 防撓パネルおよび船体桁のベンチマーク計算

田中 義照*、穴井 陽祐*、安藤 孝弘*、橋爪 豊*

Benchmark Calculation on the Ultimate Strength of Stiffened Panels and Hull Girders for the Verification of ISO18072 Formulas

by

Yoshiteru TANAKA, Yosuke ANAI, Takahiro ANDO
and Yutaka HASHIZUME

Abstract

New technical specification for ultimate limit state of ships (ISO18072 series) was proposed by Dr. Frieze and Prof. Paik in 2003 (ISO; International Organization for Standardization). This specification was composed of four parts;

- Part 1: General requirements for their limit state assessment
- Part 2: Requirements for ultimate limit state assessment
- Part 3: Requirements for fatigue limit state assessment
- Part 4: Requirements for accidental limit state assessment

However, these requirements contained inaccurate formulas and were not verified by other researchers. Therefore, the benchmark calculation for Part 2 was planned by research committee¹⁾ organized in the Japan Society of Naval Architects and Ocean Engineers.

In this report, the results of the research committee mainly performed by authors are presented, that is, the results of nonlinear finite element analysis applied to the calculation of ultimate strength for stiffened panels and hull girders are presented. From the comparison of ISO18072 formulas to the other calculation methods, it is cleared that ISO18072 formulas give quite low ultimate strength of stiffened panel under various load conditions.

* 構造系

原稿受付 平成 23 年 10 月 21 日

審査日 平成 23 年 12 月 15 日

目 次

1. はじめに	124
2. 防撓パネルに対するベンチマーク計算	124
2.1 ベンチマーク計算モデル	124
2.1.1 計算モデル	124
2.1.2 境界条件	126
2.1.3 荷重条件	126
2.2 ベンチマーク計算に適用した解析方法	126
2.3 計算結果および考察	126
2.3.1 最終強度～細長比関係(縦圧縮)	126
2.3.2 最終強度～防撓材寸法関係(縦圧縮)	127
2.3.3 最終強度相関関係(二軸圧縮+水圧)	127
3. 船体桁に対するベンチマーク計算	133
3.1 計算対象	133
3.2 計算方法	133
3.2.1 有限要素モデル作成方法と載荷方法	133
3.2.2 材料定数	133
3.2.3 境界条件	134
3.3 計算結果	135
3.3.1 バルクキャリア	135
3.3.2 その他の船種	141
3.4 最終強度計算結果の比較と考察	141
3.4.1 応力分布	141
3.4.2 縦曲げモーメント	141
3.4.3 他の規則算式、解析法との比較	142
4. まとめ	142
参考文献	142

1. はじめに

「船体構造の限界状態評価基準」の策定を目指した ISO 18072 シリーズは、2003 年に Dr. Frieze (英国) および Prof. Paik (韓国) によって提案された。本提案は、Part 1～Part 4 からなり、それぞれ、「限界状態評価のための一般要件」、「最終限界状態評価のための要件」、「疲労限界状態評価のための要件」、「事故限界状態評価のための要件」が記述されている。これらのうち、Part 2 は、2008 年 7 月の DIS (Draft International Standards) 投票の段階で採用が否決されたが、国際基準 (International Standards) ではなく、技術資料 (Technical Specification) として改めて作成されることになった。

しかしながら、本基準は、IMO (International Maritime Organization) の GBS (Goal-Based Standards) や IACS (International Association of Classification Societies) の CSR (Common Structural Rules) に対抗する形で船体構造の限界状態評価に関する国際基準策定を目指したもの

であり、最終強度基準における double standard 化を招く恐れがあった。また、算式の多くは Prof. Paik が導いたものであり、十分にその精度が検証されている式とは言えないものであった。そのため、ISO の第 8 技術委員会 (TC8)・構造関係小委員会 (SC8) 下の担当 WG3 は、「最終強度算式はベンチマーク計算を実施して、その精度を確認されるべきである」との意見を表明し、それを受けて、ベンチマーク計算実施案が矢尾教授によって検討されることとなった。

ベンチマーク計算を実施するに当たり、日本船舶海洋工学会に「ISO18072 最終強度算式検証のための研究委員会」¹⁾ が組織され、Part 2 の技術資料そのものの検証、および、ISO 算式により算定される最終強度のベンチマーク計算が実施された。しかしながら、担当 WG3 にベンチマーク計算結果を開示しつつあった 2010 年 12 月に、上部委員会である TC 8 および SC 8 両委員会委員長の連名で、ISO 18072 シリーズ開発の全面的な中止指令が出され、既に発効していた Part 1 を含めて本提案の廃止が決まった。

本報告では、上記委員会で実施したベンチマーク計算のうち、著者らが担当した防撓パネルおよび船体桁の有限要素法解析の結果を示すとともに、ISO 算式との比較結果を示す。なお、本研究は重点研究③「船体構造の経年劣化対策の強化及びこれを踏まえた構造基準の体系化のための研究」の小分類として平成 22 年度に実施されたものであるが、ISO 算式の内容および問題点や検証結果の詳細については、委員会報告書¹⁾を参照されたい。

2. 防撓パネルに対するベンチマーク計算

2.1 ベンチマーク計算モデル

2.1.1 計算モデル

本研究では、バルクキャリアを想定した計算モデルとして、図-2.1 に示すような防撓パネルを考える。具体的には、幅 B の間隔で設けられた縦桁 (Longitudinal girder) 間に 2 本の防撓材 (stiffener) が配置される防撓パネルである。表-2.1 に計算モデルの寸法を示す。また、パネルの板厚 t_p は表-2.2 に示すように 6 種類を想定する。表-2.2 中の β は、横桁および防撓材で囲まれた局所的なパネルの細長比を示しており、防撓パネルが梁柱として座屈するような全体座屈に対する細長比ではない ((2.1)式参照)。ここに、 σ_Y および E は、それぞれ、材料の降伏応力およびヤング率である。

$$\beta = \frac{b}{t_p} \sqrt{\frac{\sigma_Y}{E}} \quad (2.1)$$

一方、防撓材として図-2.2 に示すような flat-bar ($h \times t_w$)、angle-bar ($h \times b_f \times t_w / t_f$) および tee-bar ($h \times t_w + b_f \times t_f$) の3タイプを考え、各タイプとも Size 1~Size 4 の4種類の寸法を想定した(表-2.3 参照)。なお、本ベンチマーク計算では、パネルおよび防撓材の機械的性質として、ヤング率 $E=205.8$ GPa、降伏応力 $\sigma_Y=313.6$ MPa、ポアソン比 $\nu=0.3$ の弾完全塑性体を仮定した。

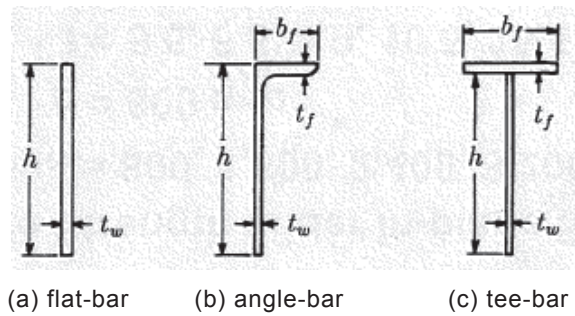


図-2.2 防撓材の形状

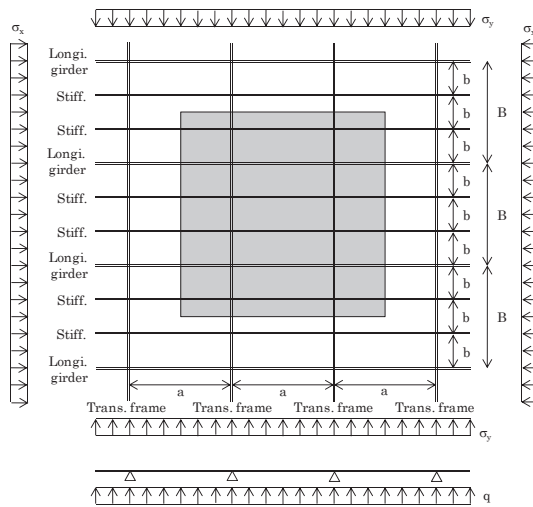


図-2.1 ベンチマーク計算モデル

表-2.1 計算モデルの寸法

Trans. frame space, a (mm)	2,550
Longi. girder space, B (mm)	2,550
longi. space, b (mm)	850
aspect ratio, a/b	3.0

表-2.2 計算モデルのパネル部板厚

a (mm)	b (mm)	t_p (mm)	β
2,550	850	9.5	3.49
		11	3.02
		13	2.55
		16	2.07
		22	1.51
		33	1.01

表-2.3 防撓材の寸法 (単位: mm)

	Size 1	Size 2	Size 3	Size 4
flat-bar	150×17	250×25	350×35	550×35
angle-bar	150×90×9/12	250×90×10/15	400×100×12/17	600×150×15/20
tee-bar	138×9 + 90×12	235×10 + 90×15	383×12 + 100×17	580×15 + 150×20

表-2.4 長さ方向の座屈半波数

$\sigma_x : \sigma_y$								
1:0	1:0.2	1:0.41	1:0.67	1:1	0.67:1	0.41:1	0.2:1	0:1
m=3	m=2	m=1	m=1	m=1	m=1	m=1	m=1	m=1

表-2.5 荷せ馬モードの初期たわみ成分

A_{01}	A_{02}	A_{03}	A_{04}	A_{05}	A_{06}	A_{07}	A_{08}	A_{09}	A_{010}	A_{011}
1.1458	-0.0616	0.3079	0.0229	0.1146	-0.0065	0.0327	0.0	0.0	-0.0015	-0.0074

パネルに生じている初期不整として、2つの初期たわみ形状を考える。Case A は、(2.2) 式で与えられる座屈モードの初期たわみで、

m は長さ方向の座屈半波数を表し、2軸方向の面内圧縮応力 σ_x と σ_y の比によって、表-2.4 のように変化させる。

$$w_0 = A_0 \sin \frac{m\pi x}{a} \sin \frac{\pi y}{b} \quad (2.2)$$

(2.2)式中の初期たわみ係数 A_0 は、ISO 算式の条件と一致するように(2.3)式で与える。

$$A_0 = 0.1\beta^2 t_p \quad (2.3)$$

ところで、上甲板等に生じている実際の初期たわみ形状を考えると、(2.3)式で与えられるような大きな値を持つ座屈モードの初期たわみは現実的ではない。そこで、Case Bとして、(2.4)式で与えられるような脅せ馬モードの初期たわみについても一部の条件に対して有限要素法解析を実施した。

$$w_0 = W_{0\max} \left| \sum_{i=1}^{11} A_{0i} \sin \frac{i\pi x}{a} \sin \frac{\pi y}{b} \right| \quad (2.4)$$

(2.4)式中のたわみ係数 A_{0i} には表-2.5 に示す値を用いた²⁾。初期たわみの最大値 $W_{0\max}$ には、(2.3)式の右辺を用いたが、JSQS 基準に従い、6.0 mmを超えないように設定した。

一方、防撓パネルの全体初期たわみとして、図-2.1 に示す縦桁および横桁間に最大値 B_0 の1半波座屈モードの初期たわみを考える。したがって、防撓材位置での曲げ初期たわみ w_{0s} は、(2.5)式で表される。さらに防撓材には、(2.6)式で示される横倒れ初期たわみ v_{0s} を考える(図-2.3 右図参照)。ただし、局部パネルに座屈モードの初期たわみを与える場合(Case A)には $B_0 = C_0 = 0.0015a$ を、現実的な初期たわみを与える場合(Case B)には $B_0 = C_0 = 0.001a$ を設定した。

なお、初期不整のうち溶接残留応力は無視する。

$$w_{0s} = B_0 \sin \frac{\pi x}{a} \sin \frac{\pi y}{B} \quad (2.5)$$

$$v_{0s} = C_0 \sin \frac{\pi x}{a} \cdot \left(\frac{z}{h} \right) \quad (2.6)$$

2.1.2 境界条件

有限要素法解析では、基本的には図-2.1の網掛け部分で示すように、横桁間を1 span、縦桁間を1 bayとした triple-span/triple-bay model (1/2 + 1 + 1/2) を解析対象とした(一部の解析条件では対称性を考慮し、double-

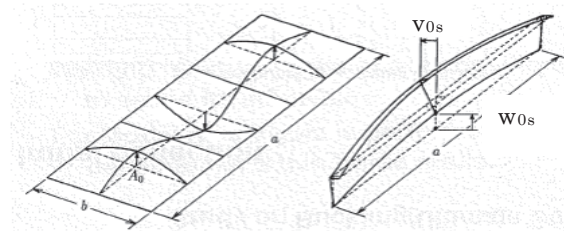


図-2.3 防撓パネルの初期たわみ (Case A)

span/double-bay model (1/2 + 1/2) 等を解析対象とした)。解析領域の周辺はすべて一様に面内変位するとし、短辺どうし、および長辺どうしの辺上の面外たわみおよびたわみ角が同じになる周期連続条件を与えた。

2.1.3 荷重条件

上述の防撓パネルに2軸方向の面内圧縮応力 σ_x と σ_y 、並びに水圧に相当する横分布荷重 q が作用する場合を考え、最終強度計算を行った。面内圧縮荷重については、表-2.4 に示す9種類の応力比を考える。また、水圧荷重の大きさとして $q = 0, 0.1, 0.2, 0.3$ MPa の4つを考える。

2.2 ベンチマーク計算に適用した解析方法

2.1 に示した計算条件に対して、ISO 算式¹⁾、DNV の設計用計算プログラム PULS³⁾、CSR-B 算式⁴⁾、Prof. Paik の計算プログラム ALPS/ULSAP⁵⁾、非線形有限要素法解析コード MSC. Marc および同 ULSAS (広大等所有の in-house コード) による防撓パネルの最終強度ベンチマーク計算を行った。なお、ISO 算式には、2007 年 12 月 30 日付けの草案に記載された算式(ISO(1))と、2010 年 10 月 10 日付けの草案に記載された算式(ISO(2))がある¹⁾が、本論文では前者による結果を比較に用いた。

2.3 計算結果および考察

2.3.1 最終強度～細長比関係 (縦圧縮)

図-2.4 に縦圧縮荷重を受ける tee-bar 付き防撓パネルの最終強度とパネル細長比の関係を示す。有限要素法解析の結果を見ると、Case B の初期たわみを与えた MARC(B)は、Case A の初期たわみを与えた MARC(A)と比べて最終強度が上昇する。特に、Size 2 以上の大きさの防撓材を持つ防撓パネルにおいて、 $\beta=2$ 付近での強度上昇が大きい。一方、Size 1 の大きさの防撓材を持つ防撓パネルでは、 $\beta = 1.5$ 以下の厚板でこのような強度上昇は見られない。これは防撓材の防撓効果が小さいため、いずれも

大骨間を1半波とする座屈モードで崩壊するためである。

すべての場合において、ISO 算式による結果は最も低い最終強度を示しており、ALPS/ULSAPの結果とも一致していない。

PULS は、有限要素法解析の結果とよく似た傾向を示している。ただし、Size 3 あるいは Size 4 のように、防撓材の剛性が高い薄板防撓パネルでは、やや危険側の最終強度を推定する。CSR-B も有限要素法解析の結果とよく似た傾向を示しているが、PULS よりやや安全側の結果を示す。

2.3.2 最終強度～防撓材寸法関係（縦圧縮）

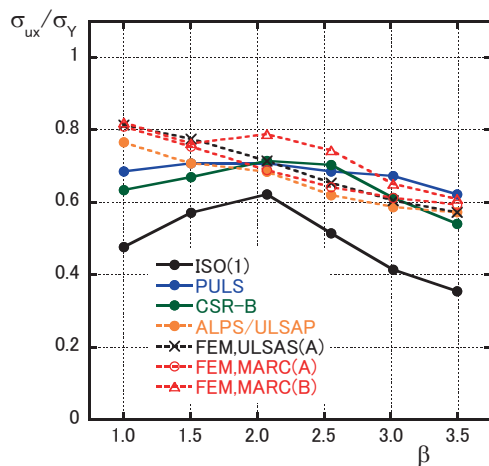
図-2.5 に縦圧縮荷重を受ける tee-bar 付き防撓パネルの最終強度と防撓材寸法の関係を局部パネルの板厚別に示す。パネル細長比 $\beta \leq 2$ の厚板に

対しては、PLUS および CSR-B とともにほぼ同等の最終強度を推定し、有限要素法解析の結果も同様の傾向がある。一方、 $\beta \geq 2.5$ の薄板では、CSR-B の推定値が防撓材の寸法にかかわらず一定となり、有限要素法解析の結果は PLUS と CSR-B のほぼ中間の値を示す。ISO 算式の結果は、他の解析方法と比較して、いずれの場合もかなり低めで安全側の値を示す。

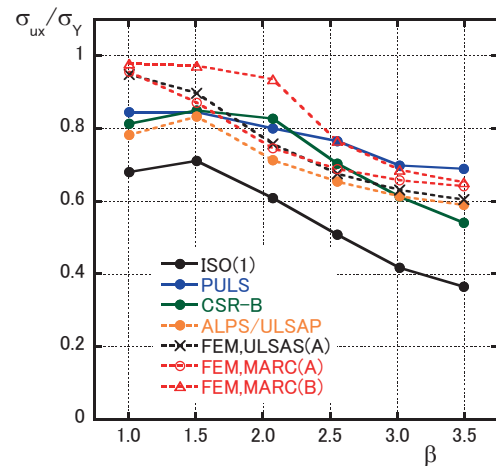
2.3.3 最終強度相関関係（二軸圧縮+水圧）

図-2.6～図-2.9 に二軸圧縮荷重と水圧荷重 ($q=0$ および $q=0.2$ MPa) を同時に受ける tee-bar 付き防撓パネル (Size 2 および Size 4 の防撓材についてのみ) について、最終強度相関関係を示す。

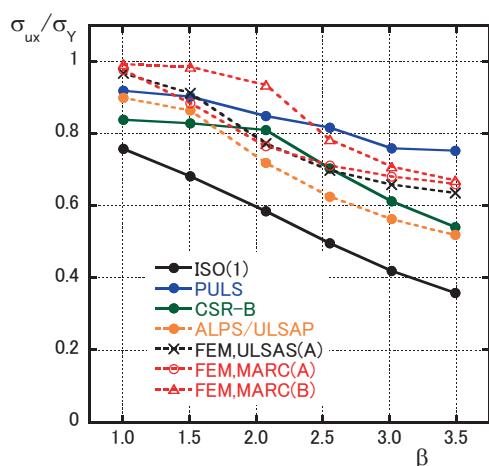
ほとんどの場合において、ISO 算式の結果は他の解析法と比べてかなり安全側の最終強度を与え



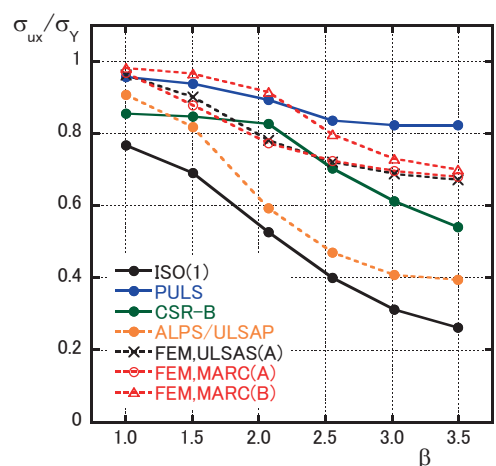
(a) Size 1



(b) Size 2



(c) Size 3



(d) Size 4

図-2.4 最終強度とパネル細長比の関係 (tee-bar 付き防撓パネル)

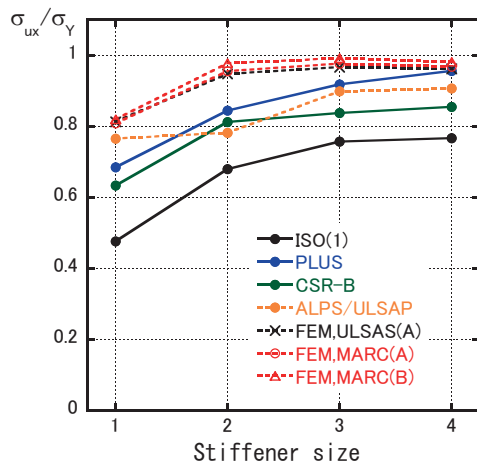
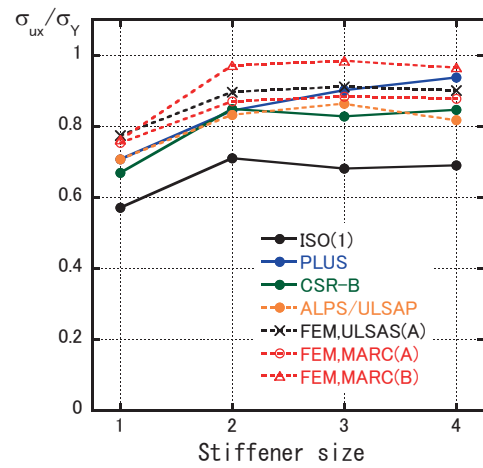
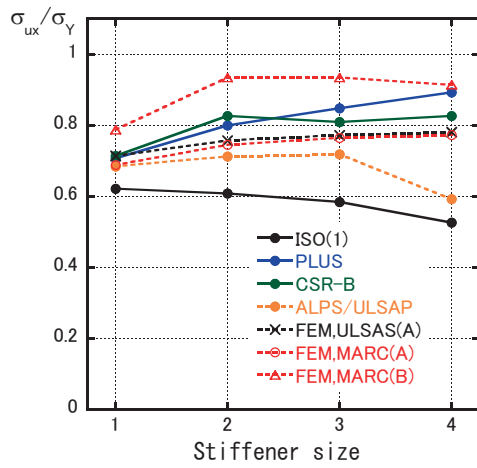
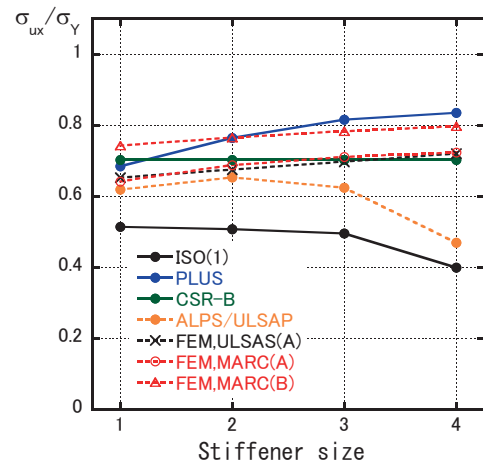
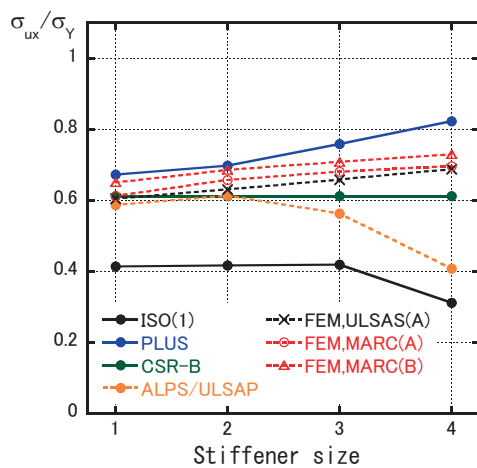
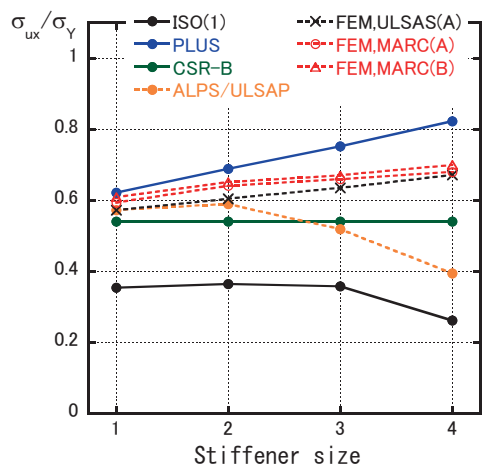
(a) $t_p = 33$ mm(b) $t_p = 22$ mm(c) $t_p = 16$ mm(d) $t_p = 13$ mm(e) $t_p = 11$ mm(f) $t_p = 9.5$ mm

図-2.5 最終強度と防撓材寸法の関係 (tee-bar 付き防撓パネル)

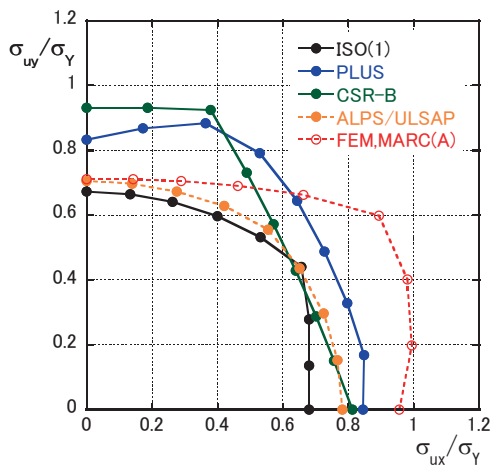
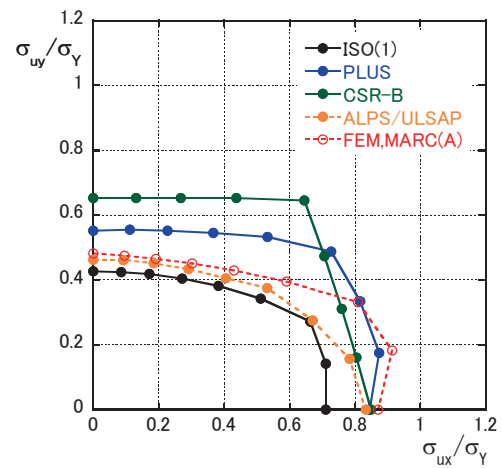
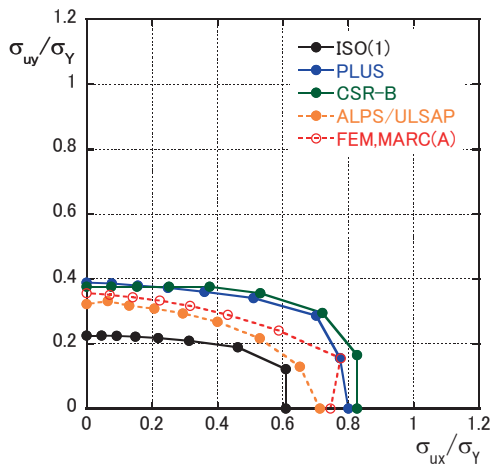
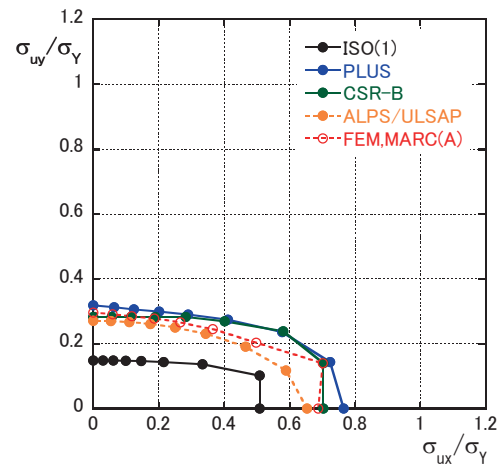
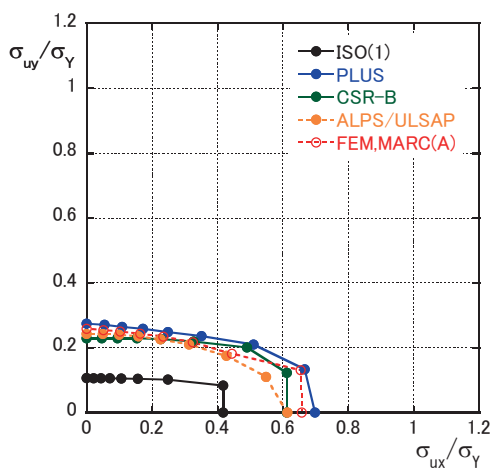
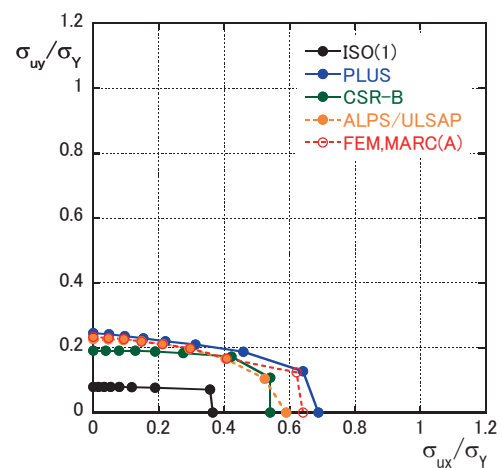
(a) tee-bar (Size 2), $t_p = 33$ mm(b) tee-bar (Size 2), $t_p = 22$ mm(c) tee-bar (Size 2), $t_p = 16$ mm(d) tee-bar (Size 2), $t_p = 13$ mm(e) tee-bar (Size 2), $t_p = 11$ mm(f) tee-bar (Size 2), $t_p = 9.5$ mm

図-2.6 防撓パネルの最終強度相関関係 (tee-bar)

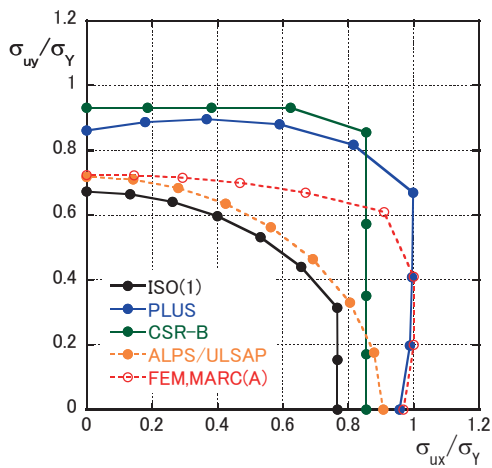
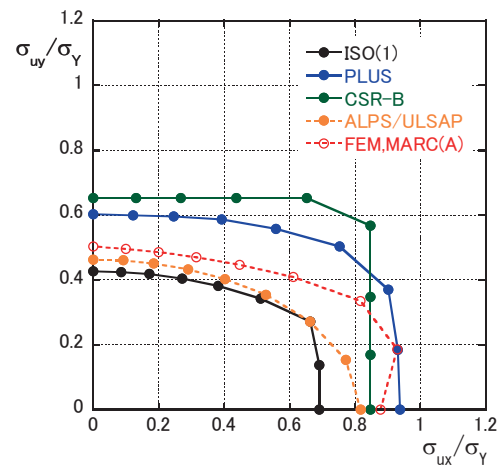
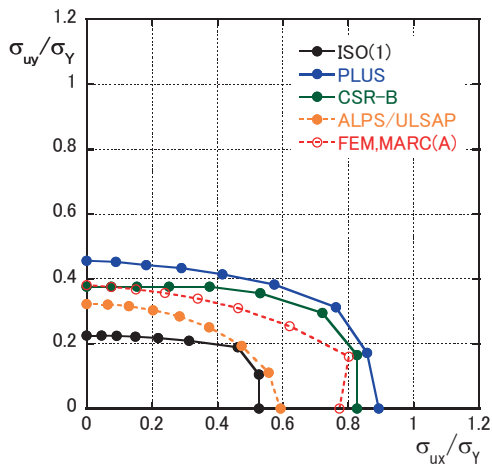
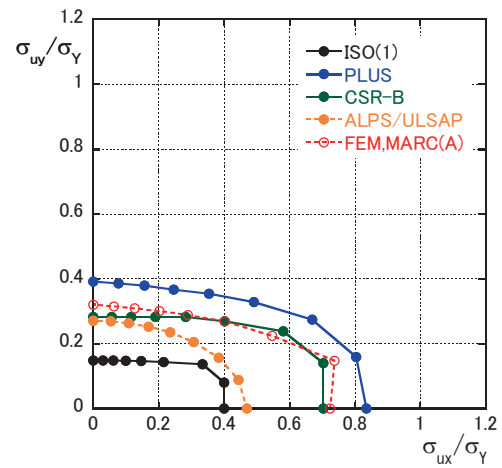
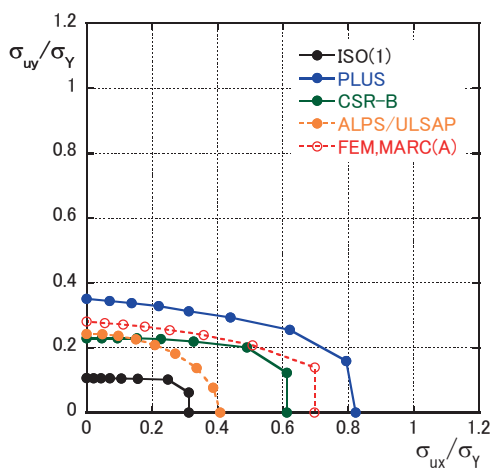
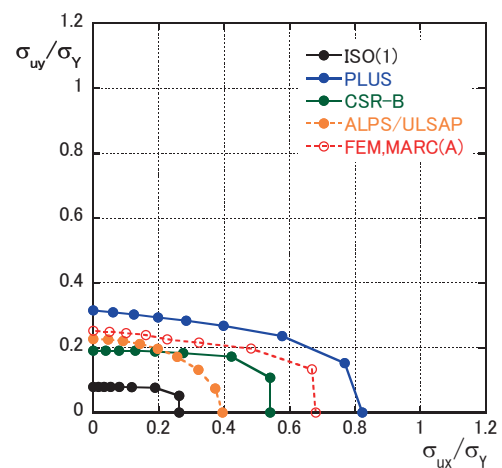
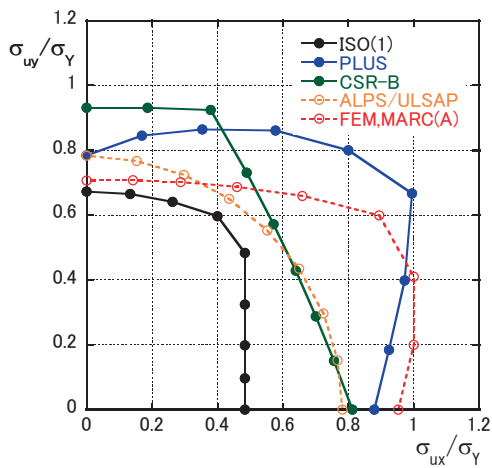
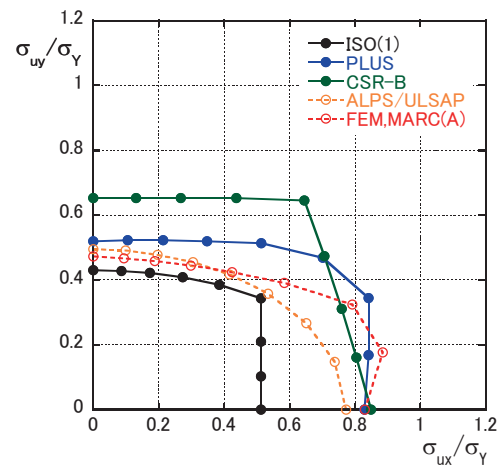
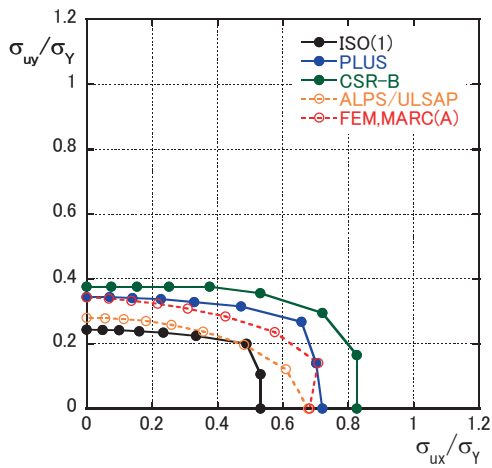
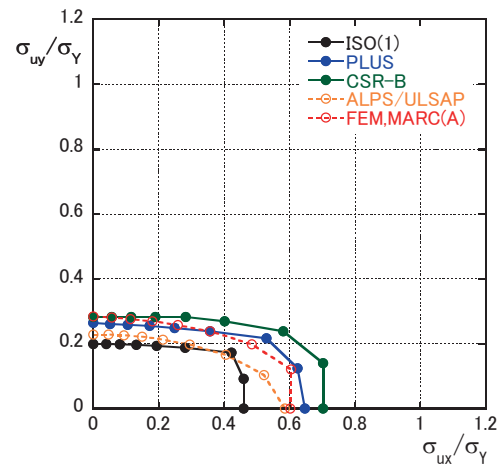
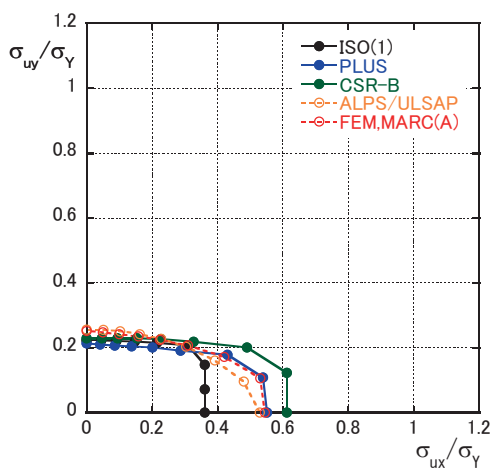
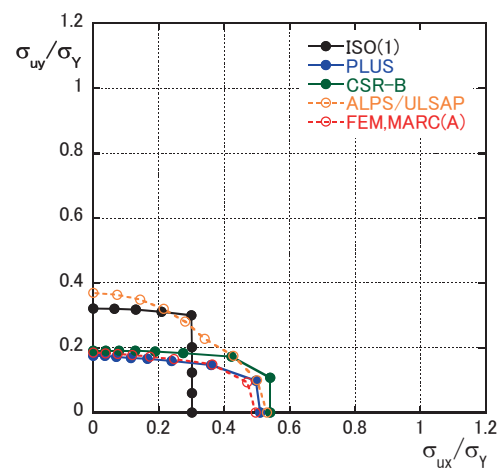
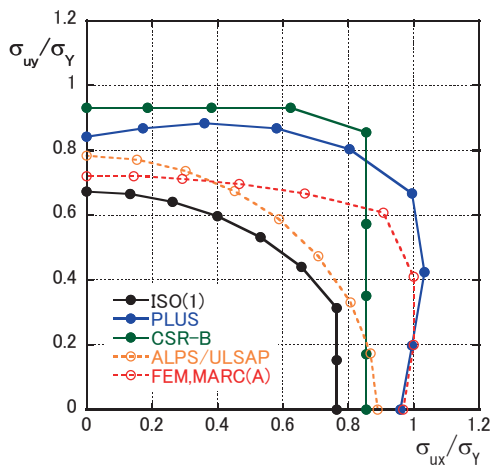
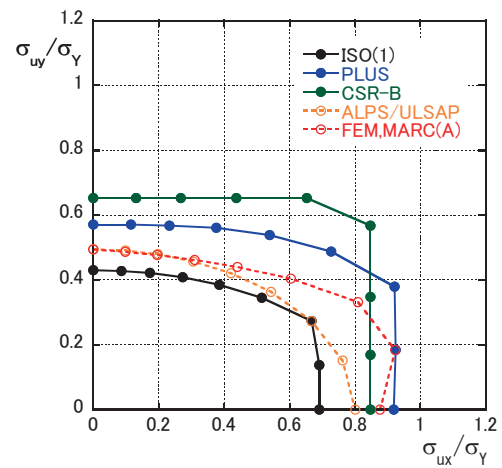
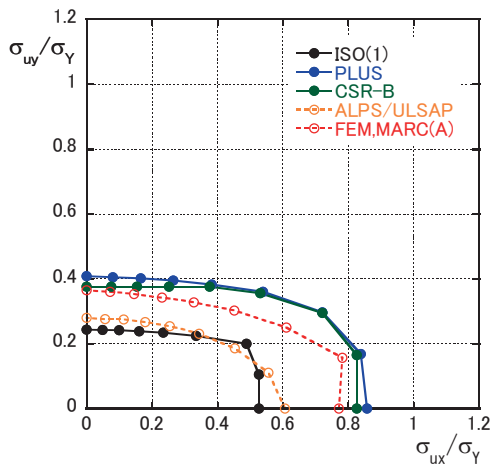
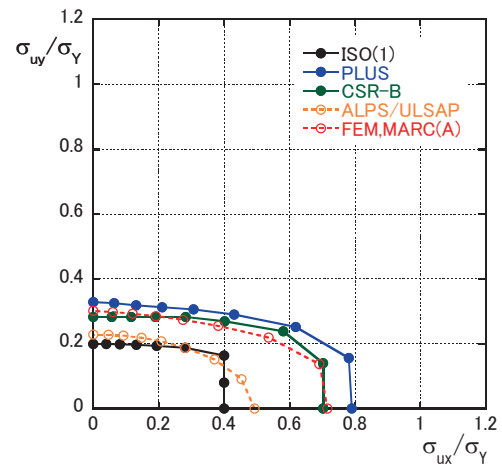
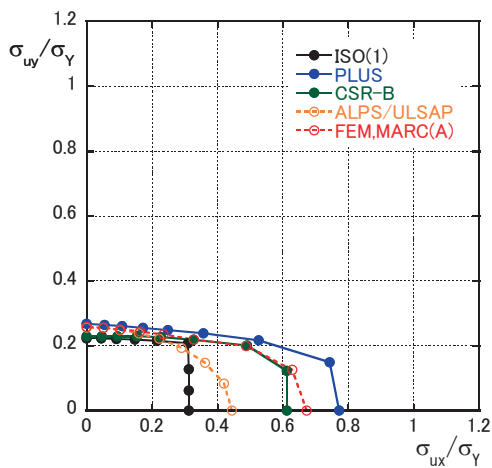
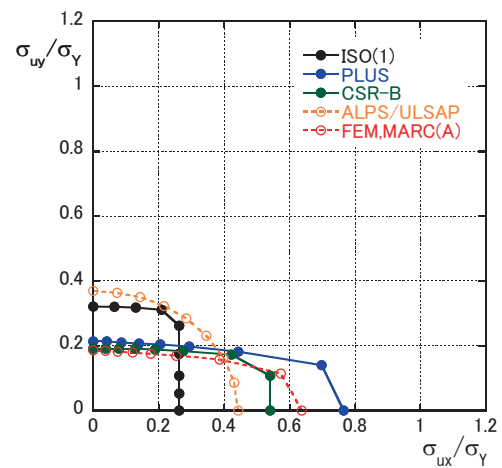
(a) tee-bar (Size 4), $t_p = 33$ mm(b) tee-bar (Size 4), $t_p = 22$ mm(c) tee-bar (Size 4), $t_p = 16$ mm(d) tee-bar (Size 4), $t_p = 13$ mm(e) tee-bar (Size 4), $t_p = 11$ mm(f) tee-bar (Size 4), $t_p = 9.5$ mm

図-2.7 防撓パネルの最終強度相関関係 (tee-bar)

(a) tee-bar (Size 2), $t_p = 33$ mm(b) tee-bar (Size 2), $t_p = 22$ mm(c) tee-bar (Size 2), $t_p = 16$ mm(d) tee-bar (Size 2), $t_p = 13$ mm(e) tee-bar (Size 2), $t_p = 11$ mm(f) tee-bar (Size 2), $t_p = 9.5$ mm図-2.8 防撓パネルの最終強度相関関係 (tee-bar, $q = 0.2$ MPa)

(a) tee -bar (Size 4), $t_p = 33$ mm(b) tee -bar (Size 4), $t_p = 22$ mm(c) tee -bar (Size 4), $t_p = 16$ mm(d) tee -bar (Size 4), $t_p = 13$ mm(e) tee -bar (Size 4), $t_p = 11$ mm(f) tee -bar (Size 4), $t_p = 9.5$ mm図-2.9 防撓パネルの最終強度相関関係 (tee-bar, $q = 0.2$ MPa)

ており、ALPS/ULSAP の計算結果とも一致していない。また、水圧が大きくなる ($q \geq 0.2$ MPa) と、薄板の場合にかなり過大な最終強度を与える場合がある。PULS は、水圧の有無にかかわらず、ISO の初期たわみを与えた MARC(A)より全般に高めの最終強度を与える。CSR-B は MARC(A)と比較して、 $\beta \leq 1.5$ の厚板に対しては、横圧縮が支配的な場合にやや高め、縦圧縮が支配的な場合にやや低めの最終強度を与える。 $\beta \geq 2.0$ の板厚に対しては、MARC(A)とほぼ同程度の最終強度を与える。

3. 船体桁に対するベンチマーク計算結果

3.1 計算対象

船体桁の最終強度ベンチマーク計算対象は、バルクキャリア、コンテナ船、ダブルハルタンカー、シングルハルタンカー、および、フリゲート・モデル⁶⁾の5船種である。フリゲート・モデルは実船の1/3スケールモデルであり、その他は実船である。対象船の主要目、有限要素モデルの節点数および要素数を、それぞれ、表-3.1 および表-3.2に示す。

また、中央横断面図を図-3.3, 3.6, 3.8, 3.10, 3.12に示す。なお、船長方向のモデル化範囲は、モデル中央の横フレームを挟んだ $1/2 + 1/2$ フレーム・スペースである。

3.2 計算方法

3.2.1 有限要素モデル作成方法と載荷方法

有限要素法解析では、陽解法商用解析コード LS-DYNA 用のモデルを作成する。モデルは、ブラケット等の細かい部材も含め、シェル要素でモデル化した。基本のメッシュサイズは、バルクキャリア以外の船種の場合、船長方向の1トランス間を8分割した。バルクキャリアは解析対象のモデルの中央横断面に横部材を考慮する場合(横フレームあり)、および、境界条件により横部材の影響を表現する場合(横フレームなし)を比較するため、中央断面(横フレーム位置)近傍の外板構

表-3.1 計算対象船の主要目(単位:m)

船種	船長	船幅	深さ
バルクキャリア	285	50	26.7
コンテナ船	230	32.2	21.5
ダブルハル VLCC	315	58	30.3
シングルハル VLCC	313	48.2	25.2
フリゲート・モデル	18	4.2	2.8

表-3.2 各モデルの節点数および要素数

船種	節点数	要素数
バルクキャリア (横フレームなし)	52,112	50,696
バルクキャリア (横フレームあり)	59,220	59,148
コンテナ船	78,967	76,970
ダブルハル VLCC	87,041	83,640
シングルハル VLCC	43,555	41,514
フリゲート・モデル	33,875	32,520

造をより詳細に分割した。また、縦通材のウェブは曲げ変形を考慮できるように、2個以上の要素に分割した。また、メッシュ形状ができるだけ正方形に近くなるように要素分割を行った。表-3.2に各モデルの要素数を示すが、十分細かいメッシュサイズとなっている。また他の解法では上甲板の初期たわみを考慮しているが、LS-DYNAを用いた有限要素法解析では初期たわみを考慮していない。

次に船体モデルへの荷重の載荷方法について述べる。図-3.2に示すように、船体モデルの前後位置に2枚の剛体壁を配置し、船体中心線上の任意の点回りにそれぞれ逆向きの強制回転角速度を与えることにより、曲げモーメントを作用させた。剛体壁は、船幅方向と上下方向の変位を拘束するが、船長方向には自由に移動できる。LS-DYNAの*CONSTRAINED_INTERPOLATION機能を使用し、剛体壁に接する前後端断面節点の船長方向変位のみを、剛体壁の船長方向変位と同じ値になるように拘束した。その結果、船体モデルの前後端部断面が直線を保った状態で回転する。逐次崩壊解析では、最終強度は外力の載荷速度の影響を受けるため、剛体壁の回転角速度を種々変化させて試算を実施し、崩壊モーメントが載荷速度によらず、ほぼ一定になる回転角速度を求めた。その結果、ここでは剛体壁の回転角速度として 2.84×10^{-5} rad/secを使用した。

なお、本有限要素法解析は、設計段階で広く用いられている Smith の方法に基づく船体桁の逐次崩壊解析法に準じて実施するものであり、縦曲げ最終強度を簡易的に計算するものである。縦曲げ最終強度をより精度良く計算するためには、剪断遅れに起因する反り応力の発生に伴い、断面が平面を保持しない条件を満足するような解析範囲の設定とモデル化が必要である。

3.2.2 材料定数

材料の降伏応力は図面設計値(図-3.3等参照)とし、ヤング率 $E = 205.8$ GPa、ポアソン比 $\nu = 0.3$

を用いた。また、LS-DYNA による逐次崩壊解析では、MAT24 を用いて弾完全塑性体を仮定し、応力～ひずみ関係を、相当応力～相当塑性ひずみ関係に変換して使用した。

3.2.3 境界条件

ベンチマーク計算時の境界条件に関しては、バルクキャリアモデル・サギング状態を用いて事前に検討を行った。特に、船体モデル中央に位置する横フレーム材（図－3.2 橙色部分）に関しては、

- 横フレームあり有限要素モデル（実構造を有限要素モデルで与える）
- 横フレームなし有限要素モデル（境界条件で与える、ここでは複数検討を行ったうちの 2 通りの条件を例示）

の条件のもと、縦曲げ最終強度計算結果の比較検討を実施した。

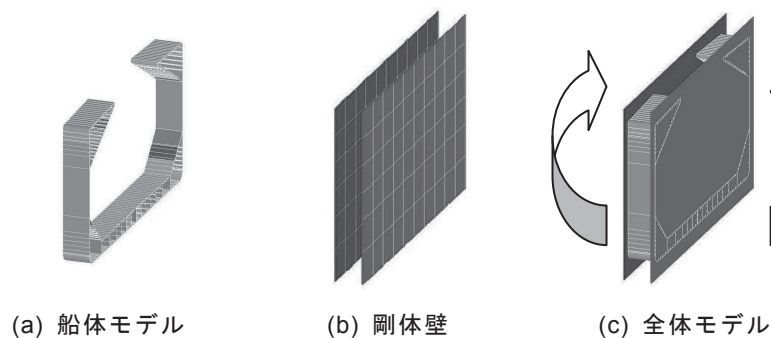
図－3.2 の横フレームなし有限要素モデルにおける境界条件のうち、モデル中央に位置する横フレーム位置でのすべての節点の 6 自由度を完全拘束する場合を Case1 とする。また、船体中央横断面において、トップサイド・タンクと船底構造については、変形後も節点の相対位置は不変（剛体関係を保持しながら運動する）とする場合を Case2 とする。この場合、両者を繋ぐ船側外板は、船長方向の自由度は拘束されるが、横断面内では自由に变形できる条件とし、トップサイド・タンクの横断面内の倒れこみ変形を許している。得られた結果を表－3.3 に示すが、横フレーム材を

束する場合を Case1 とする。また、船体中央横断面において、トップサイド・タンクと船底構造については、変形後も節点の相対位置は不変（剛体関係を保持しながら運動する）とする場合を Case2 とする。この場合、両者を繋ぐ船側外板は、船長方向の自由度は拘束されるが、横断面内では自由に变形できる条件とし、トップサイド・タンクの横断面内の倒れこみ変形を許している。得られた結果を表－3.3 に示すが、横フレーム材を

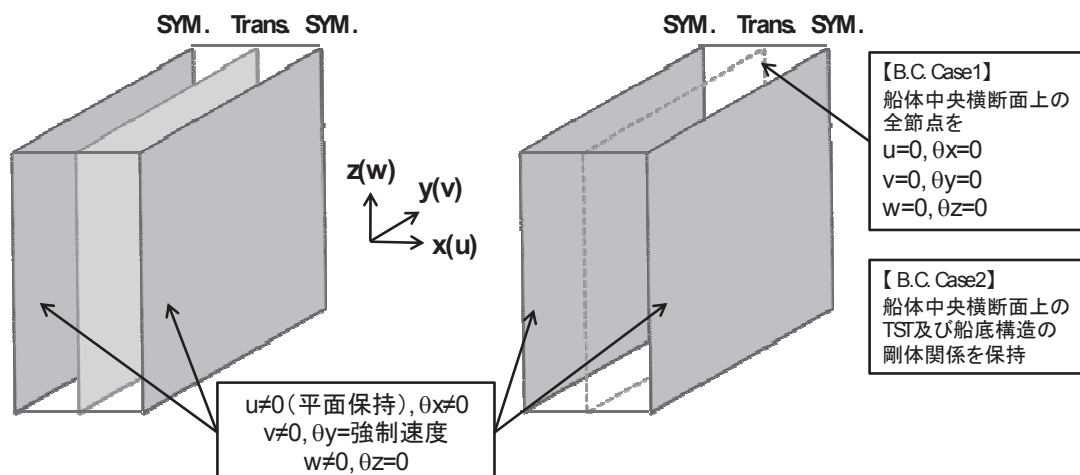
表－3.3 縦曲げ最終強度計算結果の比較
(横フレーム部材のモデル化方法により)

横フレームあり 有限要素モデル	横フレームなし 有限要素モデル	
	Case1	Case2
16.2	16.7	14.2

(単位：GN・m)



図－3.1 载荷方法（例：バルクキャリア、サギング状態）



図－3.2 境界条件

モデル化しない場合においても、横フレーム位置に Case1 の境界条件を与えて計算することで、ほぼ同様の結果を得ることができた。以上のことから本ベンチマーク計算においては、モデル作成に要する労力および計算時間を考慮し、船体モデルの中央断面位置において、横フレーム材を有限要素でモデル化する代わりに、Case1 の境界条件を与えることとした。

3.3 計算結果

5 種類の船種について、中央横断面図、縦通材の形状寸法と降伏応力、有限要素モデル、さらに、LS-DYNA を用いた逐次崩壊解析により得られた最終強度時の Von-Mises 応力分布、および、縦曲げモーメント～曲率関係を示す。

3.3.1 バルクキャリア

バルクキャリアについては、3.2.3 節で述べたと

表-3.4 縦曲げ最終強度計算結果

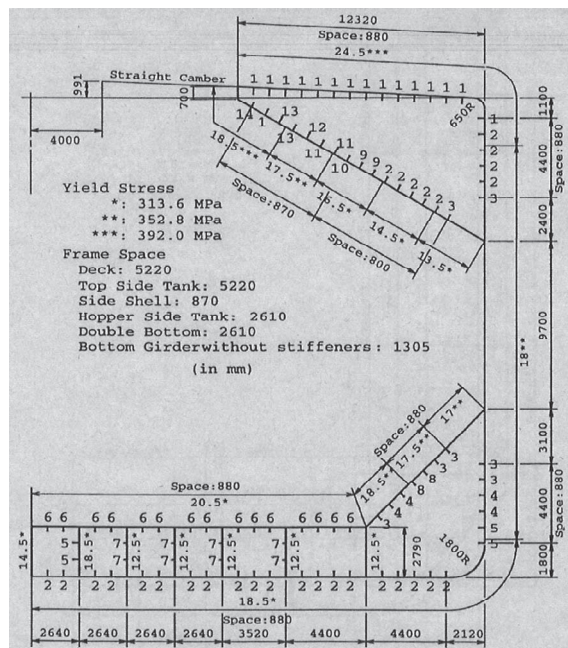
(a) サギング状態

	ISO	CSR-B	HULLST	LS-DYNA 横フレームなし
バルクキャリア	13.5	13.8	14.5	16.7
コンテナ船	7.24	6.07	6.76	7.11
ダブルハル VLCC	23.0	22.4	20.3	23.6
シングルハル VLCC				21.1
フリゲート・モデル				9.90

(b) ホギング状態

	ISO	CSR-B	HULLST	LS-DYNA 横フレームなし
バルクキャリア	15.3	17.8	17.1	19.2
コンテナ船	5.78	6.73	6.98	7.36
ダブルハル VLCC	25.0	29.3	28.3	30.6
シングルハル VLCC				21.8
フリゲート・モデル				10.1

(単位：フリゲート・モデル以外 GN・m、フリゲート・モデル MN・m)



Stif. No.	dimensions	type	σ_y (MPa)	Stif. No.	dimensions	type	σ_y (MPa)
1	390×27	at-bar	392.0	8	283×9+100×17	tee-bar*	352.8
2	333×9+100×16	tee-bar*	352.8	9	333×9+100×18	tee-bar*	352.8
3	283×9+100×14	tee-bar*	352.8	10	333×9+100×19	tee-bar*	352.8
4	283×9+100×18	tee-bar*	352.8	11	383×9+100×17	tee-bar*	352.8
5	333×9+100×17	tee-bar*	352.8	12	383×10+100×18	tee-bar*	352.8
6	283×9+100×16	tee-bar*	352.8	13	383×10+100×21	tee-bar*	352.8
7	180×32.5×9.5	bulb-bar	235.2	14	300×27	at-bar	392.0

(dimensions in mm)

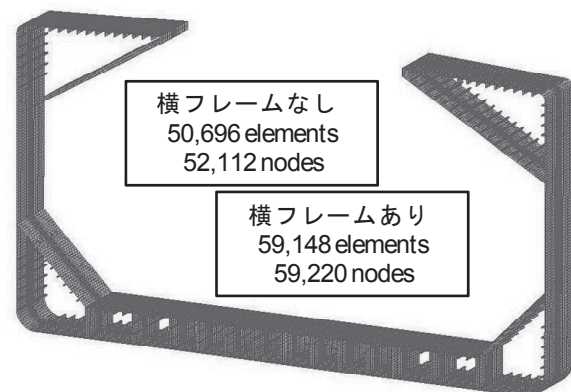


図-3.3 バルクキャリアの有限要素モデル

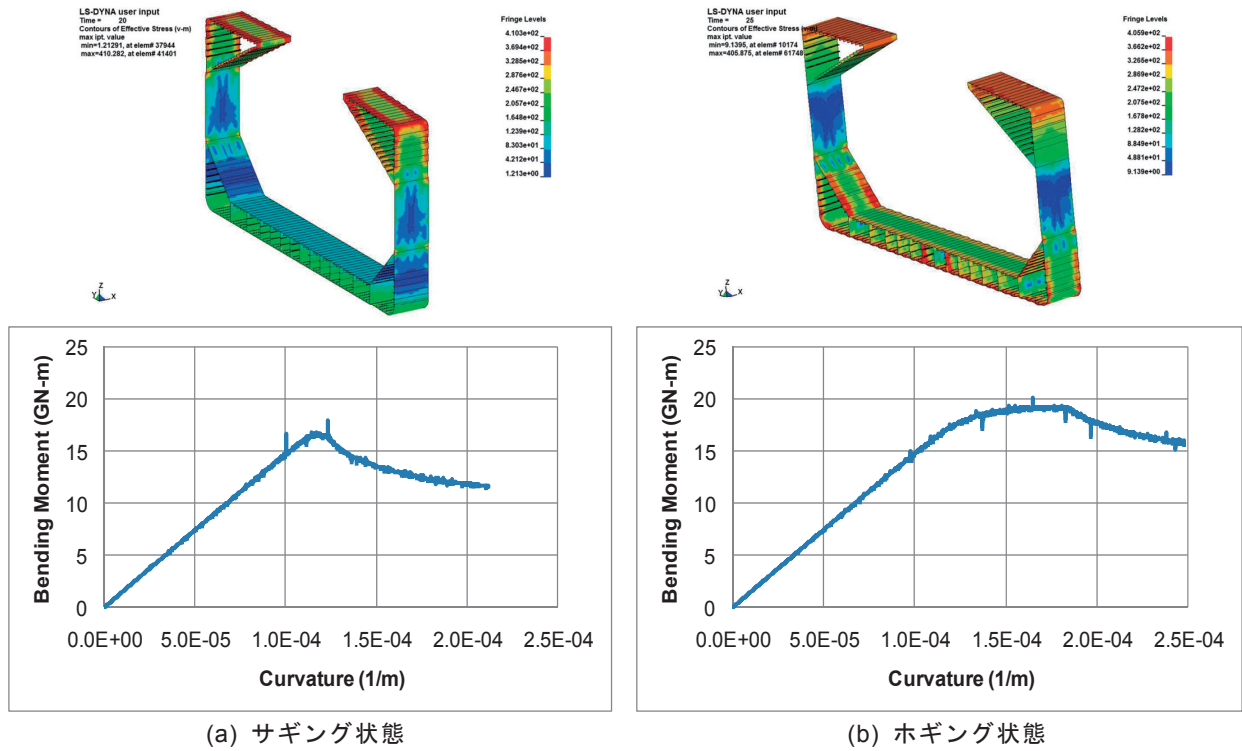


図-3.4 バルクキャリアの応力分布、および、モーメント～曲率曲線（横フレームなし）

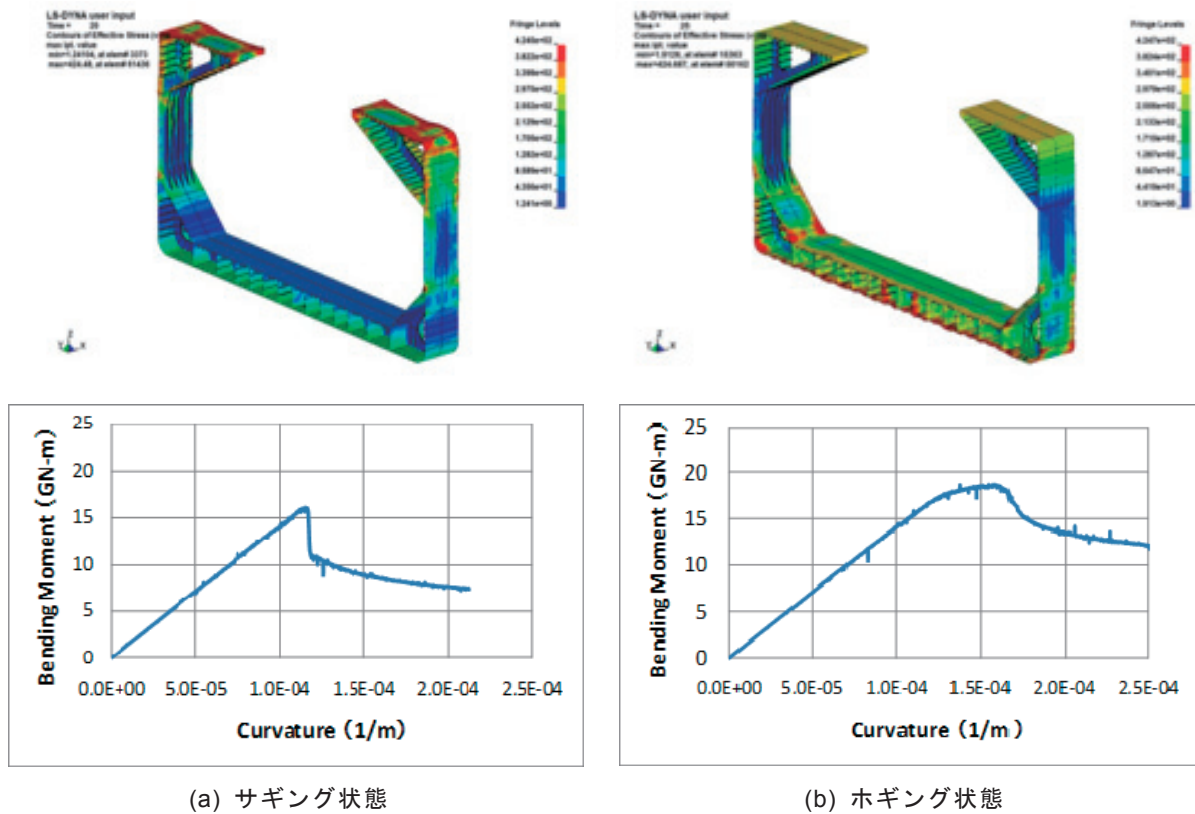


図-3.5 バルクキャリアの応力分布、および、モーメント～曲率曲線（横フレームあり）

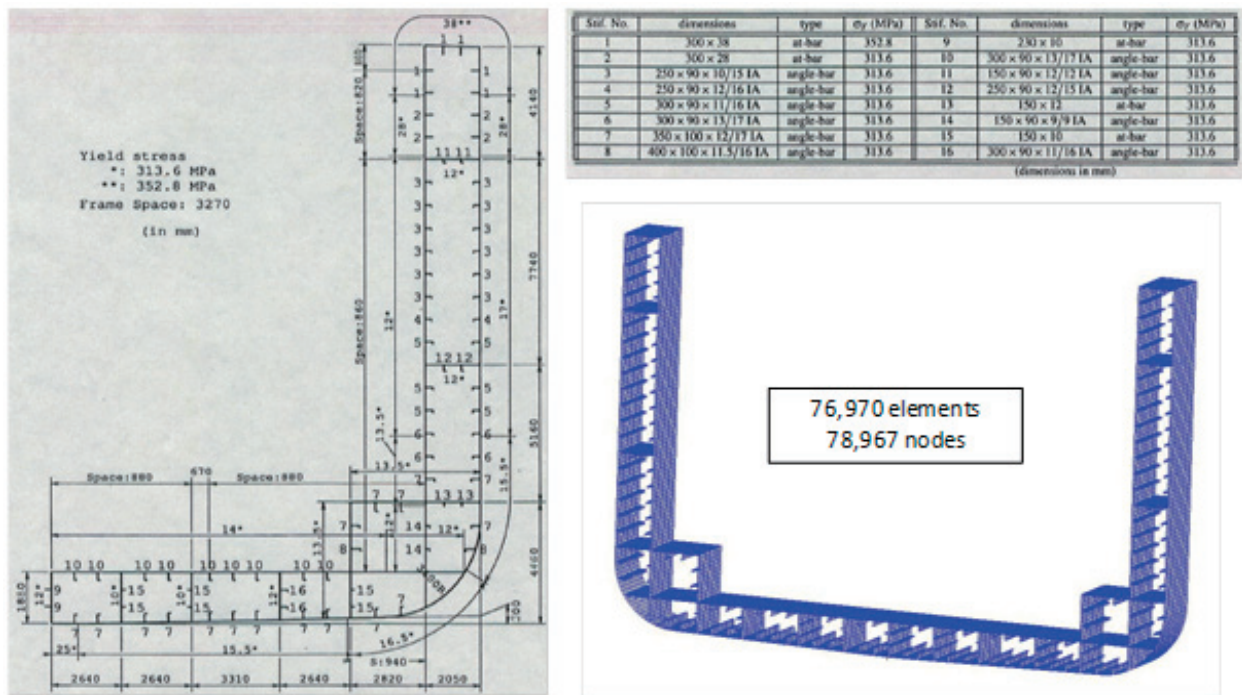


図-3.6 コンテナ船の有限要素モデル

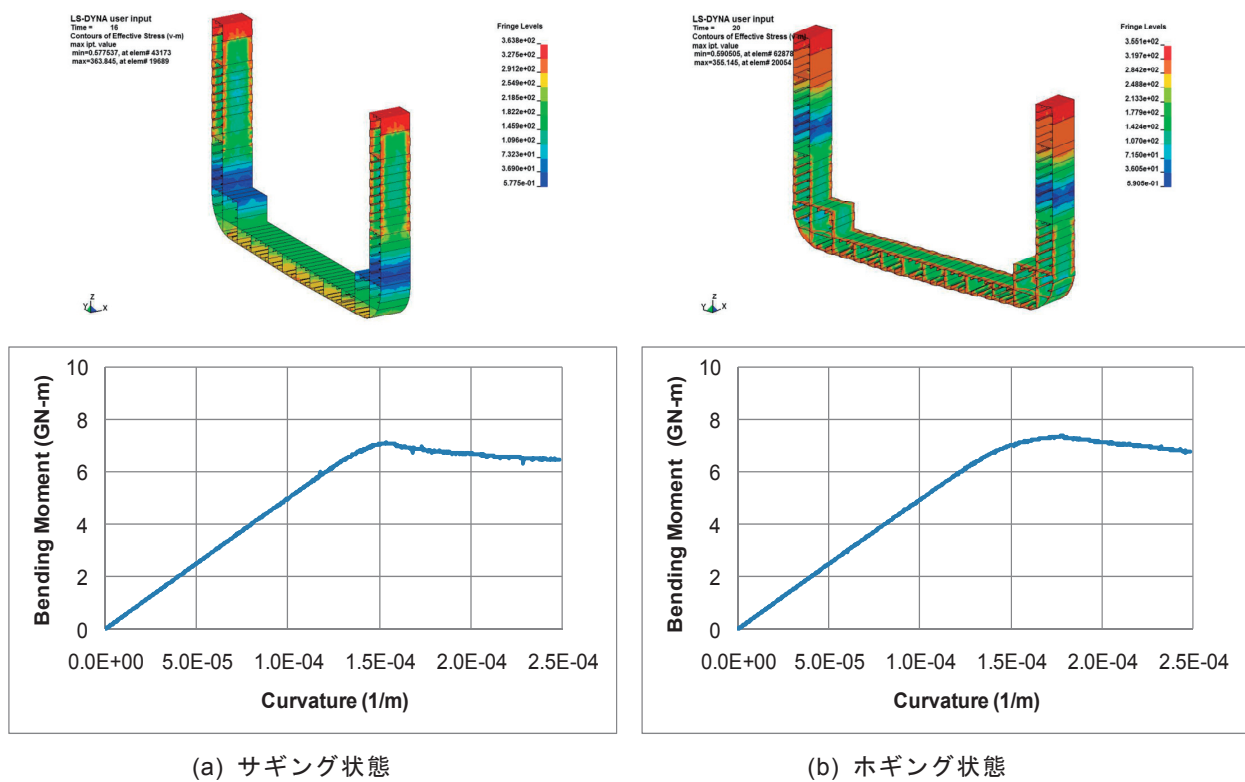
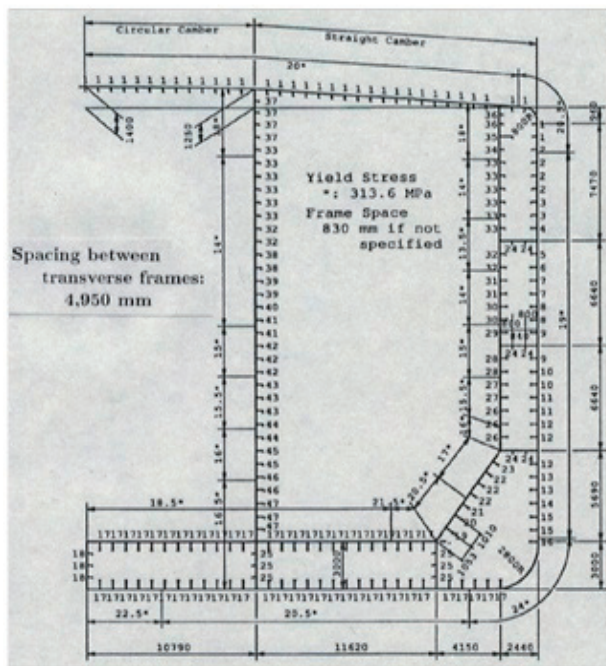


図-3.7 コンテナ船の応力分布、および、モーメント～曲率曲線



Stif. No.	dimensions	type	σ_y (MPa)	Stif. No.	dimensions	type	σ_y (MPa)
1	300 x 90 x 11/17 1A	angle-bar	313.6	25	250 x 90 x 12/16 1A	angle-bar	313.6
2	350 x 100 x 12/17 1A	angle-bar	313.6	26	450 x 11 x 150 x 22	tee-bar*	352.8
3	400 x 100 x 11.5/17 1A	angle-bar	313.6	27	450 x 11 x 150 x 19	tee-bar*	352.8
4	400 x 11 x 150 x 12	tee-bar*	313.6	28	450 x 11 x 150 x 16	tee-bar*	352.8
5	400 x 11 x 150 x 14	tee-bar*	313.6	29	450 x 11 x 150 x 14	tee-bar*	352.8
6	450 x 11 x 150 x 12	tee-bar*	313.6	30	450 x 11 x 150 x 12	tee-bar*	352.8
7	450 x 11 x 150 x 14	tee-bar*	313.6	31	450 x 11 x 150 x 14	tee-bar*	352.8
8	450 x 11 x 150 x 16	tee-bar*	313.6	32	400 x 100 x 11.5/16 1A	angle-bar	352.8
9	450 x 11 x 150 x 19	tee-bar*	313.6	33	350 x 100 x 12/17 1A	angle-bar	352.8
10	450 x 11 x 150 x 22	tee-bar*	313.6	34	350 x 90 x 13/17 1A	angle-bar	352.8
11	450 x 11 x 150 x 25	tee-bar*	313.6	35	850 x 17 x 150 x 19	L-bar*	352.8
12	500 x 11 x 150 x 28	tee-bar*	313.6	36	250 x 90 x 12/16 1A	angle-bar	352.8
13	500 x 11 x 150 x 30	tee-bar*	313.6	37	300 x 90 x 12/16 1A	angle-bar	352.8
14	500 x 11 150 x 32	tee-bar*	313.6	38	400 x 11 x 150 x 14	tee-bar*	352.8
15	500 x 11 150 x 34	tee-bar*	313.6	39	450 x 11 x 150 x 12	tee-bar*	352.8
16	550 x 12 150 x 30	tee-bar*	313.6	40	450 x 11 x 150 x 14	tee-bar*	352.8
17	550 x 12 150 x 25	tee-bar*	313.6	41	450 x 11 x 150 x 16	tee-bar*	352.8
18	350 x 100 x 12/17 1A	angle-bar*	313.6	42	450 x 11 x 150 x 19	tee-bar*	352.8
19	350 x 12.5 150 x 32	tee-bar*	352.8	43	450 x 11 x 150 x 22	tee-bar*	352.8
20	500 x 11.5 150 x 30	tee-bar*	352.8	44	450 x 11 x 150 x 25	tee-bar*	352.8
21	500 x 11.5 150 x 28	tee-bar*	352.8	45	450 x 11 x 150 x 28	tee-bar*	352.8
22	500 x 11 150 x 25	tee-bar*	352.8	46	500 x 11 x 150 x 25	tee-bar*	352.8
23	450 x 11 150 x 28	tee-bar*	352.8	47	500 x 11 x 150 x 28	tee-bar*	352.8
24	250 x 12.5	at-bar	313.6	48	250 x 12.5	at-bar	313.6

(*: fabricated by welding; dimensions in mm)

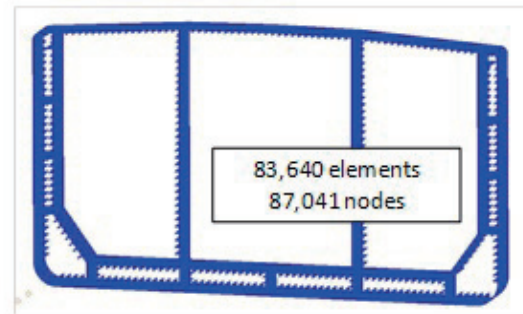


図-3.8 ダブルハル VLCC の有限要素モデル

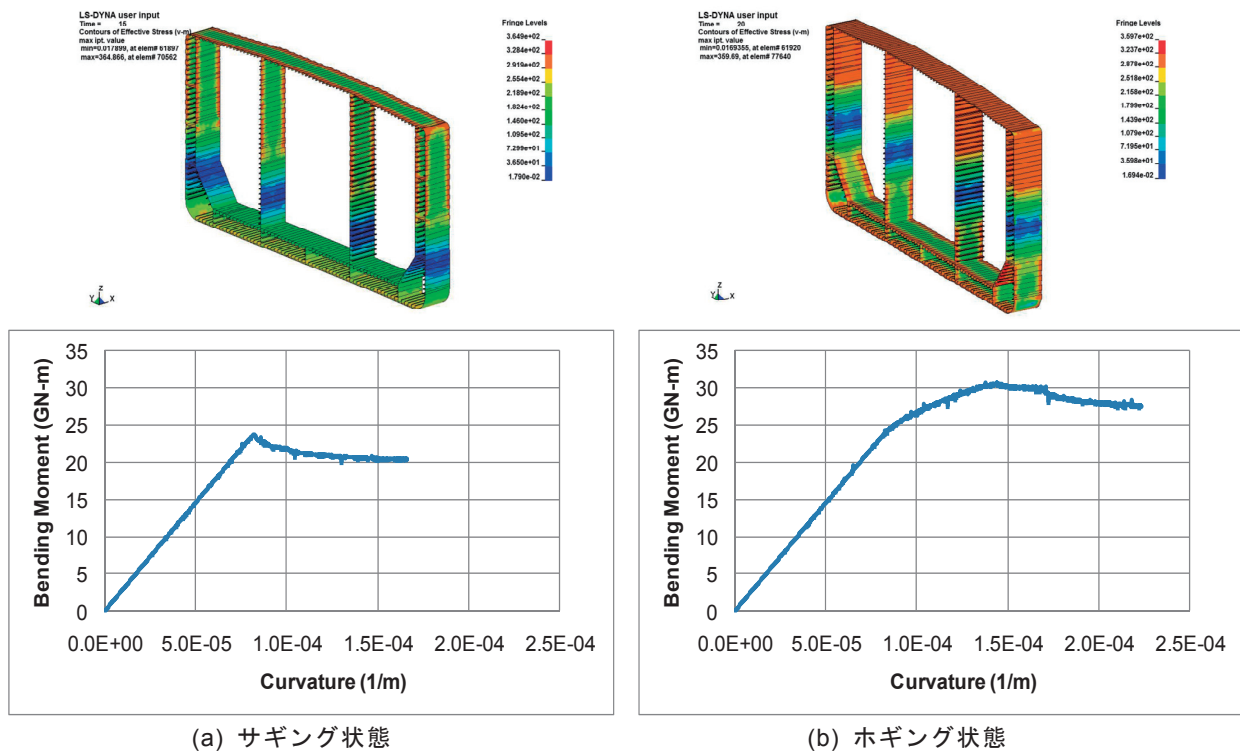


図-3.9 ダブルハル VLCC の応力分布、および、モーメント～曲率曲線

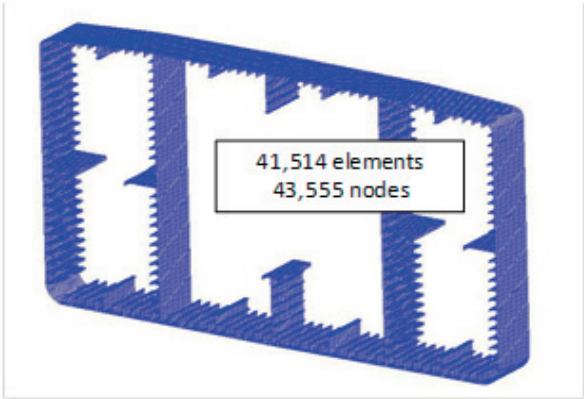
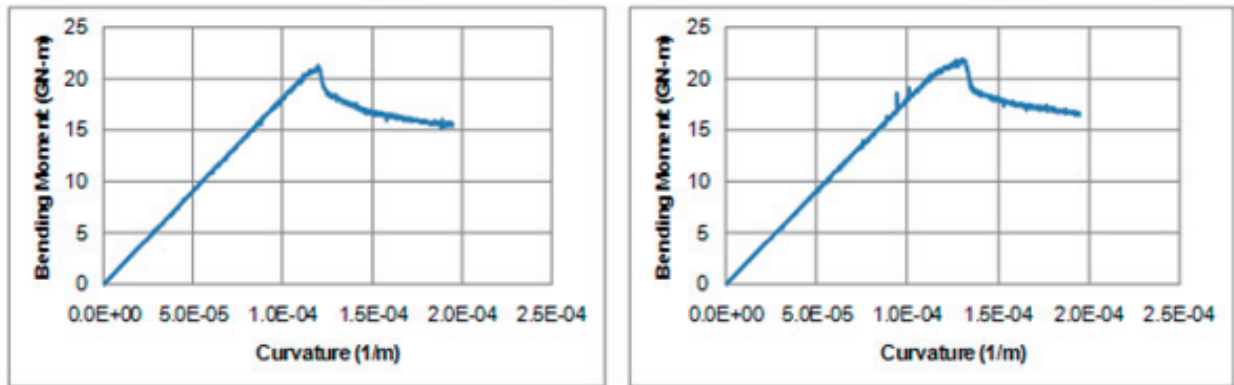


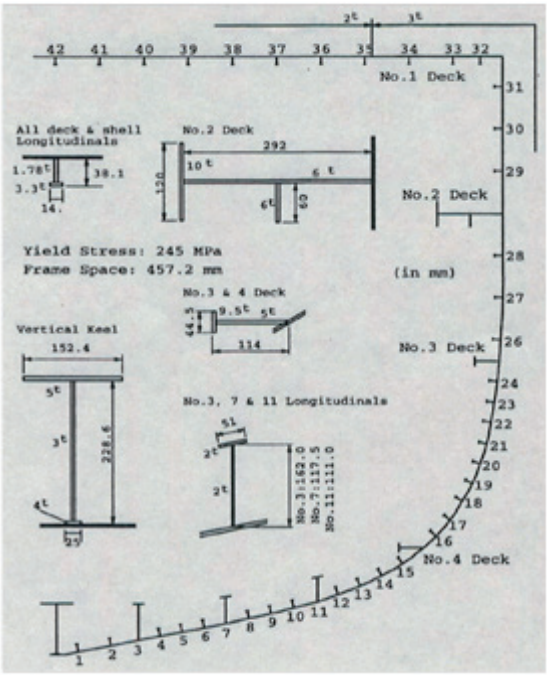
図-3.10 シングルハル VLCC の有限要素モデル



(a) サギング状態

(b) ホギング状態

図-3.11 シングルハル VLCC の応力分布、および、モーメント～曲率曲線



Stif. ID	y(mm)	z(mm)	Stif. ID	y(mm)	z(mm)	Stif. ID	y(mm)	z(mm)
Keel	0.0	0.0	No.4 DK	1685.9	493.5	29L	2050.0	2264.5
1L	98.4	12.9	16L	1741.7	548.4	30L	2050.0	2464.5
2L	249.3	41.9	17L	1807.3	622.6	31L	2050.0	2658.1
3L	373.9	67.7	18L	1863.0	709.7	No.1 DK	2050.0	2800.0
4L	472.3	87.1	19L	1909.0	793.5	32L	1948.3	2800.0
5L	574.0	106.5	20L	1945.0	883.9	33L	1823.7	2800.0
6L	675.7	125.8	21L	1974.6	977.4	34L	1621.6	2800.0
7L	774.1	145.2	22L	1994.2	1077.4	35L	1418.3	2800.0
8L	882.3	167.7	23L	2010.6	1174.2	36L	1216.2	2800.0
9L	984.0	190.3	24L	2023.8	1274.2	37L	1012.9	2800.0
10L	1089.0	216.1	No.3 DK	2033.6	1367.7	38L	810.8	2800.0
11L	1197.2	241.9	25L	2040.2	1471.0	39L	607.5	2800.0
12L	1292.3	277.4	26L	2050.0	1671.0	40L	405.4	2800.0
13L	1394.0	316.1	27L	2050.0	1867.7	41L	202.0	2800.0
14L	1492.4	364.5	No.2 DK	2050.0	2064.5	42L	0.0	2800.0
15L	1587.5	419.4						

(dimensions in mm)

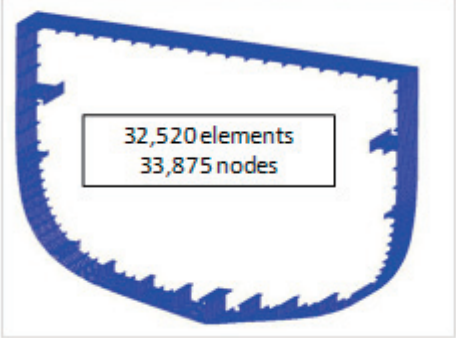
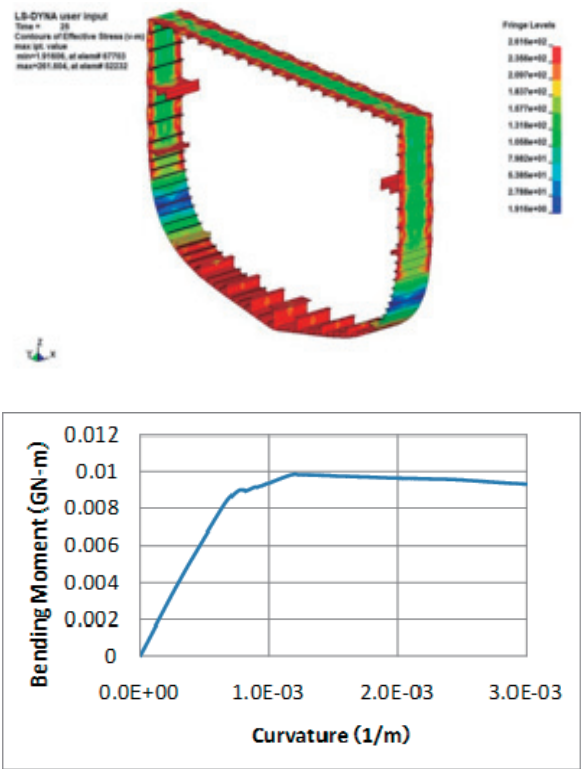
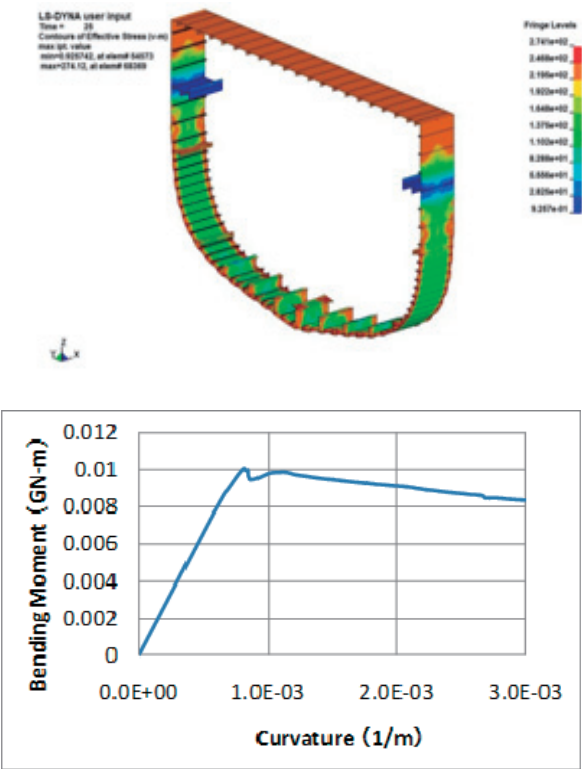


図-3.12 フリゲート・モデルの有限要素モデル



(a) サギング状態



(b) ホギング状態

図-3.13 フリゲート・モデルの応力分布、および、モーメント～曲率曲線

おり、横フレーム材のモデル化の違いが計算結果に及ぼす影響を比較検討するため、横フレームを有限要素でモデル化しない場合とモデル化する場合それぞれの計算結果を示す。図-3.3 にモデルの概要、図-3.4 に横フレームを有限要素でモデル化しないバルクキャリアの Von-Mises 応力分布と縦曲げモーメント～曲率関係を示す。一方、図-3.5 には横フレームを有限要素でモデル化した場合の結果を示す。

3.3.2 その他の船種

コンテナ船、ダブルハル VLCC、シングルハル VLCC およびフリゲート・モデルの概要を図-3.6、図-3.8、図-3.10 および図-3.12 に、また、最終強度時の応力分布と曲げモーメント～曲率関係を図-3.7、図-3.9、図-3.11 および図-3.13 に示す。応力分布は、von Mises の等価応力で表示している。

3.4 最終強度計算結果の比較と考察

各船型における縦曲げ最終強度に関するベンチマーク計算結果を表-3.4 に示す。

3.4.1 応力分布

図-3.7, 3.9, 3.11, 3.13 に示すいずれの場合も、サギング状態では上側の甲板および縦隔壁の前後端が、ホギング状態では船底側の外板および縦隔壁の前後端が、赤く帯状に表示され、高い応力状態であることを表している。これはサギング状態では上側に、ホギング状態では船底側に圧縮荷重が作用し、この部分が圧縮座屈により崩壊していることを示している。

またすべての船種で、断面の最終崩壊状態の中立軸の上下方向の位置が、当初の位置よりもサギング状態では船底側に、一方、ホギング状態ではデッキ側に移動している(応力分布図の零(青い)領域)。

これはサギング状態では圧縮座屈により上甲板側が崩壊し、ホギング状態では船底側が崩壊してそれぞれの有効性が失われ、荷重の再配分が起るためである。

3.4.2 縦曲げモーメント

バルクキャリア(横フレームあり)では、最高荷重に達した後、サギング状態では急激に値が低下し、ホギング状態でも横フレームなしの場合と比較すると、やや急に低下している。これはバルクキャリア(横フレームなし)モデルでは、横フレーム位置の全ての節点の変位を完全固定してい

るのに対し、バルクキャリア(横フレームあり)モデルでは、横フレーム位置の実構造を有限要素でモデル化しているため、この部分の節点の変形するために、横フレームなしモデルに対し、剛性が低下するためだと思われる。

バルクキャリア(横フレームなし)、ダブルハル VLCC では、サギング状態では、最高荷重に達した後、縦曲げモーメントが急激に低下しているのに対し、ホギング状態では比較的緩やかに低下している。これは、これらの船種が上甲板側は1層なのに対し、船底側は2層構造になっているためだと思われる。そのため、サギング状態で上甲板側が崩壊すると1層のため急に剛性が低下するが、ホギング状態で船底構造が崩壊を始めても、比較的剛性に余裕があるためだと思われる。

コンテナ船ではサギング状態、ホギング状態とも、最高荷重に達した後、耐力は緩やかに低下している。これは、サギング側では、左右の船側外板がダブルハル構造をしており、ホギング側でも船底が二重底構造をしているため、剛性が徐々に低下していくためだと思われる。

これに対しシングルハル VLCC では、デッキ側、船底側とも1層構造であり、剛性もほぼ同程度であるため、最高荷重に達した後、耐力は急激に低下し、最大曲げモーメントの値も同程度になっている。

フリゲート・モデルは、デッキ側、船底側とも1層構造であるが、最高荷重に達した後、比較的穏やかに低下している。これは他の船種と異なり、この船だけ外板構造が、船底から船側外板へ緩やかな弧を描きながら滑らかにつながっている。そのため、崩壊後の剛性の低下が緩やかに進行するためだと考えられる。コンテナ船、シングルハル VLCC、フリゲート・モデルはサギング状態とホギング状態で、最大縦曲げモーメントが、同じような値となった。シングルハル VLCC とフリゲート・モデルは、船底とデッキの構造に同程度の強度部材が配置されているので、最大曲げモーメントが同じような値になっている。

コンテナ船は、デッキ側に大きな開口部があり、船底側は二重底構造で、構造が全く異なるにも関わらず、結果的に最大曲げモーメントがサギング状態、ホギング状態ともほぼ同じ値になっているのは、上甲板部分に極厚板が使用され、圧縮最終強度が材料の降伏強度に等しいためと考えられる。バルクキャリアとダブルハル VLCC は船底構造のほうでデッキ構造よりも、剛な構造になっているので、最大曲げモーメントはサギング状態よりもホギング状態の方が、2割程度値が大きくなっ

ている。

3.4.3 他の規則算式、解析法との比較

バルクキャリア、コンテナ船、ダブルハル VLCC に関しては、船種によらず ISO 算式や CSR、HULLST の計算結果より少し高めの値が得られた。これは、他の方法では初期たわみを設定しているのに対し、本有限要素モデルにおいては、初期たわみを設定していないことが原因の一つと考えられる。

4. まとめ

防撓パネルに対するベンチマーク計算により以下が明らかとなった。局部パネルのアスペクト比を 3.0 とし、細長比をそれぞれ 1.0 から 3.0 まで 6 種類変化させた。一方、防撓材としては 4 種類寸法を変化させた flat-bar、tee-bar、angle-bar を設定した。荷重条件は、縦圧縮、横圧縮、2 軸圧縮およびこれらと水圧の組合せとした。得られた知見をまとめると、

- 縦圧縮を受ける場合、脅せ馬モードの初期たわみを与えると、座屈モードの初期たわみを与える場合よりも高めの最終強度となる。両者の最終強度の差は、局部パネルの細長比が 2.0 近傍で最大で、細長比 1.0 と 3.5 近傍では小さい。
- MSC.Marc および ULSAS を用いた縦圧縮の有限要素法解析の結果は、良く一致する。ALPS/ULSAP の計算結果も、Size 2 までの寸法であれば angle-bar および tee-bar で局部パネルが厚板の場合を除き、少し低めではあるが有限要素法解析の結果と良い相関を示す。ただし、防撓材寸法が大きいと、場合によっては大きく下方へ外れて行く。
- ISO 算式は有限要素法解析の結果と比較すると、多くの場合大きく低めへ外れる最終強度を与える。ALPS/ULSAP の解とも不一致は大きく、「両者は一致するはず」との Prof. Paik の主張は裏付けられない。
- CSR-B および PULS は、有限要素法解析の結果と一部異なった傾向を示すが、絶対値の差は ISO 算式と比較すると小さい。
- 横圧縮を受ける場合は、局部パネルの局部崩壊で全体の崩壊挙動が支配されるので、基本的には、横圧縮を受ける板に対する結果と同様の結果が得られている。すなわち、ALPS/ULSAP の解は少し低めではあるが、有限要素法解析の結果と良い相関を示す。これと比較すると、ISO 算式で計算された最終強度は、特に薄板ではかなり低めの値となっている。

- 横圧縮を受ける場合、座屈モードの初期たわみを仮定した有限要素法解析の結果と比較して、基本的には PULS は少し高め、CSR-B は少し低めの最終強度を与える。
- 縦圧縮と水圧が作用する場合、有限要素法解析の結果と比較して ALPS/ULSAP も ISO 算式も、かなり低めの最終強度を与える。また、この場合も ISO 算式と ALPS/ULSAP は大きく異なった最終強度を与えている。
- 縦圧縮と水圧が作用する場合、PULS も CSR-B も、概ね有限要素法解析の結果に沿った最終強度を示しているが、場合によっては大きな差が見られることもある。PULS の最終強度は、CSR-B の与える最終強度より常に高めである。
- 横圧縮と水圧が作用する場合、特に薄板側で ALPS/ULSAP 解および ISO 算式の結果は跳ね上がるなど、現実と合わない挙動が見られる。PULS と CSR-B は、前者の方が高めであるが、有限要素法解析の結果と概ね良い相関を示している。
- 2 軸圧縮と水圧が作用する場合、ISO 算式は基本的には、有限要素法解析の結果と比較すると、安全側過ぎる相関関係を与えている。この場合も、ISO 算式と ALPS/ULSAP は異なった最終強度を与える。
- 2 軸圧縮と水圧が作用する場合、基本的には PULS の結果は多くの場合、有限要素法解析の結果よりも高めの最終強度を、一方、CSR-B は低めの最終強度を与える。

また、船体桁に対するベンチマーク計算により、以下が明らかとなった。すなわち、4 隻の実船、1 体の逐次崩壊試験の試験体を対象に、ISO 算式、CSR-B、有限要素法 (LS-DYNA)、および Smith の方法 (解析コード HULLST 使用) を適用してベンチマーク計算を実施した。得られた知見は、以下の通りである。

- 有限要素法解析の結果と比較すると、ISO 算式はサギングを受けるコンテナ船の場合を除き、最大 18% 低めの最終強度を与える。
- ISO 算式で仮定されている応力分布が実際とは異なるのにも係らず、比較的良い精度で最終強度が推定できているのは、初期不整や計算条件などのプラス／マイナスの影響が相殺し合ったためと考えられる。

参考文献

- 1) 日本船舶海洋工学会、“ISO18072 シリーズ最終強度算式検証のための研究委員会報告書”、(2011)。

- 2) Yao, T., Nikolov, P. I. and Miyagawa, Y.,
“Influences of Welding Imperfections on
Stiffness of Rectangular Plate Under Thrust”,
Kaelsson, L., Lindgren, L.-E., Jonsson, M.
(Ed-s.) Mechanical Effects of Welding,
Springer-Verlag Berlin Heidelberg (1992),
pp.261-268.
- 3) Det Norske Veritas, “Nauticus Hull User
Manual”, PULS, (2005).
- 4) IACS, “Common Structural Rules for Bulk
Carriers”, (2006) .
- 5) Paik, J. K., Kim, S. J., Kim, D. H. and Kim, D.
C., “Benchmark study on use of ALPS/ULSAP
method to determine plate and stiffened
panel ultimate strength”, Proceedings of
MARSTRUCT2011.
- 6) Dow, R. S., “Testing and analysis of 1/3-scale
welded steel frigate model”, Proceedings of
International Conference on Advances in
Marine Structures, ARE, Dunfermline,
Scotland (1991), pp.749-773.