The University of Osaka
Institutional Knowledge Archive

Title	複合荷重を受ける船体梁の実用的最終強度評価法に関する研究
Author(s)	田中, 義照
Citation	大阪大学, 2016, 博士論文
Version Type	VoR
URL	https://doi.org/10.18910/55967
rights	
Note	

The University of Osaka Institutional Knowledge Archive : OUKA

https://ir.library.osaka-u.ac.jp/

The University of Osaka

博士学位論文

複合荷重を受ける船体梁の
実用的最終強度評価法に関する研究

田　中　義　照

２０１５年１２月

大阪大学大学院工学研究科
地球総合工学専攻 船舶海洋工学コース

目　　次

第 1 章　緒論 **1**

1.1　緒言 1

1.2　船体梁の縦曲げ最終強度に関する研究の沿革 4

1.2.1　縦曲げ最終強度に関する実験的研究 4

1.2.2　縦曲げ最終強度の簡易解析法に関する研究 4

1.3　本論文の目的と構成 5

第 1 章の参考文献 7

第 2 章　縮尺模型試験体による逐次崩壊試験 **9**

2.1　緒言 9

2.2　試験体の製作と試験方法 9

2.2.1　実船のモデル化 9

2.2.2　試験体の概要 11

2.2.3　溶接初期不整 13

2.3　逐次崩壊試験 15

2.3.1　載荷治具と試験方法 15

2.3.2　計測項目 15

2.3.3　荷重条件 16

2.3.4　試験結果 16

2.3.5　試験結果の考察と逐次崩壊解析方法の検討 20

2.4　結言 20

第 2 章の参考文献 21

第 3 章　薄肉断面梁の曲げ捩り解析理論 **23**

3.1　緒言 23

3.2　変位関数式の導出 25

3.2.1　座標系 25

3.2.2　変位関数 25
3.3　変位～ひずみ関係 27
3.4　応力～ひずみ関係 29
3.5　梁要素を用いた 1 次元有限要素法解析 29
3.5.1　節点力および節点変位 29
3.5.2　応力～ひずみ関係 31
3.5.3　仮想仕事の原理による剛性方程式の導出 33
3.6　薄肉断面梁の反り関数 35
3.7　断面の反り関数の有限要素法的算定 37
3.8　結言 39
第 3 章の参考文献 39

第 4 章　横隔壁が船体梁の反り変形に及ぼす影響 41

4.1　緒言 41
4.2　横隔壁の変形のモデル化 41
4.2.1　横断面の反り変形 41
4.2.2　横隔壁の水平曲げ 43
4.2.3　横隔壁の鉛直曲げ 45
4.3　横隔壁の変形によるひずみエネルギ 47
4.3.1　格子桁 47
4.3.2　スツール 49
4.4　梁要素への適用（捩りによるひずみエネルギの修正） 49
4.5　横隔壁との結合部における船側構造の局部曲げ変形の影響 50
4.5.1　船側構造と横隔壁の相互影響 50
4.5.2　たわみの合算 54
4.5.3　船側構造の局部曲げ変形の梁要素への適用 54
4.6　等価船体捩り定数の計算 55
4.6.1　閉断面部としての横隔壁の影響の考慮 55
4.6.2　直交異方性板としての横隔壁の影響の考慮 56
4.7　結言 57
第 4 章の参考文献 57

第 5 章　捩りの影響を考慮した逐次崩壊解析法 **59**

5.1　緒言 59
5.2　Smith の方法に基づく横断面の逐次崩壊解析手法 59
5.2.1　基本概念と解析手順 59
5.2.2　断面（縦強度部材）の分割方法 61
5.3　断面構成要素の平均軸応力～平均軸ひずみ関係 61
5.3.1　CSR-BC の計算式 61
5.3.2　矢尾らによる解析手法 69
5.4　捩りによる剪断応力の影響の考慮 81
5.5　座屈、降伏に伴う断面の瞬時中立軸および瞬時剪断中心の移動 82
5.6　結言 82
第 5 章の参考文献 82

第 6 章　解析例 **83**

6.1　緒言 83
6.2　開口部を有するボックスガーダーへの適用 85
6.2.1　解析対象ボックスガーダーの梁要素モデル化と解析条件 85
6.2.2　解析対象ボックスガーダーの有限要素モデル化と解析条件 86
6.2.3　解析結果 87
6.3　縮尺模型試験体への適用 90
6.3.1　試験体の梁要素モデル化と解析条件 90
6.3.2　有限要素モデル化と解析条件 95
6.3.3　弾性解析結果 98
6.3.4　曲げと捩りによる逐次崩壊解析 101
6.4　実コンテナ船への適用 108
6.4.1　梁要素モデル化と解析条件 108
6.4.2　有限要素モデル化と解析条件 117
6.4.3　弾性解析による精度検証 120
6.4.4　捩りの影響を考慮した逐次崩壊解析 129
6.5　結言 163
第 6 章の参考文献 164

第 7 章　総括 166

謝辞 171

本論文に関連した発表論文 172

Appendix A　横隔壁および船側構造の剛性計算法 173

Appendix B　剪断応力が防撓パネルの圧縮強度に及ぼす影響 174

第１章　緒論

1.1　緒言

船舶が非損傷時において遭遇する海象は、「通常海象：設計寿命内に通常遭遇すると想定される海象」、並びに、「極限海象：何らかの原因で回避することができずに遭遇する過酷な海象」に分類される。沈没に直結する重大損傷、すなわち、脆性破壊による大規模き裂の発生や横断面の座屈崩壊にともなう船体折損等を防止することは、後者の極限海象に対する強度要件となる。一方、衝突、座礁および浸水等の損傷時においても、重大事故に繋がる損傷範囲の拡大や船体の折損に至らないよう、残存強度を確保することが規定されつつある[1, 2)]。これまでに起きた船体折損事故の原因として、経年劣化にともなう板厚衰耗による強度不足、不適切な積み付け管理による静水曲げモーメントの超過、荒天時の無理な運航による波浪中曲げモーメントの超過等が考えられるが、この種の事故による人的・経済的損失、並びに、環境被害は甚大なものとなる。したがって、船体の縦曲げ最終強度は、船舶の設計時における最も重要な安全性評価項目のひとつとなっている。

ところで、最近のコンテナ船は、輸送コストおよび CO_2 排出量削減の世界的動向により、大型化がますます顕著となっている。コンテナ船は他の船種と比較して、大きな船首部フレアを有する構造となっており、とくに斜波中での非対称荷重に起因する捩りモーメントが相対的に大きくなる。また、開口を甲板上に広く設ける必要があることから、タンカーなどの閉断面構造に比べて、捩りによる反り変形も相対的に大きくなる。大型コンテナ船では、このような荷重あるいは構造的要因から、捩りモーメントによって生じる反り応力や剪断応力が船体の縦曲げ最終強度に有意な影響を及ぼす可能性がある。これまで、捩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、20,000TEU 船型の開発等、コンテナ船の更なる大型化にともない、捩りモーメントが縦曲げ最終強度に及ぼす影響を検証しておくことは重要である。

船体の縦曲げ崩壊は、縦曲げモーメントの作用下で船体横断面を構成する板、防撓パネルおよび桁材などの部材に座屈および降伏が逐次的に発生し、横断面が中立軸の移動をともないつつ最終強度に達することにより生じる。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）[3)] において、この縦曲げ最終強度の評価が初めて規定されるようになった。これに対し、近年、船体の縦曲げ最終強度評価には、CAE 技術の発展とともに、ホールドモデルの詳細弾塑性有限要素法（FEM）解析が適用されるようになってきている。しかしながら、モデル作成を含む FEM 解析に要する費用および時間は、設計段階においてはいまだに過大であり、種々の簡易解析法が用いられる場合も多い。それらの中で、Smith の方法[4)] が船体横断面の最終強度計算法として最も一般的に用いられ、上述

の CSR-BC にもその手順が適用されている。この方法は、2 軸曲げの場合を含め、基本的に船体が純曲げモーメント下にあり、評価対象断面が平面を保持しつつ回転するという仮定の下に構築されている。また、互いに隣接する板や防撓パネル等、断面を構成する要素（断面構成要素という）間の相互影響は考慮されていないが、断面全体が崩壊に至る逐次崩壊挙動を追跡可能である点で、実用的な簡易解析手法ということができる。しかしながら、船体の捩りはその捩れ率が船長方向に一定に分布せず、曲げ捩りの問題となるため、Smith の方法をそのまま船体の捩り解析に適用することはできない。したがって、捩りモーメントや剪断力の影響 [5] を評価可能な船体梁の縦曲げ最終強度解析法を新たに構築する必要がある。

そこで、本研究では解析対象としてコンテナ船を想定し、捩りの影響を考慮可能な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）の構築を試みる。まず、新たな解析法の構築に先立ち、コンテナ船を参照した構造模型試験体を製作し、曲げ、剪断および捩りを同時に負荷する逐次崩壊試験、並びに、FEM による逐次崩壊解析を実施した。試験および解析結果から、捩りモーメントが縦曲げ最終強度に及ぼす影響、並びに、捩りに起因する反りひずみや剪断ひずみの分布を検討した [6]。

つぎに、逐次崩壊試験および FEM 解析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、捩りの影響を考慮可能な実用的な逐次崩壊解析法の開発を試みる。開発手法は、基本的に Smith の方法に準じる 2 段階解析法である。上述したように、Smith の方法は、そのままでは捩り解析に適用できないため、Smith の方法と同様に横断面を板要素で分割した直線梁要素を新たに考案し、それを長さ方向につなぐことにより、変断面梁の曲げ捩り解析を行う手法を開発する（第 1 ステップ）。この梁要素に対しては、曲げ変形と同時に断面の反り変形を導入した定式化を行い、梁要素モデルの曲げ捩り解析を弾性範囲内で実施する。さらに、この曲げ捩り解析結果を利用して、横断面の逐次崩壊解析を行う方法を開発する（第 2 ステップ）。開発手法の最大の特長は、両ステップにおいて横断面の要素分割を共用できる点であり、解析モデルの作成工数についても FEM 解析と比較して圧倒的に有利である。なお、本研究では、第 2 ステップにおいて、CSR-BC の算式 [3] または Yao ら [7, 8] によって開発された HULLST により、断面構成要素の平均軸応力～平均軸ひずみ関係を計算する。その際、第 1 ステップで計算された曲げ応力および反り応力は、各断面構成要素の初期応力として組み込まれるが、剪断応力は直接組み込まず、各断面構成要素の平均軸応力～平均軸ひずみ関係を算定する際、降伏強度に影響を及ぼすものとして近似的に考慮する。また、逐次崩壊の過程で、各梁要素断面の瞬時中立軸および瞬時剪断中心は、座屈と降伏により移動するが、この影響は、梁要素に軸方向変位自由度を付与し、軸力ゼロの条件を課すことで、自動的に考慮される。以上の方法により、捩りモーメントと縦曲げモーメントを同時に受ける船体梁の縦曲げ最終強度計算が可能となるが、開発手法では、Smith の方法と同様に、梁要素（断面）ごとの縦曲げ最終強度を計算可能なほか、評価対象断面を特定せずに 1 本の梁要素モデルとした逐次崩壊解析も実施可能である。

本論文は、上述の背景から、船体に複合荷重が作用したときの横断面の最終強度を推定するための実用的解析法を構築し、その妥当性および適用範囲について検討した結果を報告するものである。

1.2　船体梁の縦曲げ最終強度に関する研究の沿革

1.2.1　船体梁の縦曲げ最終強度に関する実験的研究

船体梁の縦曲げ最終強度に関する実験的研究は、これまでにも数多く実施されている。それらのうち、実船相似形状の試験体を用いた崩壊試験について、杉村ら[9]およびDow[10]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メ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[11]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を引き起こすことを示した。また、矢尾ら[12]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[4]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。Reckling[13]、Ostapenko[14]および西原[15]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[16]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[17]は、大きな開口を有する2体の箱桁模型を用いた捩り崩壊試験を実施し、支持条件によって捩り最終強度が異なることを示した。

1.2.2　船体梁の縦曲げ最終強度の簡易解析法に関する研究

船体は、板および防撓材からなる薄肉断面の箱桁構造と見なすことができるが、船体が過度の縦曲げモーメントを受けるとき、板および防撓材の座屈や降伏が逐次的に生じ、横断面が縦曲げ最終強度に到達する。このような評価対象断面の逐次崩壊メカニズムを簡易的に追跡し、船体梁の縦曲げ最終強度を推定する手法がこれまでに数多く提案されてきた。Caldwell[18]は、船体横断面の圧縮側部材の座屈の影響を初めて考慮し、有効幅の変化を強度低下係数とした方法を提案した。この方法では、評価断面の全塑性モーメントにより崩壊モーメントを与える塑性設計法が適用されているが、断面を構成する部材の最終強度後の耐力低下が考慮されておらず、すべての部材が同時に最終強度に達することとなる。一方、Smith[4]は、梁理論の仮定のもとに、断面構成要素の座屈や降伏による強度低下を考慮しながら、縦曲げ最終強度を簡易的に求める方法を示した。そのほか、Caldwellの方法を曲げだけでなく、剪断や捩りを同時に受ける場合について拡張したMansourら[19]およびOstapenko[14]など、船体梁の縦曲げ最終強度に対して種々の解析方法[20]が提案されている。

1.3　本論文の目的と構成

本研究の目的は、複合荷重を受ける船体梁の縦曲げ最終強度の実用的な解析法を開発し、その妥当性および適用範囲について検証することである。本論文は、第 1 章の緒論から第 7 章の総括まで全 7 章で構成され、主に開発手法の理論と適用例について述べる。開発手法では、まず、船体を薄肉断面梁とみなして 1 次元梁要素モデルにモデル化し、曲げ捩り解析を弾性範囲内で実施する（第 1 ステップ）。これは、船体に作用する荷重は曲げが支配的であり、捩りの影響は曲げと比較して 2 次的であると仮定することによる。つぎに、分割された梁要素ごとに断面を構成する板、防撓パネルおよびハードコーナー要素に対する平均軸応力－平均軸ひずみ関係が、第 1 ステップの結果を考慮しつつ計算され、捩りモーメント下で Smith の方法に基づく逐次崩壊解析が実施される（第 2 ステップ）。その結果、梁要素モデル全体の最終強度が得られるとともに、梁要素（断面）ごとの曲げモーメント～曲率関係も求められる。

開発手法の妥当性検証のため、解析対象として 3 つの薄肉断面梁を選定し、弾性解析および逐次崩壊解析を実施する。

第 1 章では、すでに述べてきたように、本研究を始めるに至った背景、本研究に関連した船体梁の縦曲げ最終強度に関する研究の沿革、並びに、本研究の目的と本論文の構成について述べた。

第 2 章では、新たな解析法の構築に先立ち、縦曲げと捩りの複合荷重を受ける薄肉断面梁の崩壊挙動を明らかにするとともに、開発手法および FEM 解析の参照解を得るため、コンテナ船を模した大きな開口を有する縮尺模型試験体を 3 体製作し、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に供した。第 2 章では、試験方法および試験結果の概要を示し、開発手法および FEM による解析結果については第 6.3 節において示す。

第 3 章では、複合荷重を受ける船体梁に対し、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）の第 1 ステップに用いる曲げ捩りを受ける梁要素の定式化について述べる。この梁要素モデルは、基本的に藤谷の方法 [21] に準じており、Smith の方法が縦曲げによる横断面の瞬時中立軸の移動を自動的に考慮できるのと同様、梁要素に軸方向の変位を加えることにより、捩りによる瞬時剪断中心の移動を自動的に考慮可能である。また、横断面の剪断中心まわりの反り関数を、直線要素を用いることにより簡便に求める手法を示す。この方法は、閉断面だけでなく、開断面、並びに、閉断面を一部含む開断面にも適用可能であり、梁の曲げ捩り解析の精度を失わずに簡便化することに貢献する。

第 4 章では、開断面梁の捩りによる反り変形に抵抗する横隔壁の影響の算入方法について述べる。船体を U 字型断面梁と仮定して、捩りによる反り変形を一次式で表し、梁要素モデルの反り変形に抵抗する横隔壁の影響をエネルギ法により考慮する方法（Senjanovic らの方法 [22]）を説明する。さらに、本研究では、横隔壁スツール部の曲げ変形に伴う、船側

構造上部のボックスガーダー部の曲げ変形の影響を考慮する方法を開発する。

第 5 章では、まず、開発手法の第 2 ステップの横断面の逐次崩壊解析に適用した Smith の方法の基本概念を説明する。つぎに、第 1 ステップの結果を第 2 ステップに導入する方法を示す。すなわち、梁要素モデルの曲げ捩り解析によって得られた要素ごとの反り応力は、そのまま第 2 ステップの断面構成要素の平均軸応力に足し込む。一方、剪断応力は、Mises の降伏条件に従って材料の降伏強度を低下させることにより考慮する。なお，剪断と圧縮を同時に受ける防撓パネルの最終強度解析を別途実施し（Appendix B 参照)、上記のように剪断応力影響を簡便に評価する方法の適用範囲を明確化する。

第 6 章では、開発した簡易解析手法を 3 つの解析対象に適用し、3 次元シェルモデルによる FEM 解析結果と比較することにより、開発手法によって変形、応力分布および最終強度が実用上十分な精度で、かつ短時間で求められることを明らかにする。

まず、Pedersen ら [23] が捩り解析に用いた防撓材および横隔壁の無い、開口を有するボックスガーダーを解析対象として、弾性範囲内での捩り解析を行う。捩れ変形および反り応力を FEM 解析結果と比較することにより、閉断面と開断面が混在する場合の影響について述べる。

つぎに、第 2 章に示したコンテナ船模型を解析対象として、弾性解析および捩りの影響を考慮した逐次崩壊解析を実施した結果について述べる。また、実船においては、縦曲げが支配的であり、捩りの影響は 2 次的であると考えられるが、ここでは、捩りが支配的な場合にも解析範囲を広げ、最終強度に関する曲げと捩りの相関関係についても言及する。

最後に、5,250TEU ポストパナマックス型コンテナ船 [24] を解析対象として、全船および 5 ホールドの梁要素モデルおよび有限要素モデルを作成した。それぞれのモデルについて、弾性曲げ解析、弾性捩り解析、縦曲げ逐次崩壊解析、並びに、捩りの影響を考慮した縦曲げ逐次崩壊解析を実施し、開発手法および FEM による解析結果を比較することにより、開発手法の妥当性および適用範囲を検証した結果について述べる。なお、実船に作用する荷重として、日本海事協会の船体曲げ捩り強度評価ガイドライン [25] に規定される設計荷重を用いる。

第 7 章では、本研究で得られた成果を総括するとともに、今後の課題を示す。

第１章の参考文献

1) International Maritime Organization (IMO): Adoption of the International Goal-based Ship Construction Standards for Bulk Carriers and Oil Tankers, Annex 1, Resolution MSC.287(87), 2010.
2) International Association of Classification Societies (IACS): Common Structural Rules for Bulk Carriers and Oil Tankers, 2014.
3) International Association of Classification Societies (IACS): Common Structural Rules for Bulk Carriers, 2006.
4) Smith, C. S.: Influence of local compressive failure on ultimate longitudinal strength of a ships' hull, Proceedings of the International Symposium on PRADS, Tokyo, Japan, pp.73-79, 1977.
5) 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，pp.57-66，2005.
6) 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論文集，第 16 号，pp. 121-130，2012.
7) Yao, T. and Nikolov, P. I.: Progressive Collapse Analysis of a Ship's Hull under Longitudinal Bending, *Journal of the Society of Naval Architects of Japan*, 170, pp. 449–461, 1991.
8) Yao, T. and Nikolov, P. I.: Progressive Collapse Analysis of a Ship's Hull under Longitudinal Bending (2nd Report), *Journal of the Society of Naval Architects of Japan*, 172, pp. 437–446, 1992.
9) 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，pp.209-220，1966.
10) Dow, R. S.: Testing and analysis of 1/3-scale welded steel frigate model, Proceedings of the International Conference on Advances in Marine Structures, ARE, Dunfermline, Scotland, pp.749-773, 1991.
11) 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，pp.322-333，1988.
12) 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，pp.255-264，2002.
13) Reckling, K. A.: Behaviour of box girders under bending and shear, Proceedings of the ISSC, Paris, France, pp. II.2 46-49, 1979.
14) Ostapenko, A.: Strength of ship hull girders under moment, shear and torque, Proceedings of the SSC-SNAME Symposium on Extreme Loads Response, Arlington, USA, pp.149-166, 1981.

15) 西原誠一郎：防撓矩形板の最終強度解析（第 4 報）ー船体崩壊曲げモーメントについてー，日本造船学会論文集，第 154 号，pp.367-375，1983.
16) 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 PRADS, Seoul, Korea, pp.844-851, 1995.
17) 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, pp.51-67, 2003.
18) Caldwell, J. B.: Ultimate longitudinal strength, Transaction of RINA, Vol. 107, pp.411-430, 1965.
19) Mansour, A. E. and Thayamballi, A.: Ultimate strength of a ship's hull girder plastic and buckling modes, Ship Structures Committee Report, SSC-299, pp.1-68, 1980.
20) 例えば，山本善之，大坪 英臣，村上貴英：小型貨物船のスラミングによる応答と崩壊強度（第 2 報）ーホギングモーメントによる崩壊強度ー，日本造船学会論文集，第 149 号，pp.140-143，1981.
21) 藤谷義信:薄肉はり構造解析, コンピュータによる極限解析法シリーズ 5, 培風館, 1990.
22) Senjanovic, I., Tomasevic, S., Rudan, S. and Senjanovic, T.: Role of transverse bulkheads in hull stiffness of large container ships, *Engineering Structures*, 30:9, 2492-2509, 2008.
23) Pedersen, P. T: Beam Theories for Torsional-Bending Response of Ship Hulls, *Journal of Ship Research*, 35:3, pp.254−265, 1991.
24) International Ship and Offshore Structures Committee (ISSC): Report of Special Task Committee VI.2, pp.321-395, 2000.
25) 日本海事協会：船体曲げ捩り強度評価ガイドライン（改訂版），2012.

第 2 章　縮尺模型試験体による逐次崩壊試験

2.1　緒言

本研究では、複合荷重を受ける船体梁に対し、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）を開発する。そのため、基本的には Smith の方法 [1] に準じつつ、これを純曲げ状態だけでなく、捩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、その解析精度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、縦曲げと捩りを受ける薄肉断面梁の崩壊挙動を明らかにするとともに、開発手法および有限要素法（FEM）解析の参照解を得るため、コンテナ船を模した大きな開口を有する縮尺模型試験体を製作し、曲げと捩りを同時に負荷する逐次崩壊試験を実施した。

第 2.2 節では、製作した縮尺模型試験体の概要および試験方法を示す。つぎに、第 2.3 節では、縦曲げと捩りの比率を変えて実施した逐次崩壊試験の結果を示す。なお、開発手法および FEM による解析結果は、第 6.2 節において示す。

2.2　試験体の製作と試験方法

2.2.1　実船のモデル化

(1) 参照したコンテナ船

縮尺模型試験体を設計・製作するに当たり、Fig. 2.2.1 に示すポストパナマックス型コンテナ船（5,250 TEU）を参照した。その主要目を Table 2.2.1 に示す。試験機の構造寸法および載荷装置の容量の制約から、試験体の幅および深さを参照船の約 1/13 とし、部材配置や詳細寸法についても、試験体製作上の都合により簡略化した。

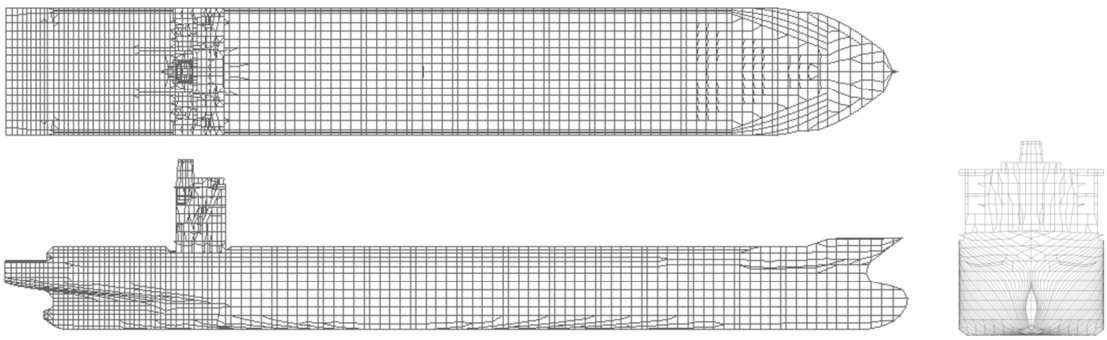


Fig. 2.2.1 Post Panamax container ship referred for designing test models

Table 2.2.1 Principal dimensions

Length, L	267.00 m
Breadth, B	39.80 m
Depth, D	23.60 m
Draft, d	12.50 m

(2) 試験体横断面のモデル化

縦曲げおよび捩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と考えられる。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、パネル部では 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、つぎに、載荷装置容量を勘案し、各部材の板厚を 2/3～3/4 程度に減厚した。ここに、t_p はパネル部の板厚を、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、その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（Fig. 2.2.2 参照）。したがって、一様な捩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、試験体では、実船断面にある甲板のキャンバ、および、ビルジサークルを無視した。

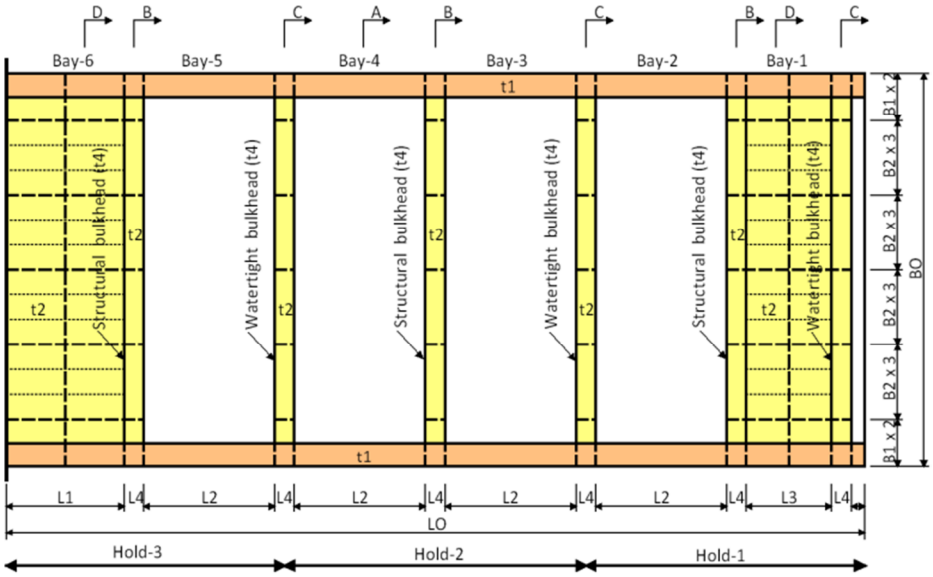
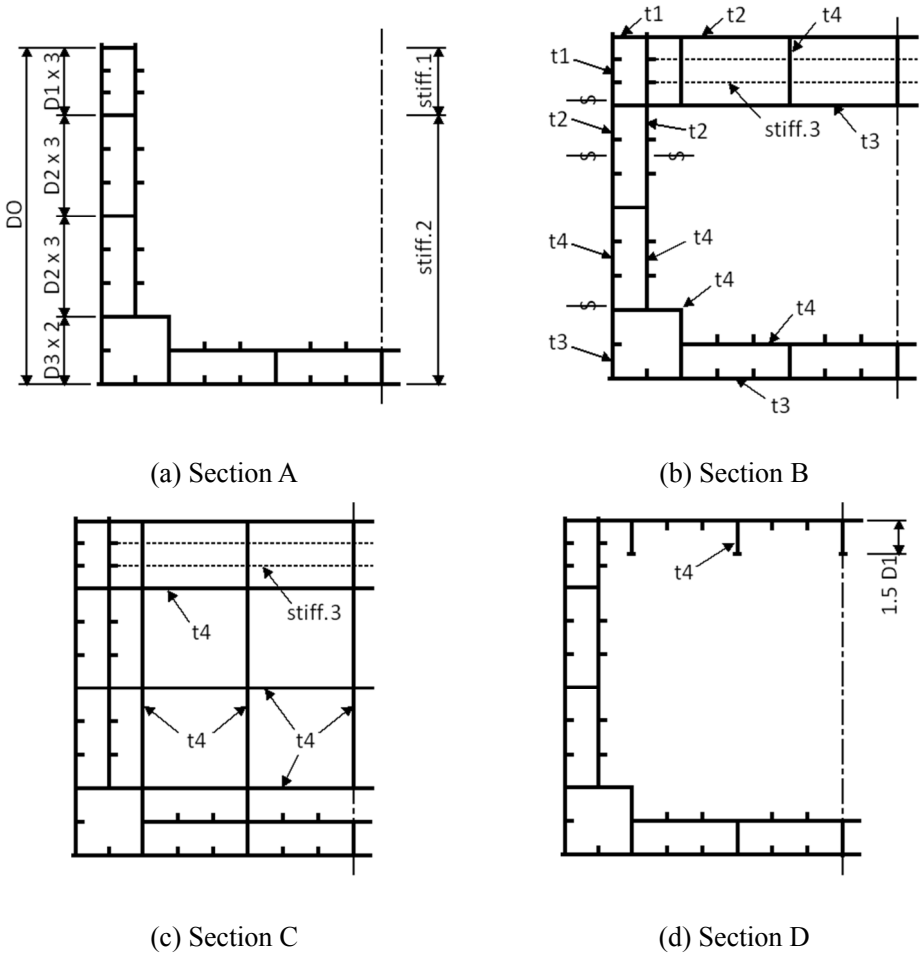


Fig. 2.2.2 Deck plan of test models



(a) Section A (b) Section B

(c) Section C (d) Section D

Fig. 2.2.3 Transverse cross section of test models

試験体の形状および寸法を Fig. 2.2.2、Fig. 2.2.3 および Table 2.2.2 に示す。Fig. 2.2.2 中の Watertight bulkhead で仕切られた部分が 1 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 体の試験体を試験に供した。

2.2.2 試験体の概要

(1) 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。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、クロスデッキをそれぞれ構造ブロックとして、入熱量を抑制できるようレーザー溶接により製作した。つぎに、それぞれの構造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、これらの溶接は、すべて連続溶接とした。

Table 2.2.2 Dimensions of test models (in *mm*)

	Model 1	Models 2 and 3
L1	900	
L2	1,000	
L3	650	
L4	150	
LO	6,550	
B1	180	
B2	190	
BO	3,000	
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

Table 2.2.3 Material properties

	Model 1			Models 2 and 3		
	E (GPa)	$\sigma_{0.2}$ (MPa)	σ_u (MPa)	E (GPa)	$\sigma_{0.2}$ (MPa)	σ_u (MPa)
t1	195	231	351	192	190	300
t2	175	203	338	198	209	298
t3	183	175	302	198	255	349
t4	194	240	332	209	244	351
stiff. 1	202	761	780	200	648	678
stiff. 2 and 3	207	727	730	203	724	725

Note; E: Young's Modulus, $\sigma_{0.2}$: 0.2% proof stress and σ_u: Maximum tensile stress.

(2) 使用材料

参照したコンテナ船では、甲板、船側外板上部、および、縦隔壁上部に高張力鋼 YP36 材、それ以外の部材には高張力鋼 YP32 材または軟鋼（MS）が使用されているが、試験体では、すべての部材に軟鋼（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 Table 2.2.3 に示す。なお、Flat-bar 防撓材として平鋼材を使用したため、Table 2.2.3 に示すように、0.2%耐力および引張強度が、他の材料と比較して著しく高くなった。

2.2.3 溶接初期不整

(1) 防撓パネルの初期たわみ

試験体の一部のパネルに対して、局所的な初期たわみを計測した。計測箇所は、試験体の 1 ベイ間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（Fig. 2.2.2 参照）で、防撓材間パネル部の長辺方向中心線上の 11 点における凹凸を変位計により計測した。

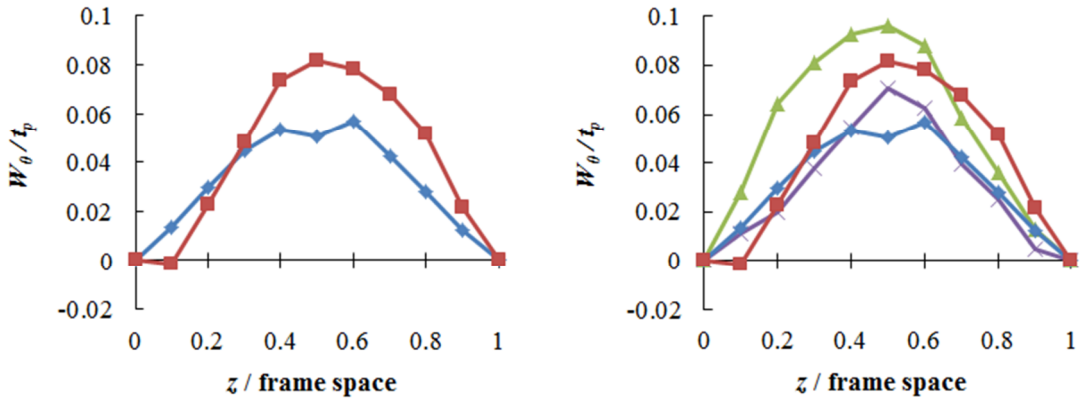
一例として、Model-3 の計測結果を Fig. 2.2.4 および Fig. 2.2.5 に示す。両図から分かるように、計測された初期たわみ形状は、1 半波成分が支配的であった。また、各試験体とも、板厚 t3（公称 3.2 *mm*）および t4（公称 2.3 *mm*）のパネルにおいて初期たわみ量が大きく、とくに、板厚 t4 のパネルの最大初期たわみ量は、最大で板厚の 1.5 倍程度であったが、パネルごとのばらつきも大きい。ただし、Sun ら [2)] によると、捩りモーメントが支配的な場合には、船体梁の最終強度に及ぼす初期たわみの影響が小さいことが報告されている。

(2) 防撓パネルの溶接残留応力

各試験体の構造ブロックと同じ材料、寸法、溶接条件により部分試験体を製作し、いわゆる応力解放法により、パネル部に生じる溶接残留応力を推定した。ただし、構造ブロックから試験体を組み立てる際に生じる溶接残留応力の影響は考慮されない。防撓材間パネル中央付近の長辺方向圧縮残留応力の平均値σ_{rc}を Table 2.2.4 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。

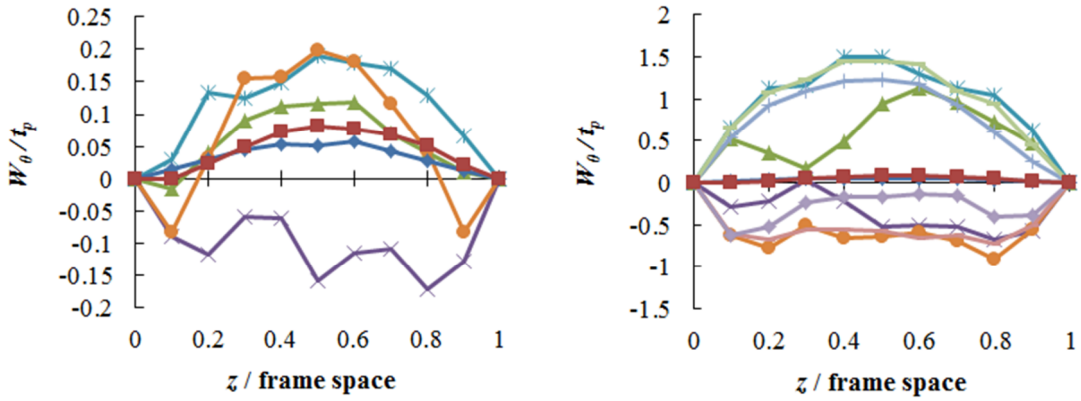
Table 2.2.4 Maximum value of predicted welding residual stress

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



(a) t1 (5.87 *mm*)

(b) t2 (4.48 *mm*)



(c) t3 (3.14 *mm*)

(d) t4 (2.13 *mm*)

Fig. 2.2.4 Examples of local initial deflection in side shell plates (Model-3)

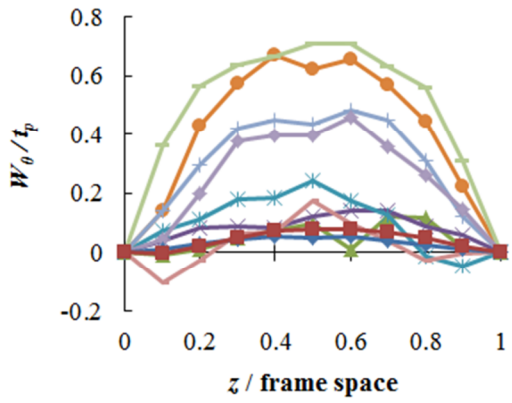


Fig. 2.2.5 Examples of local initial deflection in outer bottom shell plates (Model-3)

2.3　逐次崩壊試験

2.3.1　載荷治具と試験方法

各試験体の逐次崩壊試験を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。Fig. 2.3.1 に示すように、試験体の Bay-6 の左端（Fig. 2.2.1 参照）を試験装置の剛体壁に固着して片持ち梁とし、Bay-1 の左右の舷側に同方向あるいは逆方向の上下方向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、剪断力および捩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 である。

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（$= (P1 + P2)\cdot L$）と捩りモーメント T（$= (P1 - P2)\cdot B/2$）との比 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 150 kN 以下で与え、負荷後は一定時間その荷重値を保持した。一方、荷重～ストローク関係が線形関係を維持しなくなってからは、油圧ジャッキを変位制御に切り替え、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、曲げモーメントと捩りモーメントの比 M / T は、弾性的挙動範囲内でのみ一定となる。

2.3.2　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ー部の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、並びに、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

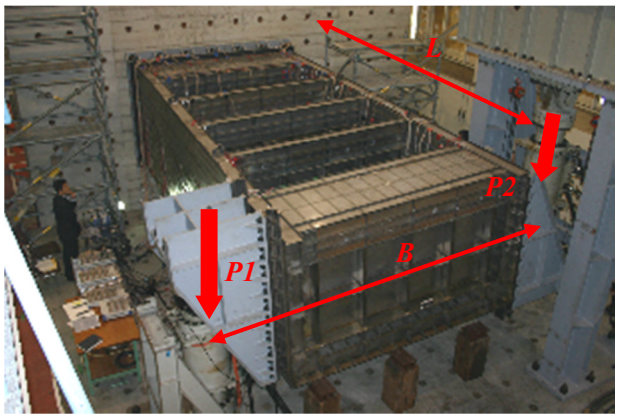


Fig. 2.3.1 Model setup

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。

2.3.3　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 Table 2.3.1 に示す。試験体 Model-1 に対しては、曲げモーメントと捩りモーメントの比 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、ホギングの曲げモーメントのみが負荷されるよう、荷重 *P1* および *P2* の両方を同じ大きさで下向きに作用させた。

Table 2.3.1 Initial loading conditions

	Loads (downward: +)	Relationship between *T* and *M*
Model-1	$P2 = -0.68\,P1$	$M / T = 0.5$ (Hogging)
Model-2	$P2 = -P1$	$M = 0$ (torsion)
Model-3	$P2 = P1$	$T = 0$ (Hogging)

Note, *T*: Torsional moment, *M*: Vertical bending moment

2.3.4　試験結果

薄肉断面梁の縦曲げ最終強度に及ぼす捩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。

(1) ホギングの曲げモーメントのみの場合

試験体の自由端における油圧ジャッキ荷重 *P1* および P_2 を、ともに下向きに同じ大きさで負荷した場合（Fig. 2.3.1 参照）、試験体には捩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 Fig. 2.3.2 に示すが、縦曲げ最終強度は約 6.39×10^3 *kNm* であった。この値は、溶接初期不整を考慮しない場合について、後述する動的陽解法 FEM プログラム LS-DYNA による FEM 解析から得られる 7.20×10^3 *kNm* の約 89%であり、本試験体に対しては、溶接初期不整が縦曲げ最終強度に及ぼす影響が 10%程度であることを示している。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 Fig. 2.3.3 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。

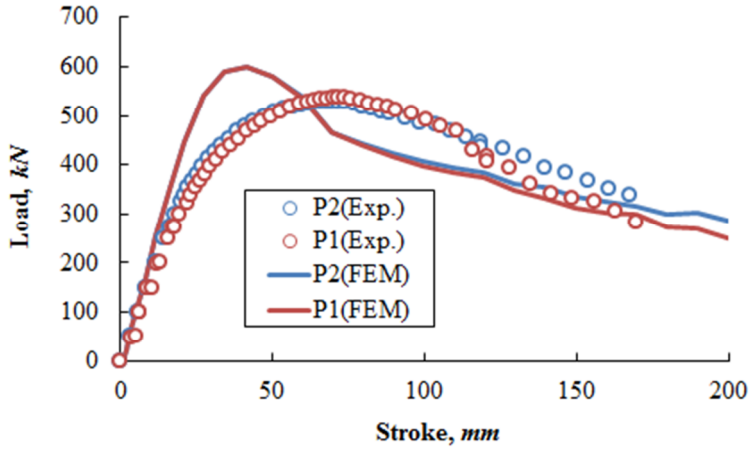
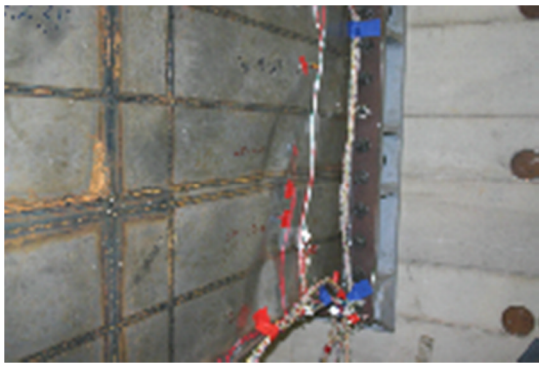


Fig. 2.3.2 Load-stroke relationships of Model-3 ($T = 0$)



(a) Side shell plates

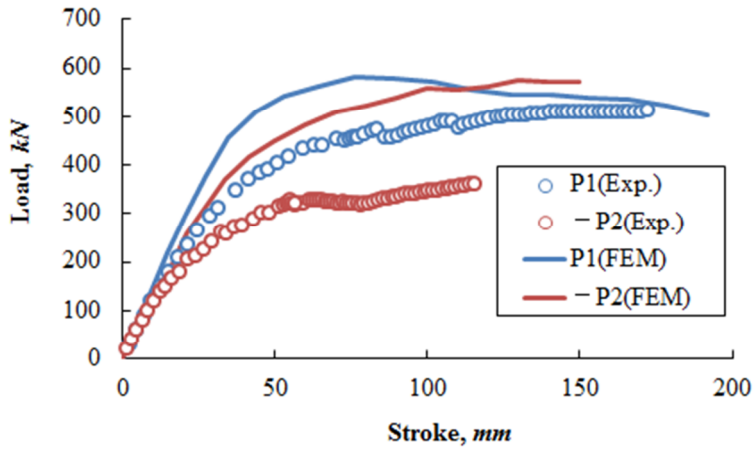
(b) Outer bottom plates

Fig. 2.3.3 Buckling deformation after collapse in Model-3

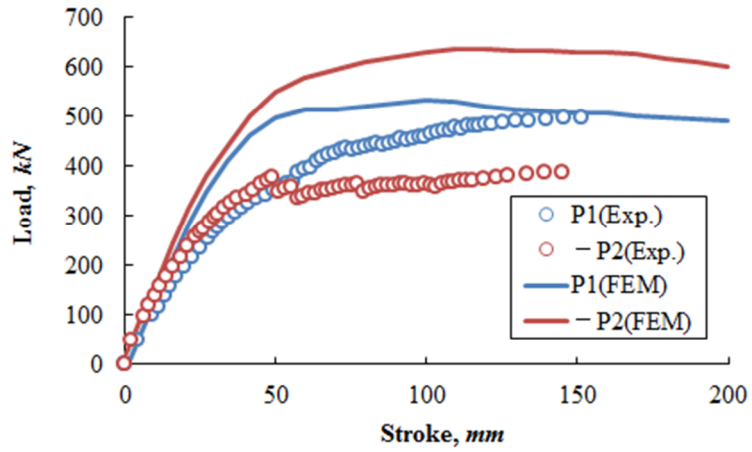
(2) 捩りモーメントが支配的な場合

捩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 Fig. 2.3.4 に示す。また、捩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 Fig. 2.3.5 に示す。

試験体 Model-1 および Model-2 の崩壊後の変形状況を Fig. 2.3.6 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（Fig. 2.3.6(a)参照）。次に、捩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）、ビルジコーナー付近の外板



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



(b) Model-2 (M = 0)

Fig. 2.3.4 Load-stroke relationships of Model-1 and Model-2

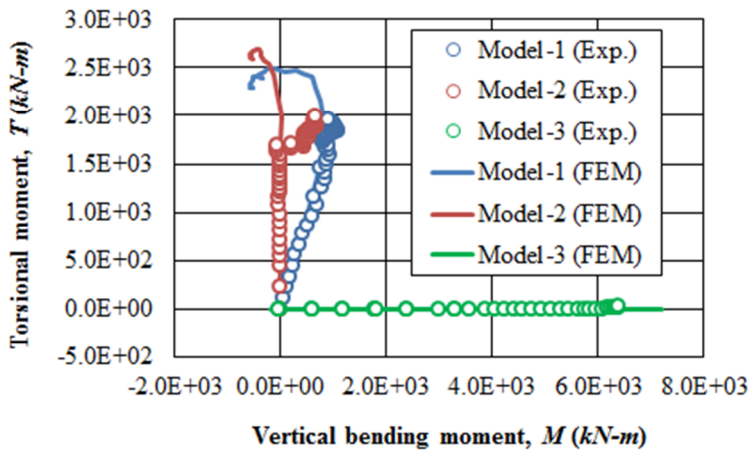
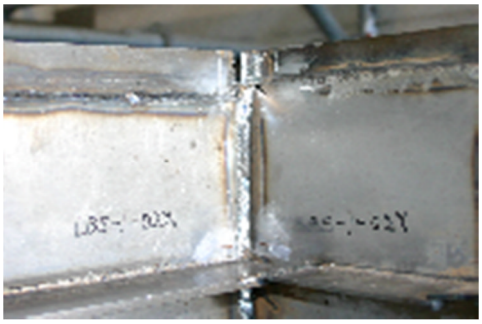


Fig. 2.3.5 Relationship between applied torsional and vertical bending moments

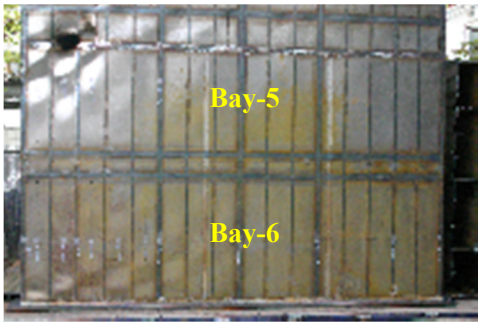
に座屈および降伏が生じる（Fig. 2.3.6(b)参照）。これは、片舷の船側外板および縦隔壁を 1 つの桁構造とみなすと、*P1* 側では、桁としての曲げの圧縮側に位置する船底側の板厚が甲板側の板厚より薄いため、*P2* 側よりも断面剛性が先に減少することによる（Fig. 2.3.4(b)参照）。その後、断面の捩り剛性が大きく変化する部分、すなわち閉断面（固定端近傍 Bay-6 のクロスデッキ）に隣接するハッチコーナー部に破断が生じ（Fig. 2.3.6(c)参照）、最終的に圧縮の反り応力および曲げ応力によって引き起こされた座屈変形が、Bay-5～Bay-6 の船底外板および *P1* 側の船側外板下部に広く拡大し（Fig. 2.3.6(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。

(a) Shear buckling of side shell

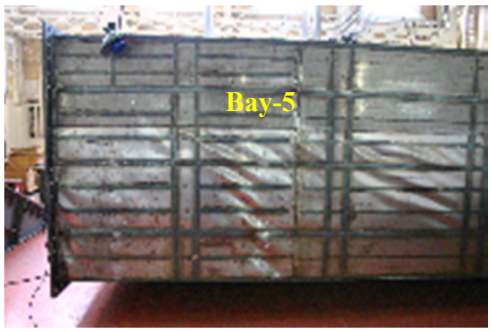
(b) Buckling of bilge corner



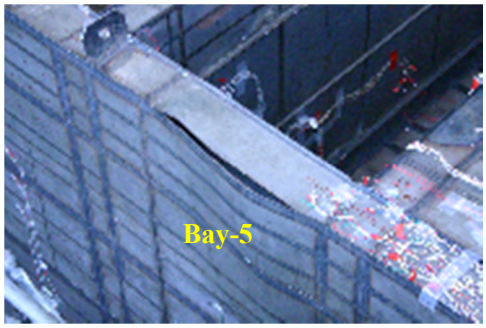
(c) Break of hatch corner



(d) Collapse of Hold-2 bottom



(e) Collapse of Hold-2 side shell



(f) Break of side shell

Fig. 2.3.6 Collapse modes of Model-1((a) to (e)) and Model-2((f))

なお、Fig. 2.3.4(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 6 *mm*）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（Fig. 2.3.6(f)参照）。

2.3.5　試験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、捩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（Fig. 2.3.6(d)および(e)参照）最大荷重に達するため、縦曲げが支配的な状態のように、崩壊断面が船長方向に垂直な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、Fig. 2.3.2 と Fig. 2.3.4 を比較して明らかなように、縦曲げが支配的な場合と比べて最終強度後の強度の低下が緩やかである。したがって、パネル座屈が広範囲に拡がる最終強度前後の状態では、捩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、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。

本論文では、第 3 章以降において、このような捩りの影響を考慮可能な逐次崩壊解析法について詳述する。

2.4　結言

第 2 章では、新たな解析法の開発に先立ち、複合荷重を受ける薄肉断面梁の崩壊メカニズムおよび最終強度を検証するため、さらに、開発手法および有限要素法（FEM）による解析結果の参照解を得るため、コンテナ船を模した大きな開口を有する縮尺模型試験体を製作し、曲げと捩りを同時に負荷する逐次崩壊試験を実施した結果について述べた。試験結果から得られた知見を以下に示す。

(1) 捩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となる。

① 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（Fig. 2.3.6(a)参照）。

② 次に、捩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）、ビルジコーナー付近の外板に座屈および降伏が生じる（Fig. 2.3.6(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（Fig. 2.3.4(b)参照）。

③ 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（Fig. 2.3.6(c)参照）。

④ 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（Fig. 2.3.6(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。

第 2 章の参考文献

1) Smith, C. S.: Influence of local compressive failure on ultimate longitudinal strength of a ship's hull, *Proceedings of PRADS*, Tokyo, pp.73-79, 1977.

2) 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, pp.51-67, 2003.

第 3 章　薄肉断面梁の曲げ捩り解析理論

3.1　緒言

本研究では、捩りモーメントが船体縦曲げ最終強度に及ぼす影響を簡便に評価するため、捩りの影響を考慮可能な船体横断面の逐次崩壊解析手法を構築することを目的としている。基本的には Smith の方法 [1] に準じつつ、2 段階の解析法の構築を試みる。すなわち、Smith の方法は、純曲げ状態にある横断面の逐次崩壊解析法であり、そのままでは捩り解析に適用できない。そこで、Smith の方法と同様に横断面を板要素に分割した直線梁要素を新たに考案し、それを長さ方向に繋ぐことにより、変断面梁の曲げ捩り解析を行う手法を構築する（第 1 ステップ）。さらに、この曲げ捩り解析結果を考慮して横断面の逐次崩壊解析を行う方法を構築する（第 2 ステップ；第 5 章参照）。提案手法の最大の特長は、これら両ステップにおいて横断面の要素分割を共用できる点であり、解析モデルの作成工数についても FEM 解析と比較して圧倒的に有利である。本章では、提案手法の第 1 ステップに用いる曲げ捩りを受ける梁要素の定式化について述べるとともに、横断面の剪断中心回りの反り関数を簡便に求める手法を示す。

本研究で構築する逐次崩壊解析手法は、捩りおよび曲げの複合荷重を受ける船体梁を対象としているが、その崩壊過程においては、縦曲げが支配的な場合を想定する。例えば、第 2 章において縮尺模型試験体を設計･製作するために参照した 5,250TEU コンテナ船では、設計荷重に対して、中央横断面甲板側の曲げ応力σ_b の降伏応力σ_Y に対する比は $\sigma_b/\sigma_Y = 0.59$ であり、捩りモーメントによる反り応力σ_w の対降伏応力比は$\sigma_w/\sigma_Y = 0.043$ である。一方、相対的に大きな捩りモーメントが生じる機関室前断面では、$\sigma_b/\sigma_Y = 0.38$（船底側では $\sigma_b/\sigma_Y = 0.47$）、および、$\sigma_w/\sigma_Y = 0.26$ であり、反り応力が中央横断面より大きくなるが、それでも降伏応力の 1/4 程度である。また、波浪中においては、一般的に、捩りモーメントと水平曲げモーメントの相関は強いが、捩りモーメントと縦曲げモーメントの相関は弱いと考えられる。以上の理由から、本研究では、第 1 ステップの捩り解析の適用範囲を弾性範囲内に限定することとする。その際、横断面を Smith の方法と同様に断面構成要素により分割し、捩りによってそれぞれの断面構成要素に生じる反り応力、並びに、剪断応力を藤谷の方法 [2] に準じて求める。その後、第 1 ステップの捩り解析の結果を考慮しつつ、Smith の方法に基づく縦曲げ逐次崩壊解析を第 2 ステップとして実行する。これについては第 5 章で述べる。

本章では、まず、第 3.2～3.4 節で、薄肉断面梁の座標系を定義し、軸方向変形、曲げ変形および捩り変形を考慮した薄肉断面梁の変位関数を示し、これに基づく変位～ひずみ関係および応力～ひずみ関係を導く。

つぎに、第 3.5 節では、第 3.2～3.4 節に示す理論に基づき、梁要素を用いた 1 次元有限要素法の定式化について示し、仮想仕事の原理により剛性方程式を導く。

最後に、第 3.6～3.7 節では、薄肉断面梁の反り関数を導出する理論を示し、藤谷の方法に準じた断面の反り関数の計算方法について示す。

3.2　変位関数式の導出

3.2.1　座標系

Fig. 3.2.1 に示すように、一様断面梁の端部断面上に $x-y$ 座標軸、梁の材軸方向に z 軸をとり、これらが直交右手座標系になるようにする。ただし、座標原点 O を断面図心にとることとし、断面の剪断中心 S の座標を(x_s, y_s)とする。また、梁内部の任意点(x, y, z)の x 軸、y 軸および z 軸方向の変位をそれぞれ $U(x, y, z)$、$V(x, y, z)$、および、$W(x, y, z)$で表す。

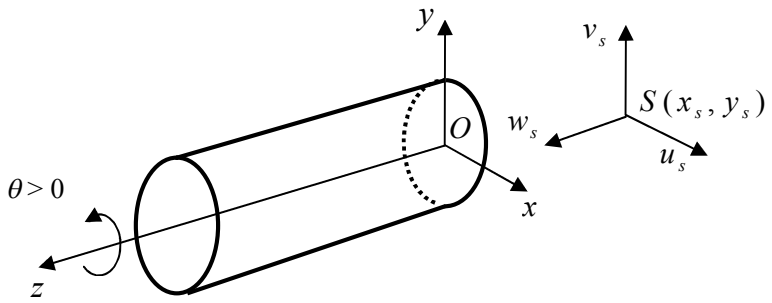


Fig. 3.2.1 Coordinate system

3.2.2　変位関数

(1) 曲げによる梁の変形

変位関数は、梁が変形しても横断面の形状は変形しないと仮定（横断面形状不変の仮定）すること、並びに、曲げによる梁の剪断変形を無視することにより導出される。まず、前者より、xy 平面内にはひずみが生じないことから、次式が成り立つ。

$$\varepsilon_x = \frac{\partial U}{\partial x} = 0 \tag{3.2.1}$$

$$\varepsilon_y = \frac{\partial V}{\partial y} = 0 \tag{3.2.2}$$

$$\gamma_{xy} = \frac{\partial U}{\partial y} + \frac{\partial V}{\partial x} = 0 \tag{3.2.3}$$

ここに、ε_x およびε_y は、それぞれ、x 方向および y 方向の軸ひずみ、γ_{xy} は xy 面内の剪断ひずみである。式(3.2.1) および式(3.2.2) より、$U(x, y, z)$ および $V(x, y, z)$ は簡単に、

$$U = U(y, z) \tag{3.2.4}$$

$$V = V(x, z) \tag{3.2.5}$$

となる。式(3.2.3) より $-\partial U/\partial y = \partial V/\partial x$ であるから、$\theta(z)$ を z 軸回りの回転角とすると、

$$\frac{\partial U}{\partial y} = -\theta(z) \tag{3.2.6}$$

$$\frac{\partial V}{\partial x} = \theta(z) \tag{3.2.7}$$

が成り立ち、式(3.2.6) および式(3.2.7) をそれぞれ、y および x で積分することにより、次式が得られる（両式の右辺第 1 項は、ある断面上のすべての点に、x あるいは y 方向の同じ量の曲げ変形 u あるいは v が生じることを表している）。

$$U(x,y,z) = u(z) - y\theta(z) \tag{3.2.8}$$

$$V(x,y,z) = v(z) + x\theta(z) \tag{3.2.9}$$

式(3.2.8) および 式(3.2.9) は x および y 軸方向の変位関数となる。

つぎに、曲げによる剪断変形を無視することにより、次式が成り立つ。

$$\gamma_{xz} = \frac{\partial W}{\partial x} + \frac{\partial U}{\partial z} = 0 \tag{3.2.10}$$

$$\gamma_{yz} = \frac{\partial W}{\partial y} + \frac{\partial V}{\partial z} = 0 \tag{3.2.11}$$

ここに、γ_{xz} およびγ_{yz} は、それぞれ、xz および yz 面内の剪断ひずみである。式(3.2.8) および式(3.2.9) における U および V について曲げ変形のみを考えると、$U = u(z)$ および $V = v(z)$ であるから、式(3.2.10) および式(3.2.11) をそれぞれ x または y で積分することにより次式が得られる（右辺第 2 項および第 3 項は、変形前に材軸に直交していた断面は、曲げ変形後も変形した材軸に直交していることを表している（ベルヌーイ・オイラーの仮定））。

$$W(x,y,z) = w(z) - xu'(z) - yv'(z) \tag{3.2.12}$$

軸力による梁の軸方向の伸び縮みの状態は、断面上で一様であると考えられるため、式(3.2.12) は、軸力および曲げによる z 方向変位を表す。

(2) 捩りによる梁の変形

捩りによる z 方向変位は、横断面の反り変形（warping）によるものであり、曲げによって生じる z 方向変位とは独立に、断面固有の関数ω を用いて次式のように加えられる。最終的に、軸方向変位 $W(x, y, z)$ は、図心の軸方向変位 $w(z)$ とたわみ角 $u'(z)$ および $v'(z)$ による成分、並びに、曲げ捩りによる反りの成分の和となる。ただし、(’) は z による 1 階微分を表す。

$$W(x,y,z) = w(z) - xu'(z) - yv'(z) + \omega(x,y)\theta'(z) \tag{3.2.13}$$

ここに、$\omega(x,\ y)$ は、薄肉開断面の Saint-Venant 捩りに対する断面の反りを表す反り関数である（第 3.6 節参照）。

以上より、式(3.2.8)、式(3.2.9)、式(3.2.13) が変位関数式となり、再掲すると、

$$U(x,y,z) = u(z) - y\theta(z) \tag{3.2.14}$$

$$V(x,y,z) = v(z) + x\theta(z) \tag{3.2.15}$$

$$W(x,y,z) = w(z) - xu'(z) - yv'(z) + \omega(x,y)\theta'(z) \tag{3.2.16}$$

となる。

ここで、梁は剪断中心回りに捩られるので、剪断中心 (x_s, y_s) を用いて変位関数式(3.2.14)～式(3.2.16) を次のように表す。

$$U(x,y,z) = u_s(z) - (y - y_s)\theta(z) \tag{3.2.17}$$

$$V(x,y,z) = v_s(z) + (x - x_s)\theta(z) \tag{3.2.18}$$

$$W(x,y,z) = w(z) - xu_s'(z) - yv_s'(z) + \omega_{ns}(x,y)\theta'(z) \tag{3.2.19}$$

ここに、u_s および v_s は剪断中心の x、y 方向変位、θ は剪断中心回りの回転角、w は図心の z 方向変位、ω_{ns} は剪断中心回りの反り関数である。

式(3.1.17) ～式(3.1.19) において、曲げによる変位の項は、U、V、W においてそれぞれ、$u_s(z)$、$v_s(z)$、および、$w(z) - x u_s'(z) - y v_s'(z)$ となる。一方、捩りによる変位の項は、$(y - y_s)\theta(z)$、$(x - x_s)\theta(z)$、$\omega_{ns}(x, y)\ \theta'(z)$ となる。

3.3　変位～ひずみ関係

式(3.2.17) ～式(3.2.19) の変位関数から次式のひずみが得られる。

$$\varepsilon_z = \frac{\partial W}{\partial z} = w'(z) - xu_s''(z) - yv_s''(z) + \omega_{ns}(x,y)\theta''(z) \tag{3.3.1}$$

$$\gamma_{xz} = \frac{\partial W}{\partial x} + \frac{\partial U}{\partial z} = \left\{\frac{\partial \omega_{ns}(x,y)}{\partial x} - (y - y_s)\right\}\theta'(z) \tag{3.3.2}$$

$$\gamma_{yz} = \frac{\partial W}{\partial y} + \frac{\partial V}{\partial z} = \left\{\frac{\partial \omega_{ns}(x,y)}{\partial y} + (x - x_s)\right\}\theta'(z) \tag{3.3.3}$$

ここで、薄肉断面梁の場合 [2)]、Fig. 3.3.1 に示すように、板厚中心線方向に s 座標、その法線方向に n 座標をとった $s-n$ 座標系が用いられる。板厚が薄い場合には、板厚中心線に垂直な n 方向の剪断ひずみ γ_{nz} は、板厚中心線に沿う s 方向の剪断ひずみγ_{sz} に比べて十分小さ

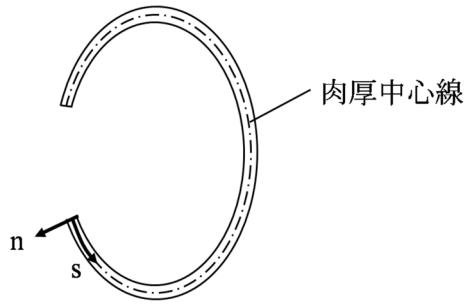


Fig. 3.3.1 $s-n$ coordinate system in the section of thin walled beam

いので無視することができ、剪断ひずみは γ_{sz} のみを考える。

$$\gamma_{sz}=\frac{dz}{ds}=\frac{\gamma_{xz}dx+\gamma_{yz}dy}{ds}=\gamma_{xz}\frac{\partial x}{\partial s}+\gamma_{yz}\frac{\partial y}{\partial s}$$
$$=\left\{\frac{\partial\omega_{ns}}{\partial x}-(y-y_s)\right\}\theta'\frac{\partial x}{\partial s}+\left\{\frac{\partial\omega_{ns}}{\partial y}+(x-x_s)\right\}\theta'\frac{\partial y}{\partial s} \tag{3.3.4}$$
$$=\left\{\frac{\partial\omega_{ns}}{\partial x}\frac{\partial x}{\partial s}+\frac{\partial\omega_{ns}}{\partial y}\frac{\partial y}{\partial s}-(y-y_s)\frac{\partial x}{\partial s}+(x-x_s)\frac{\partial y}{\partial s}\right\}\theta'$$

ここで、

$$\frac{\partial\omega_{ns}}{\partial s}=\frac{\partial\omega_{ns}}{\partial x}\frac{\partial x}{\partial s}+\frac{\partial\omega_{ns}}{\partial y}\frac{\partial y}{\partial s}$$

であるから、式(3.3.4) は次式となる。

$$\gamma_{sz}=\left\{\frac{\partial\omega_{ns}}{\partial s}-(y-y_s)\frac{\partial x}{\partial s}+(x-x_s)\frac{\partial y}{\partial s}\right\}\theta'(z) \tag{3.3.5}$$

また、断面形状は不変であるため、前述の通り、次式が成り立つ。

$$\varepsilon_x=\frac{\partial U}{\partial x}=0 \tag{3.3.6}$$

$$\varepsilon_y=\frac{\partial V}{\partial y}=0 \tag{3.3.7}$$

$$\gamma_{xy}=\frac{\partial U}{\partial y}+\frac{\partial V}{\partial x}=-\theta(z)+\theta(z)=0 \tag{3.3.8}$$

3.4　応力～ひずみ関係

薄肉断面梁には、式(3.3.1) で表される軸ひずみ ε_z と式(3.3.5) で表される剪断ひずみ γ_{sz} が生じる。また、これらに対応する軸応力σ_z と剪断応力τ_{sz} が生じる。応力～ひずみ関係は、一般に次式で与えられる。

$$\begin{Bmatrix} \sigma_z \\ \tau_{sz} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} d_{11} & d_{12} \\ d_{21} & d_{22} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_z \\ \gamma_{sz} \end{Bmatrix} \tag{3.4.1}$$

または、式(3.4.1)を次のように表す。

$$\{\sigma\} = [D]\{\varepsilon\} \tag{3.4.2}$$

ここに、

$$[D] = \begin{bmatrix} d_{11} & d_{12} \\ d_{21} & d_{22} \end{bmatrix} \tag{3.4.3}$$

$$\{\sigma\} = \begin{Bmatrix} \sigma_z \\ \tau_{sz} \end{Bmatrix}, \qquad \{\varepsilon\} = \begin{Bmatrix} \varepsilon_z \\ \gamma_{sz} \end{Bmatrix} \tag{3.4.4}$$

弾性範囲では、$d_{11} = E$（ヤング率）、$d_{22} = G$（剪断弾性係数）となるが、座屈や降伏が生じると、d_{11} 、d_{22} は非線形に変化する。また、軸応力と剪断応力の連成を考慮しなければ、$d_{12} = d_{21} = 0$ となる。本研究では、軸応力と剪断応力の連成は考慮せず、捩りによる梁の座屈および降伏も考慮しないこととし、$d_{22} = G$ として解析する。座屈や降伏を考慮した軸剛性 d_{11} の導出については第 4 章で示す。

3.5　梁要素を用いた 1 次元有限要素法解析

本節では第 3.2 節～第 3.4 節で示した理論に基づき、梁要素を用いた 1 次元有限要素法の定式化について示す。

3.5.1　節点力および節点変位

Fig. 3.5.1 に示すように、1 つの梁要素の両端の節点を i および j 、要素の長さを L とし、軸方向を z 軸とする。

各節点あたり以下の 7 つの自由度を与え、変位を次式のように定義する。

$$\{u_s\} = \begin{Bmatrix} u_{si} \\ u'_{si} \\ u_{sj} \\ u'_{sj} \end{Bmatrix}, \qquad \{v_s\} = \begin{Bmatrix} v_{si} \\ v'_{si} \\ v_{sj} \\ v'_{sj} \end{Bmatrix}, \qquad \{\theta_s\} = \begin{Bmatrix} \theta_{si} \\ \theta'_{si} \\ \theta_{sj} \\ \theta'_{sj} \end{Bmatrix}, \qquad \{w\} = \begin{Bmatrix} w_i \\ w_j \end{Bmatrix} \tag{3.5.1}$$

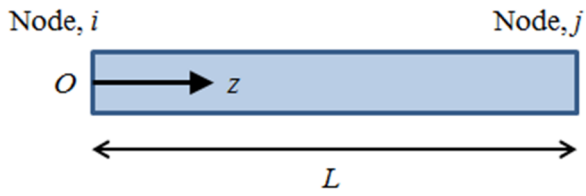


Fig. 3.5.1 Beam element

これらをまとめると、

$$\{d\} = \begin{Bmatrix} w \\ u_s \\ v_s \\ \theta_s \end{Bmatrix}$$

ここに、$\{u_s\}$：剪断中心の x 方向横たわみ、および、たわみ角

$\{v_s\}$：剪断中心の y 方向横たわみ、および、たわみ角

$\{\theta_s\}$：剪断中心まわりの捩れ角、および、捩れ率

$\{w\}$：図心の軸方向変位

なお、$u_s' = du_s/dz$ を表す。

また、各変位に対応する節点力を次のように定義する。

$$\{F_u\} = \begin{Bmatrix} F_{xi} \\ M_{yi} \\ F_{xj} \\ M_{yj} \end{Bmatrix}, \quad \{F_v\} = \begin{Bmatrix} F_{yi} \\ M_{xi} \\ F_{yj} \\ M_{xj} \end{Bmatrix}, \quad \{F_\theta\} = \begin{Bmatrix} T_i \\ B_i \\ T_j \\ B_j \end{Bmatrix}, \quad \{F_w\} = \begin{Bmatrix} F_{zi} \\ F_{zj} \end{Bmatrix} \tag{3.5.2}$$

ここに、

$\{F_u\}$：x 方向の剪断力 F_x と剪断中心回りの曲げモーメント M_y

$\{F_v\}$：y 方向の剪断力 F_y と剪断中心回りの曲げモーメント M_x

$\{F_\theta\}$：剪断中心回りの捩りモーメント T とバイモーメント B

$\{F_w\}$：z 方向の軸力

ここで、剪断中心の横たわみ u_s、v_s、および、捩り角 θ_s の変位関数を z の 3 次式とし、図心の軸方向変位 w の変位関数を z の 1 次式とし、

$$u_s(z) = a_1 + a_2 z + a_3 z^2 + a_4 z^3 \tag{3.5.3}$$

$$v_s(z) = b_1 + b_2 z + b_3 z^2 + b_4 z^3 \tag{3.5.4}$$

$$\theta_s(z) = c_1 + c_2 z + c_3 z^2 + c_4 z^3 \tag{3.5.5}$$

$$w(z) = d_1 + d_2 z \tag{3.5.6}$$

で表すと、式(3.5.3) の未知定数 a_1 ～ a_4 は、一端 $z = 0$ において $u_s = u_{si}$ かつ $u_s' = u_{si}'$ 、他端 $z = L$ において $u_s = u_{sj}$ かつ $u_s' = u_{sj}'$ であることから、節点変位$\{u_s\}$の関数として表され、

$$\begin{Bmatrix} a_1 \\ a_2 \\ a_3 \\ a_4 \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ -\dfrac{3}{L^2} & -\dfrac{2}{L} & \dfrac{3}{L^2} & -\dfrac{1}{L} \\ \dfrac{2}{L^3} & \dfrac{1}{L^2} & -\dfrac{2}{L^3} & \dfrac{1}{L^2} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} u_{si} \\ u_{si}' \\ u_{sj} \\ u_{sj}' \end{Bmatrix} \tag{3.5.7}$$

式(3.5.7) より $u_s(z)$ は、次式で表される。

$$u_s(z) = [A_c(z)]\{u_s\} \tag{3.5.8}$$

$$[A_c(z)] = [1 \quad z \quad z^2 \quad z^3] \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ -\dfrac{3}{L^2} & -\dfrac{2}{L} & \dfrac{3}{L^2} & -\dfrac{1}{L} \\ \dfrac{2}{L^3} & \dfrac{1}{L^2} & -\dfrac{2}{L^3} & \dfrac{1}{L^2} \end{bmatrix} \tag{3.5.9}$$

同様に、未知定数 b_1 ～ b_4、c_1 ～ c_4 は、それぞれ、節点変位$\{v_s\}$ 、$\{\theta_s\}$ により表される。また、d_1 および d_2 についても同様に節点変位 $\{w\}$ により次式で表される。

$$\begin{Bmatrix} d_1 \\ d_2 \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ -\dfrac{1}{L} & \dfrac{1}{L} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} w_i \\ w_j \end{Bmatrix} \tag{3.5.10}$$

式(3.5.10) より、$w(z)$ は次のように表される。

$$w(z) = [A_L(z)]\{w\} \tag{3.5.11}$$

$$[A_L(z)] = [1 \quad z] \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ -\dfrac{1}{L} & \dfrac{1}{L} \end{bmatrix} \tag{3.5.12}$$

以上より、式(3.5.3)～(3.5.6)は、次のように表される。

$$u_s(z) = [A_c(z)]\{u_s\} \tag{3.5.13}$$

$$v_s(z) = [A_c(z)]\{v_s\} \tag{3.5.14}$$

$$\theta_s(z) = [A_c(z)]\{\theta_s\} \tag{3.5.15}$$

$$w(z) = [A_L(z)]\{w\} \tag{3.5.16}$$

3.5.2　応力～ひずみ関係

梁要素内の軸ひずみ ε_z および剪断ひずみ γ_{sz} を両端節点における変位を用いて表すことを考える。式(3.3.1) 式で表される軸ひずみ ε_z と式(3.3.5) で表される剪断ひずみγ_{sz}に、式

(3.5.13)～式(3.5.16) を代入すると、次式となる。

$$\varepsilon_z = [B_1]\{w\} - x[B_2]\{u_s\} - y[B_2]\{v_s\} + \omega_{ns}(x,y)[B_2]\{\theta_s\} \tag{3.5.17}$$

$$\gamma_{sz} = g(s)[B_3]\{\theta_s\} \tag{3.5.18}$$

$$[B_1] = \frac{d}{dz}[A_L(z)] \tag{3.5.19}$$

$$[B_2] = \frac{d^2}{d^2z}[A_c(z)] \tag{3.5.20}$$

$$[B_3] = \frac{d}{dz}[A_c(z)] \tag{3.5.21}$$

$$g(s) = \frac{\partial \omega_{ns}(x,y)}{\partial s} - (y - y_s)\frac{\partial x}{\partial s} + (x - x_s)\frac{\partial y}{\partial s} \tag{3.5.22}$$

式(3.5.17) および式(3.5.18) は、増分型では次のように表される（増分量をΔで表す）。

$$\Delta\varepsilon_z = [B_1]\{\Delta w\} - x[B_2]\{\Delta u_s\} - y[B_2]\{\Delta v_s\} + \omega_{ns}(x,y)[B_2]\{\Delta\theta_s\} \tag{3.5.23}$$

$$\Delta\gamma_{sz} = g(s)[B_3]\{\Delta\theta_s\} \tag{3.5.24}$$

両式をまとめてマトリクス表示すると、次式となる。

$$\begin{Bmatrix} \Delta\varepsilon_z \\ \Delta\gamma_{sz} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} [B_1] & -x[B_2] & -y[B_2] & \omega_{ns}(x,y)[B_2] \\ 0 & 0 & 0 & g(s)[B_3] \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \Delta w \\ \Delta u_s \\ \Delta v_s \\ \Delta\theta_s \end{Bmatrix} \tag{3.5.25}$$

また、式(3.5.25)を次のように表す。

$$\{\Delta\varepsilon\} = [B]\{\Delta d\} \tag{3.5.26}$$

ここに、

$$[B] = \begin{bmatrix} [B_1] & -x[B_2] & -y[B_2] & \omega_{ns}(x,y)[B_2] \\ 0 & 0 & 0 & g(s)[B_3] \end{bmatrix} \tag{3.5.27}$$

$$\{\Delta d\} = \begin{Bmatrix} \Delta w \\ \Delta u_s \\ \Delta v_s \\ \Delta\theta_s \end{Bmatrix} \tag{3.5.28}$$

応力～ひずみ関係は、式(3.4.1) により表され、その増分型は次のように表される。

$$\begin{Bmatrix} \Delta\sigma_z \\ \Delta\tau_{sz} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} d_{11} & d_{12} \\ d_{21} & d_{22} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \Delta\varepsilon_z \\ \Delta\gamma_{sz} \end{Bmatrix} \tag{3.5.29}$$

また、式(3.5.29) を次のように表すこともできる。

$$\{\Delta\sigma\} = [D]\{\Delta\varepsilon\} \tag{3.5.30}$$

$$\{\Delta\sigma\} = [D][B]\{\Delta d\} \tag{3.5.31}$$

3.5.3　仮想仕事の原理による剛性方程式の導出

節点力 $\{F + \Delta F\}$ の作用下で、応力 $\{\sigma + \Delta\sigma\}$ を生じている要素が釣り合い状態にあるとき、任意の仮想節点変位 $\{\delta\Delta d\}$ に対して、次の仮想仕事の関係が成り立つ。

$$\{\delta\Delta d\}^T\{F + \Delta F\} = \int_V \{\delta\Delta\varepsilon\}^T\{\sigma + \Delta\sigma\}dV \tag{3.5.32}$$

式(3.5.26) より、

$$\{\delta\Delta\varepsilon\} = [B]\{\delta\Delta d\}$$

であるから、式(3.5.30) を用いて、式(3.5.32) を以下のように展開する。

$$\begin{aligned}
\{\delta\Delta d\}^T\{F + \Delta F\} &= \int_V \{\delta\Delta d\}^T[B]^T(\{\sigma\} + \{\Delta\sigma\})dV \\
&= \int_V \{\delta\Delta d\}^T[B]^T(\{\sigma\} + [D]\{\Delta\varepsilon\})dV \\
&= \int_V \{\delta\Delta d\}^T[B]^T(\{\sigma\} + [D][B]\{\Delta d\})dV \\
&= \{\delta\Delta d\}^T\left(\int_V [B]^T\{\sigma\}dV + \int_V [B]^{\mathrm{T}}[D][B]dV\{\Delta d\}\right) \\
&= \{\delta\Delta d\}^T(\{R\} + [K]\{\Delta d\})
\end{aligned} \tag{3.5.33}$$

ここに、

$$\{R\} = \int_V [B]^T\{\sigma\}dV \tag{3.4.34}$$

$$[K] = \int_V [B]^T[D][B]dV \tag{3.4.35}$$

であり、$\{R\}$ は内力$\{\sigma\}$と釣り合う等価節点力、$[K]$ は剛性マトリックスである。

式(3.5.33) が任意の仮想変位 $\{\delta\Delta d\}$ に対して成り立つ条件から、剛性方程式が次のように求められる。

$$\{\Delta F\} + \{F - R\} = [K]\{\Delta d\} \tag{3.5.36}$$

式(3.5.36) の左辺第 2 項において、すべての増分に対して節点変位増分と応力増分が釣り合い条件を満足していれば、$\{F\} = \{R\}$となり、剛性方程式は次のようになる。

$$\{\Delta F\} = [K]\{\Delta d\} \tag{3.5.37}$$

すなわち、節点変位増分と節点力増分は次のような関係になる。

$$\begin{Bmatrix} \Delta F_w \\ \Delta F_u \\ \Delta F_v \\ \Delta F_\theta \end{Bmatrix} = [K] \begin{Bmatrix} \Delta w \\ \Delta u_s \\ \Delta v_s \\ \Delta \theta_s \end{Bmatrix} \tag{3.5.38}$$

以下、剛性マトリックス $[K]$ を具体的に計算する。式(3.4.3) および(3.5.27) を代入することにより、次式のようになる。

$$[K] = \int_V [B]^T [D][B] dV$$

$$= \int_V \begin{bmatrix} [B_1]^T & 0 \\ -x[B_2]^T & 0 \\ -y[B_2]^T & 0 \\ \omega_{ns}[B_2]^T & g[B_3]^T \end{bmatrix} \begin{bmatrix} d_{11} & d_{12} \\ d_{21} & d_{22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} [B_1] & -x[B_2] & -y[B_2] & \omega_{ns}[B_2] \\ 0 & 0 & 0 & g[B_3] \end{bmatrix} dV$$

$$= \int_V \begin{bmatrix} [B_1]^T & 0 \\ -x[B_2]^T & 0 \\ -y[B_2]^T & 0 \\ \omega_{ns}[B_2]^T & g[B_3]^T \end{bmatrix} \begin{bmatrix} d_{11}[B_1] & -xd_{11}[B_2] & -yd_{11}[B_2] & \omega_{ns}d_{11}[B_2] + gd_{12}[B_3] \\ d_{21}[B_1] & -xd_{21}[B_2] & -yd_{21}[B_2] & \omega_{ns}d_{21}[B_2] + gd_{22}[B_3] \end{bmatrix} dV$$

$$= \int_V \begin{bmatrix} d_{11}[B_1]^T[B_1] & -xd_{11}[B_1]^T[B_2] & -yd_{11}[B_1]^T[B_2] & \omega_{ns}d_{11}[B_1]^T[B_2] + gd_{12}[B_1]^T[B_3] \\ -xd_{11}[B_2]^T[B_1] & x^2d_{11}[B_2]^T[B_2] & xyd_{11}[B_2]^T[B_2] & -x\omega_{ns}d_{11}[B_2]^T[B_2] - xgd_{12}[B_2]^T[B_3] \\ -yd_{11}[B_2]^T[B_1] & xyd_{11}[B_2]^T[B_2] & y^2d_{11}[B_2]^T[B_2] & -y\omega_{ns}d_{11}[B_2]^T[B_2] - ygd_{12}[B_2]^T[B_3] \\ \omega_{ns}d_{11}[B_2]^T[B_1] + gd_{21}[B_3]^T[B_1] & -x\omega_{ns}d_{11}[B_2]^T[B_2] - xgd_{21}[B_3]^T[B_2] & -y\omega_{ns}d_{11}[B_2]^T[B_2] - ygd_{21}[B_3]^T[B_2] & \begin{matrix} \omega_{ns}^2 d_{11}[B_2]^T[B_2] + g^2 d_{22}[B_3]^T[B_3] \\ +\omega_{ns}g(d_{12}[B_2]^T[B_3] + d_{21}[B_3]^T[B_2]) \end{matrix} \end{bmatrix} dV \tag{3.5.39}$$

式(3.5.39) において、降伏の判定、$d_{11}, d_{12}, d_{21}, d_{22}$ の計算、x, y に関する断面積分は、すべて分割した要素長さ中央（$z = L/2$）で行う。また、z に関する積分は、$[B_1], [B_2], [B_3]$ につい

て要素全体で行う。弾性範囲では $d_{11} = E$, $d_{22} = G$ となり、対角成分のみが値を持つ。また、座屈、降伏が生じると、d_{11} および d_{22} は変化し、対角成分以外も値を持つが、その導出については、第 4 章に示す。一方、本解析手法では、既述したように軸応力と剪断応力の連成を考慮しないため、$d_{12} = d_{21} = 0$ として解析を行う。

3.6　薄肉断面梁の反り関数

本節では、式(3.2.13) で用いた反り関数 ω を導出する理論を示す。Fig. 3.6.1 にすように、横断面に対して十分に長い弾性体の両端に捩りモーメントを加えると、荷重点に近い部分を除き、ほぼ捩れ率一定の変形状態となる（Saint-Venant 捩り）。したがって、材軸方向の捩れ角を $\theta(z)$ で表すと、次式が成り立つ。

$$\theta'(z) = \alpha \quad （\alpha：定数） \tag{3.6.1}$$

このとき、式(3.3.5) で表される剪断ひずみは次のようになる。

$$\gamma_{sz} = \left(\frac{\partial \omega_{ns}}{\partial s} - y\frac{\partial x}{\partial s} + x\frac{\partial y}{\partial s}\right)\alpha \tag{3.6.2}$$

また、弾性範囲では剪断応力は次のようになる。

$$\tau_{sz} = G\left(\frac{\partial \omega_{ns}}{\partial s} - y\frac{\partial x}{\partial s} + x\frac{\partial y}{\partial s}\right)\alpha \tag{3.6.3}$$

ただし、G は剪断弾性係数である。板厚 t の薄肉断面梁の場合、Saint-Venant 捩りによって梁に生じるひずみエネルギ V は次式で表される。

$$V = \frac{1}{2}\int \tau_{sz}\gamma_{sz} t ds \tag{3.6.4}$$

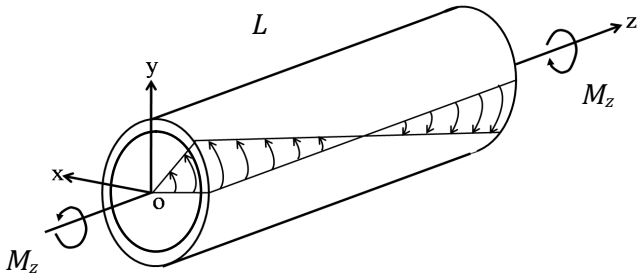


Fig. 3.6.1 Saint-Venant’s torsion

また、梁の両端面に作用する捩りモーメントを M_z 、梁の長さを L とすれば、両端面の相対回転角はαL で与えられ、外力のなす仮想仕事は次式で表される。

$$\delta W = M_z L \delta\alpha \tag{3.6.5}$$

式(3.6.4) および式(3.6.5) を仮想仕事方程式 $\delta V - \delta W = 0$ に代入すると次式が得られる。

$$\frac{1}{2}\int G\alpha^2\left(\frac{\partial\omega_{ns}}{\partial s} - y\frac{\partial x}{\partial s} + x\frac{\partial y}{\partial s}\right)tds - M_z L\delta\alpha = 0 \tag{3.6.6}$$

式(3.6.6) をα および ω_{ns} について変分をとると、

$$\int G\alpha^2\left(\frac{\partial\omega_{ns}}{\partial s} - y\frac{\partial x}{\partial s} + x\frac{\partial y}{\partial s}\right)\frac{\partial\delta\omega_{ns}}{\partial s}tds - L(G\alpha K - M_z)\delta\alpha = 0 \tag{3.6.7}$$

ここに、Saint-Venant 定数 K は、次式で表される。

$$K = \int\left(\frac{\partial\omega_{ns}}{\partial s} - y\frac{\partial x}{\partial s} + x\frac{\partial y}{\partial s}\right)^2 tds \tag{3.6.8}$$

式(3.6.7) において、任意の変分 $\delta\alpha$ に対して次式が成り立つ。

$$M_z = G\alpha K \tag{3.6.9}$$

式(3.6.9) が Saint-Venant の捩り問題の釣り合い方程式となる。

また、式(3.6.7) の第 1 項を s で部分積分すると次式が得られる。

$$G\alpha^2\left(\frac{\partial\omega_{ns}}{\partial s} - y\frac{\partial x}{\partial s} + x\frac{\partial y}{\partial s}\right)\delta\omega_{ns} - \int G\alpha^2\left(\frac{\partial^2\omega_{ns}}{\partial s^2} - y\frac{\partial^2 x}{\partial s^2} + x\frac{\partial^2 y}{\partial s^2}\right)\delta\omega_{ns}tds \tag{3.6.10}$$

したがって、任意の変分$\delta\omega_{ns}$に対して次の２式が成り立つ。

●ω_{ns} を支配するような釣り合い方程式

$$\frac{\partial^2\omega_{ns}}{\partial s^2} - y\frac{\partial^2 x}{\partial s^2} + x\frac{\partial^2 y}{\partial s^2} = 0 \tag{3.6.11}$$

●境界条件

$$\frac{\partial\omega_{ns}}{\partial s} = y\frac{\partial x}{\partial s} + x\frac{\partial y}{\partial s} \tag{3.6.12}$$

式(3.6.11) および(3.6.12) より反り関数が求まる。

3.7　断面の反り関数の有限要素法的算定

本節では、第 3.6 節の理論に基づき、薄肉断面の反り関数を有限要素法により計算する方法を示す。この方法は、開断面だけでなく閉断面を含む任意形状の薄肉断面に対して、適用可能である。

Fig. 3.7.1 に示すように、任意の薄肉断面を板厚 t 、長さ l_s の直線要素の集合体にモデル化する。つぎに、Fig. 3.7.2 に示すように、1 つの直線要素の一端を節点 i 、他端を節点 j とし、節点 i から節点 j に向けて要素局所座標 s を設定する。節点 i および節点 j の x, y 座標をそれぞれ、(x_i, y_i) および (x_j, y_j) とすると、この直線要素上の任意の点 s の x, y 座標は次式で表される。

$$x(s) = \left(1 - \frac{s}{l_s}\right) x_i + \frac{s}{l_s} x_j \tag{3.7.1}$$

$$y(s) = \left(1 - \frac{s}{l_s}\right) y_i + \frac{s}{l_s} y_j \tag{3.7.2}$$

上式は、$x(s)$ および $y(s)$ が s の 1 次式であることを示している。したがって、式(3.6.11) に両式を代入すると、直線要素の場合、第 2 項と第 3 項が消滅する。よって、直線要素上でのωの満たすべき条件式は、次式のようになる。

$$\frac{\partial^2 \omega}{\partial s^2} = 0 \tag{3.7.3}$$

式(3.7.3) は、直線要素上の反り関数が直線的に変化することを示している。したがって、直線要素上の任意の点 s における $\omega(s)$ は、要素両端の反り関数ω_i およびω_j を用いて、次式で表される。

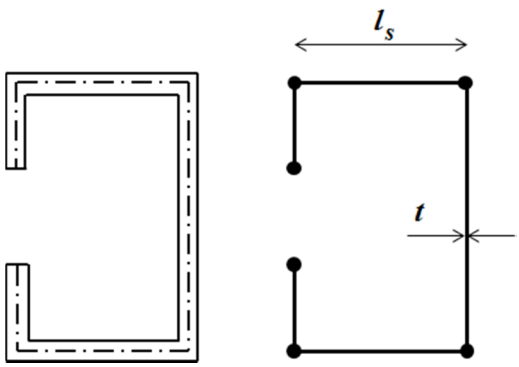


Fig. 3.7.1 Assembly of straight-line element

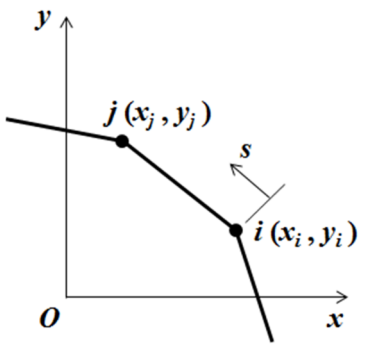


Fig. 3.7.2 Straight-line element

$$\omega(s) = \left(1 - \frac{s}{l_s}\right)\omega_i + \frac{s}{l_s}\omega_j \tag{3.7.4}$$

式(3.7.1) 、式(3.7.2) 、および、式(3.7.4) を仮想仕事方程式(3.6.6) に代入すると、次のようになる。

$$\begin{aligned}\int_0^{l_s} G_i \Bigg[\frac{\omega_j - \omega_i}{l_s} - \left\{\left(1 - \frac{s}{l_s}\right)y_i + \frac{s}{l_s}y_j\right\}\frac{x_j - x_i}{l_s} \\ + \left\{\left(1 - \frac{s}{l_s}\right)x_i + \frac{s}{l_s}x_j\right\}\frac{y_j - y_i}{l_s}\Bigg]\frac{\delta\omega_j - \delta\omega_i}{l_s} t ds = 0\end{aligned} \tag{3.7.5}$$

任意の変分$\delta\omega_i$ に対して次式が成り立つ。

$$Gt\frac{\omega_j - \omega_i}{l_s} = \frac{Gt}{l_s}\left(x_i y_j - x_j y_i\right) \tag{3.7.6}$$

また、任意の変分$\delta\omega_j$ に対して次式が成り立つ。

$$-Gt\frac{\omega_j - \omega_i}{l_s} = \frac{Gt}{l_s}\left(x_i y_j - x_j y_i\right) \tag{3.7.7}$$

両式をまとめてマトリックス表現すると次のようになる。

$$\begin{bmatrix} \frac{Gt}{l_s} & -\frac{Gt}{l_s} \\ -\frac{Gt}{l_s} & \frac{Gt}{l_s} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \omega_i \\ \omega_j \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \frac{Gt}{l_s}\left(x_i y_j - x_j y_i\right) \\ -\frac{Gt}{l_s}\left(x_i y_j - x_j y_i\right) \end{Bmatrix} \tag{3.7.8}$$

式(3.7.8) が直線要素で分割された任意の薄肉断面の反り関数を計算するために用いられる直線要素の剛性方程式となる。

3.8　結言

第 3 章では、薄肉断面梁の曲げ捩り解析のための基礎式を示した。

まず、第 3.2～3.4 節では、薄肉断面梁の座標系を定義し、曲げおよび捩り変形に基づく変位関数を示した。この変位関数をもとに、変位～ひずみ関係、並びに、応力～ひずみ関係を導いた。

つぎに、第 3.5 節では、第 3.2～3.4 節に示した理論に基づき、梁要素を用いた 1 次元有限要素法の定式化について示し、仮想仕事の原理により剛性方程式を導いた。

さらに、第 3.6～3.7 節では、任意の薄肉断面に対して反り関数を導出する理論を示し、梁の横断面を直線要素で分割することによって、開断面だけでなく、閉断面を含む任意形状の薄肉断面の反り関数を計算できることを示した。

第 3 章の参考文献

1) Smith, C. S.: Influence of local compressive failure on ultimate longitudinal strength of a ship's hull, Proceedings of PRADS, Tokyo, pp.73-79, 1977.

2) 藤谷義信 : 薄肉はり構造解析, コンピュータによる極限解析法シリーズ５ , 培風館, 1990.

第 4 章　横隔壁が船体梁の反り変形に及ぼす影響

4.1　緒言

コンテナ船等、開口部の大きい船舶では、捩りモーメントによって生じる船体の反り変形が他船種と比較して大きくなる。このとき、機関室等の閉断面部や横隔壁等が反り変形に抵抗する。Senjanovic ら [1] は、船体の反り変形に起因する横隔壁の面外変形を一次式で表現し、そのひずみエネルギを船体梁全体のひずみエネルギに加算することにより、捩りに対する横隔壁の影響を考慮する方法を示した。本章では、Senjanovic らの方法をもとに、第 3 章で示した薄肉断面梁の曲げ捩り理論に、この横隔壁が反り変形に及ぼす影響を組み込む方法を説明する。さらに、横隔壁上部のボックスガーダー（以下、スツールという）部の曲げ変形にともなう、船側構造上部のボックスガーダー部（船側外板および縦隔壁上部の極厚板部）の曲げ変形の影響を考慮する方法を開発する。

まず、第 4.2 節では、薄肉開断面梁の反り変形によって生じる横隔壁の水平曲げ変形、並びに、鉛直曲げ変形のモデル化を行う。

つぎに、第 4.3 節では、コンテナ船の水密隔壁および部分隔壁を隔壁上部のスツール部、並びに、スツール下部の格子桁に分け、前者はボックスガーダーとして、後者は直交異方性板として、曲げあるいは捩りによるひずみエネルギを計算する手法を示す。

第 4.4 節では、第 4.3 節で得られたひずみエネルギを薄肉断面梁全体のひずみエネルギに足し込むことにより、梁要素モデルの捩り解析手法に横隔壁の影響を組み込む方法を示す。

第 4.5 節では、横隔壁スツール部とこれに直交する船側構造上部のボックスガーダー部の間に回転バネを導入することにより、横隔壁スツール部の曲げ変形に起因する船側構造上部ボックスガーダー部の曲げ変形の影響を考慮する方法を開発する。

最後に、第 4.6 節では、閉断面としての横隔壁部分の影響を考慮する方法を説明する。

4.2　横隔壁の変形のモデル化

4.2.1　横断面の反り変形

開断面を広く有する船体に捩りモーメントが作用すると、両舷が互いに船長方向逆向きに変形する。その結果、船体横断面には反り変形が生じ、横隔壁は面外曲げおよび捩りを受ける。逆に言えば、横隔壁の曲げ剛性および捩り剛性が船体横断面の反り変形に抵抗することになる。

ここで、Senjanovic ら [1] の方法にならい、船体を一様板厚の U 字型薄肉断面梁に簡略化し、Saint-Venant 捩りの状態における横断面の反り変形を Fig. 4.2.1 のように仮定する。ただ

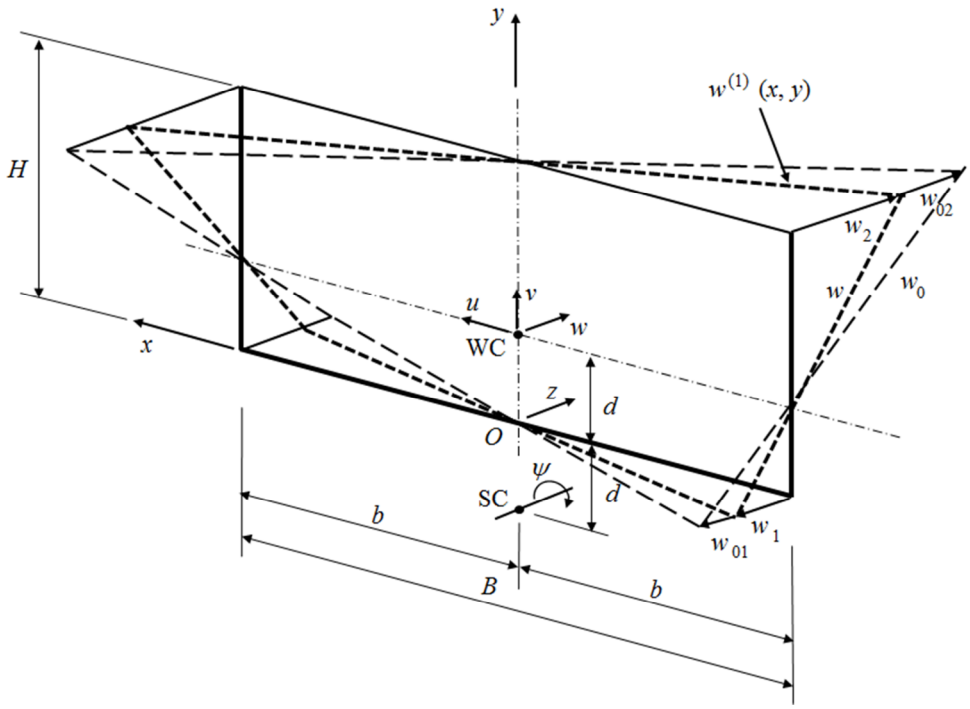


Fig. 4.2.1 Warping deformation $w^{(1)}$ of "U" shaped cross-section beam and screwing of bulkhead [1)]

し、座標原点 O を船底外板の船体中心線上にとり、横断面内に $x-y$ 軸、長さ方向に z 軸を取る。なお、座標系は右手系とする。

Fig. 4.2.1 中の H は船体の深さ、B は船体の幅、b はその半幅、ψ は剪断中心（図中 SC）まわりの捩り角である。この場合、横隔壁は反り中心（図中 WC）を通る水平軸まわりに捩られるとともに、鉛直軸（y 軸）まわりにも捩られると考えることができる。横隔壁がない、すなわち、捩れ率 $d\psi/dz=\alpha=$ 一定の場合の Saint- Venant 捩りによる反り変形 w_0 は、水平方向および鉛直方向とも線形となり次式で表される。

$$w_0=\omega\alpha \tag{4.2.1}$$

ここに、ω は U 字型薄肉断面の反り関数、d は反り中心 WC の鉛直座標（剪断中心の船底からの距離に等しい）であり、それぞれ、次式で表される。

$$\omega=-x(y-d),\qquad -b\le x\le b,\qquad 0\le y\le H \tag{4.2.2}$$

$$d=H/(2+\frac{2b}{3H}) \tag{4.2.3}$$

したがって、Fig. 4.2.1 中の反り変形 w_{01} および w_{02} は、それぞれ、

$$w_{01} = \mp bd\alpha$$
$$w_{02} = \pm b(H-d)\alpha \tag{4.2.4}$$

となる。一方、横隔壁が存在し、捩れ率ψ'が一様でない場合、横隔壁位置における断面の反り変形 w は、捩れ率ψ'を用いて次式で表される。

$$w = \omega \frac{d\psi}{dz} = \omega\psi' \tag{4.2.5}$$

式(4.2.2)および式(4.2.5)より、横断面内の任意の点(x, y) における反り変形 $w^{(1)}(x, y)$ は、

$$w^{(1)}(x,y) = -x(y-d)\psi' \tag{4.2.6}$$

で表される。

4.2.2　横隔壁の水平曲げ

船側構造を剛とし、横隔壁と船側構造は Saint-Venant 捩りによる変形後も互いに直交すると仮定すると、横隔壁は Fig. 4.2.2 に示すように水平に曲げられることとなる。横隔壁の幅方向の 3 本の外形線（船底、甲板および高さ y）を同図に破線で示す。これらのうち、船底の外形線は直線であり、甲板レベルでの外形線の曲げが最大となる。高さ y、かつ、横隔壁と船側構造との結合部において、外形線の接線と直線母線のなす角（弦に対する弧の傾き）φ_y は、次式で表される。

$$\varphi_y = \theta_y - \chi_y \tag{4.2.7}$$

ここに、θ_y は、Saint-Venant 捩りに起因する船側の回転角（剪断中心が断面外にあるため, Fig. 4.2.2 中の赤色破線のように船底側から甲板側に徐々に傾斜角が増加する。ただし、船側構造の局部的な曲げ変形は含まない）である。また、χ_y は横隔壁の母線の回転角を表す。このとき、船体横断面内の高さ y にある任意の点の幅方向変位 u は、次式で与えられる。

$$u = -(d+y)\tan\psi \fallingdotseq -(d+y)\psi \tag{4.2.8}$$

式(4.2.7)における右辺第 1 項の角度θ_y は、式(4.2.8)の船長方向（z 方向）の一階微分により、次式で表される。

$$\theta_y = -\frac{\partial u}{\partial z} = (d+y)\psi' \tag{4.2.9}$$

また、母線の回転は断面の反りによって生じるため、式(4.2.7)における右辺第 2 項の角度χ_y（反り変形による隔壁の回転角）は、式(4.2.6)の境界における値から、次式で表される。

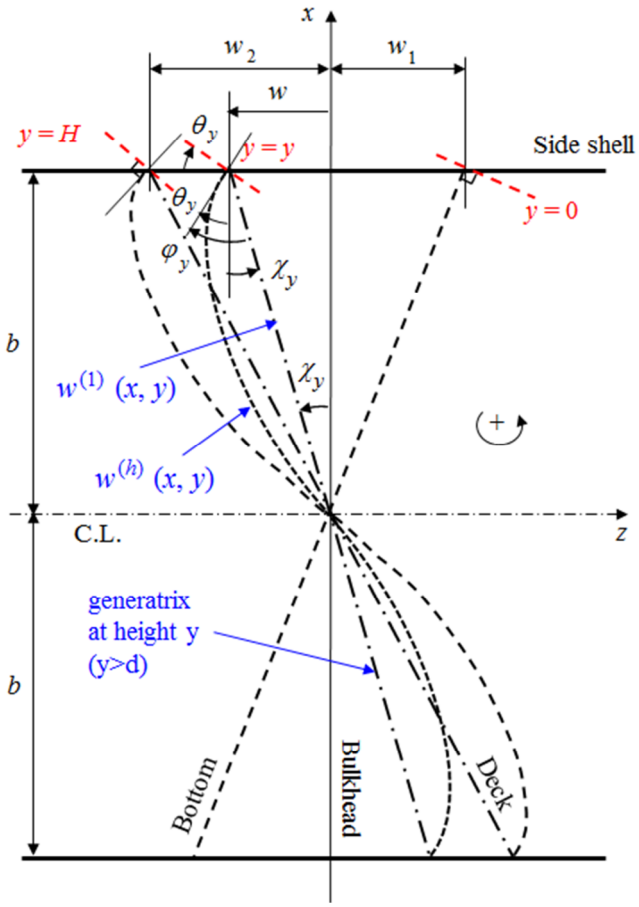


Fig. 4.2.2 Bending deformation $w^{(h)}$ by horizontal bending of transverse bulkhead [1)]

$$\chi_y = \frac{w^{(1)}(b,y)}{b} = -(y-d)\psi' \tag{4.2.10}$$

最終的に、式(4.2.9)、および、式(4.2.10)を式(4.2.7)に代入して、

$$\varphi_y = 2y\psi' \tag{4.2.11}$$

となる。

Fig. 4.2.2 に示される横隔壁の水平曲げたわみは、母線に対して境界（船側との結合部）での変位がなく、φ_y の回転角を持つ。したがって、3 次多項式の奇数項によって表すことができ、水平曲げに起因する横隔壁の変形 $w^{(h)}$ として次式が得られる。

$$w^{(h)}(x,y) = -x\left[1-\left(\frac{x}{b}\right)^2\right]y\psi' \tag{4.2.12}$$

4.2.3　横隔壁の鉛直曲げ

横隔壁の下縁は、変形した船体二重底にも直交する必要がある。Saint-Venant 捩りに起因する船底の船長方向母線の鉛直方向変位 v（船底の変形）は、次式で表される。

$$v = x\tan\psi \fallingdotseq x\psi \tag{4.2.13}$$

また、Fig. 4.2.3 に示すように、船底の船長方向母線の傾きは次式で表される。

$$\theta_x = \frac{\partial v}{\partial z} = x\psi' \tag{4.2.14}$$

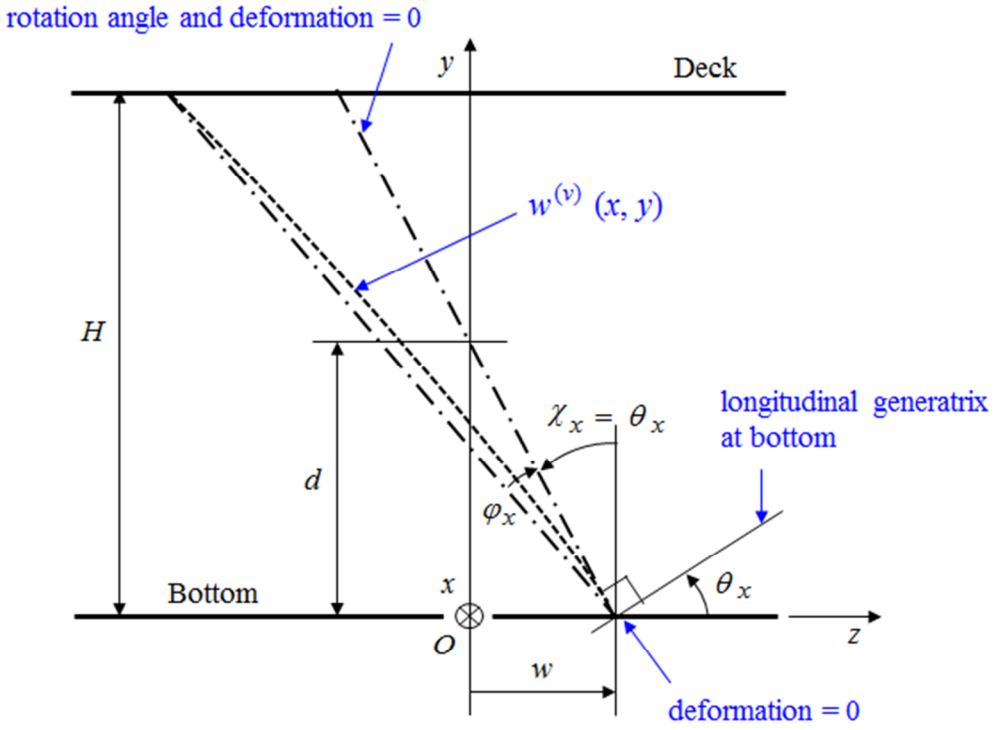


Fig. 4.2.3 Bending deformation $w^{(v)}$ by vertical bending of transverse bulkhead [1)]

式(4.2.6)から得られる結合部における横隔壁の反りに起因する回転角χ_xは、次式となる。

$$\chi_x = -\frac{\partial w^{(1)}(x,y)}{\partial y} = -\frac{\partial}{\partial y}\{-x(y-d)\psi'\} = x\psi' \tag{4.2.15}$$

式(4.2.14)および式(4.2.15)より、角度 χ_x がθ_x に等しいことは明らかであり、これは、捩

りを受けた横隔壁はすでに二重底に直交していることを意味する（Fig. 4.2.3 参照）。したがって、同図に示される水平曲げに起因する鉛直方向の回転角

$$\varphi_x = \frac{\partial w^{(h)}(x,y)}{\partial y} = -x\left[1-\left(\frac{x}{b}\right)^2\right]\psi' \tag{4.2.16}$$

は、除去される必要がある。したがって、垂直曲げに起因する横隔壁のたわみは、次式で表される。

$$w^{(v)}(x,y) = x\left[1-\left(\frac{x}{b}\right)^2\right]y\left(1-\frac{y}{H}\right)^2\psi' \tag{4.2.17}$$

最終的に、曲げたわみ関数は、式(4.2.12)の $w^{(h)}$ と式(4.2.17)の $w^{(v)}$ との和によって得られ、次式となる。

$$w^{(2)}(x,y) = -x\left[1-\left(\frac{x}{b}\right)^2\right]\frac{y^2}{H}\left(2-\frac{y}{H}\right)\psi' \tag{4.2.18}$$

以上より、船体梁が捩られることによって生じる横隔壁の変形は、式(4.2.6)で表される断面の反りによる変形 $w^{(1)}$、および、式(4.2.18)で表される隔壁の曲げ変形 $w^{(2)}$ を足し合わせることによって得られる。したがって、横隔壁の面外変形 $w(x, y)$ は、次式で表される。

$$w(x,y) = -x\left\{(y-d)+\left[1-\left(\frac{x}{b}\right)^2\right]\frac{y^2}{H}\left(2-\frac{y}{H}\right)\right\}\psi' \tag{4.2.19}$$

上式は、Fig. 4.2.4 に示すように、横捩りを受けた逆対称の二重鞍面となる。水平方向たわみは鉛直方向たわみより大きく、３次曲線的である。

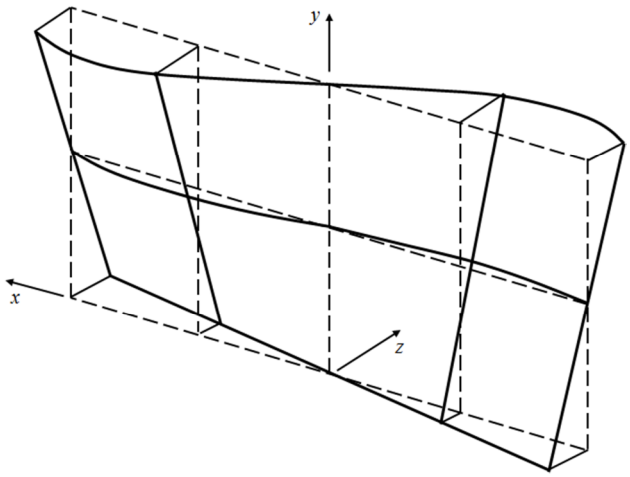


Fig. 4.2.4 Shape of bulkhead deformation [1)]

4.3　横隔壁の変形によるひずみエネルギ

一般に、コンテナ船の横隔壁は、ホールドを区画する水密隔壁およびホールド中央に配置される部分隔壁からなる。第 4.2 節では、船体が捩られることによって生じる横隔壁の変形を簡易的に示したが、本節では、Senjanovic ら [1] の方法に基づき、横隔壁を上部のボックスガーダ（スツール部）とその下方に配置される格子桁に分け、変形によって生じるひずみエネルギを導出する。

4.3.1　格子桁

横隔壁を構成する格子桁は異方性板と考えることができ、そのひずみエネルギは変形場に依存する。変形した異方性板には、以下の内力モーメントが作用する。

$$
\begin{aligned}
m_x &= -D_x\left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \nu\frac{\partial^2 w}{\partial y^2}\right) = D_x\left(\kappa_x + \nu\kappa_y\right) \\
m_y &= -D_y\left(\frac{\partial^2 w}{\partial y^2} + \nu\frac{\partial^2 w}{\partial x^2}\right) = D_y\left(\kappa_y + \nu\kappa_x\right) \\
m_{xy} &= -2D_t\left(\frac{\partial^2 w}{\partial x\partial y}\right) = 2D_t\kappa_{xy}
\end{aligned}
\tag{4.3.1}
$$

ここに、

$$
\kappa_x = -\frac{\partial^2 w}{\partial x^2}, \qquad \kappa_y = -\frac{\partial^2 w}{\partial y^2}, \qquad \kappa_{xy} = -\frac{\partial^2 w}{\partial x\partial y} \tag{4.3.2}
$$

はそれぞれ、x および y 軸まわりの曲率、並びに、捩れ率を表す。量 D_x 、D_y および D_t は、それぞれ、横隔壁を直交異方性板に置き換えたときの単位幅当たりの曲げ剛性、および、捩り剛性である。

ひずみエネルギは、式(4.3.1)の内力モーメントの式(4.3.2)のたわみに関する仕事である。すなわち、

$$
U_{bg} = \frac{1}{2}\int_0^H \int_{-b}^{b} \left[D_x{\kappa_x}^2 + D_y{\kappa_y}^2 + \nu\left(D_x + D_y\right)\kappa_x\kappa_y + 2D_t{\kappa_{xy}}^2\right] dxdy \tag{4.3.3}
$$

式(4.2.19)の横隔壁全体のたわみ関数 $w = w^{(1)} + w^{(2)}$ を式(4.3.2)に代入することにより、次式を得る。

$$
\kappa_x = -\frac{6xy^2}{b^2H}\left(2 - \frac{y}{H}\right)\psi' \tag{4.3.4}
$$

$$\kappa_y = \frac{2x}{H}\left[1-\left(\frac{x}{b}\right)^2\right]\left(2-\frac{3y}{H}\right)\psi' \tag{4.3.5}$$

$$\kappa_{xy} = \left\{1+\left[1-3\left(\frac{x}{b}\right)^2\right]\frac{y}{H}\left(4-\frac{3y}{H}\right)\right\}\psi' \tag{4.3.6}$$

横隔壁の反り変形 $w^{(1)}(x, y)$ は線形の関数であるため、曲率の変化に影響しないが、捩り変形は捩りたわみκ_{xy}に影響を及ぼす。

式(4.3.4)～(4.3.6)を式(4.3.3)に代入し、隔壁全体で積分を実施することにより、隔壁のひずみエネルギが次式で得られる。

$$U_{bg} = \left[\frac{116H^3}{35b}D_x + \frac{32b^3}{105H}D_y + \frac{8bH}{75}\nu\left(D_x + D_y\right) + \frac{286bH}{75}D_t\right]\psi'^2 \tag{4.3.7}$$

ここで、板の曲げ剛性は、$D = E / (1 - \nu^2)\cdot(t^3 / 12)$ であるので、$t^3 / 12$ を単位幅当たりの板断面の慣性モーメントと考えると、異方性板に対する曲げ剛性および捩り剛性は次式で表すことができる。

$$D_x = \frac{Ei_x}{1-\nu^2}, \qquad D_y = \frac{Ei_y}{1-\nu^2}, \qquad D_t = Gi_t \tag{4.3.8}$$

ここに、i_x 、i_y および i_t は、それぞれ、板断面の単位幅当たりの慣性モーメントおよび捩り定数である。また、横隔壁は平板、並びに、それを補強する水平および鉛直方向の桁から構成されるため、板付き桁の曲げ剛性および捩り剛性として、次式のように表すことができる。

$$i_x = \frac{I_x}{c_x}, \qquad i_y = \frac{I_y}{c_y}, \qquad i_t = \sqrt{\frac{I_{tx}I_{ty}}{c_x c_y}} \tag{4.3.9}$$

ここに、I_x、I_y、I_{tx} および I_{ty} は、それぞれ、慣性モーメントおよび捩り定数であり、c_x および c_y は水平桁および鉛直桁の間隔である。

ここで、式(4.3.8)を式(4.3.7)に代入することにより、隔壁のひずみエネルギ U_{bg} は最終的に次式となる。

$$U_{bg} = \frac{1}{1-\nu^2}\left[\frac{116H^3}{35b}i_x + \frac{32b^3}{105H}i_y + \frac{8bH}{75}\nu\left(i_x + i_y\right) + \frac{143bH}{75}(1-\nu)i_t\right]E\psi'^2 \tag{4.3.10}$$

式(4.3.10)におけるすべての項は、隔壁の幅 b および高さ H に依存し、一方、Fig. 4.2.1 に示される反り中心の高さ d は、剛体変位に関係するために、式中から消えている。

4.3.2　スツール

横隔壁の上部はスツール、すなわち強固なボックスガーダーによって補強されており、曲げ、剪断および捩りを受ける。高さ h（船底からスツール中立軸までの距離）におけるスツールの水平曲げたわみは、式(4.2.18)より $w^{(2)}(x,h)$ によって与えられる。

一方、スツールの水平曲げによるひずみエネルギは、式(4.3.4)の曲率κ_xを考慮することにより次式となる。

$$
\begin{aligned}
U_{sb} &= \frac{1}{2}\int_{-b}^{b} EI_{sb}[\kappa_x(x,h)]^2\,dx = \frac{12h^2 I_{sb}}{b}\left(\frac{h}{H}\right)^2\left[2-\left(\frac{h}{H}\right)\right]^2 E\psi'^2 \\
&\fallingdotseq \frac{12h^2 I_{sb}}{b} E\psi'^2
\end{aligned}
\tag{4.3.11}
$$

また、スツールの剪断ひずみエネルギは次式によって計算される [2)]。

$$
\begin{aligned}
U_{ss} &= \frac{1}{2}\frac{(EI_{sb})^2}{GA_s}\int_{-b}^{b}\left[\frac{\partial\kappa_x(x,h)}{\partial x}\right]^2 dx = 72(1+\nu)\frac{h^2}{b^3}\left(\frac{h}{H}\right)^2\left[2-\left(\frac{h}{H}\right)\right]^2\frac{{I_{sb}}^2}{A_s}E\psi'^2 \\
&\fallingdotseq 72(1+\nu)\frac{h^2}{b^3}\frac{{I_{sb}}^2}{A_s}E\psi'^2
\end{aligned}
\tag{4.3.12}
$$

スツールの捩りひずみエネルギは、次式で表される。

$$
\begin{aligned}
U_{st} &= \frac{1}{2}GI_{st}\int_{-b}^{b}\left[\kappa_{xy}(x,h)\right]^2 dx = \frac{bI_{st}}{2(1+\nu)}\left[1+\frac{4}{5}\frac{h}{H}\left(4-\frac{3h}{H}\right)\right]E\psi'^2 \\
&\fallingdotseq \frac{9bI_{st}}{10(1+\nu)}E\psi'^2
\end{aligned}
\tag{4.3.13}
$$

上式中、I_{sb} 、A_s および I_{st} は、それぞれ、スツールの断面慣性モーメント、剪断面積および捩り定数である。

隔壁の全ひずみエネルギ U_b は、式(4.3.10)～(4.3.13) の格子桁、および、スツールのエネルギを合算して次式となる。

$$
U_b = U_{bg} + U_{sb} + U_{ss} + U_{st} \tag{4.3.14}
$$

4.4　梁要素への適用（捩りによるひずみエネルギの修正）

第 3 章で示した梁要素モデルに横隔壁の影響を取り入れるため、捩りを受ける梁要素に生じるひずみエネルギに第 4.3 節で得られた横隔壁のひずみエネルギを加え、式(3.6.8)で表される Saint-Venant 定数を補正する。

長さ l の梁要素に捩りモーメント M_t が作用するとき、Saint-Venant 捩りによって生じるひずみエネルギ U は、式(3.6.9) より次式で表される。

$$U = \frac{1}{2}\int_0^l M_t \psi' dz = \frac{1}{2} GKl\psi'^2 \tag{4.4.1}$$

ここに、K は Saint-Venant 定数である。

横隔壁の影響を考慮するときのひずみエネルギを U^* とすると、U^* は、式(4.3.14)および式(4.4.1)より次式で表される。

$$U^* = U + U_b \tag{4.4.2}$$

よって、横隔壁の影響を考慮した梁要素の捩り剛性 GK^* は、次式で表される。

$$GK^* = GK + \frac{2}{l} C \tag{4.4.3}$$

ここに、C は次式で表される。

$$C = \frac{U_b}{\psi'^2} \tag{4.4.4}$$

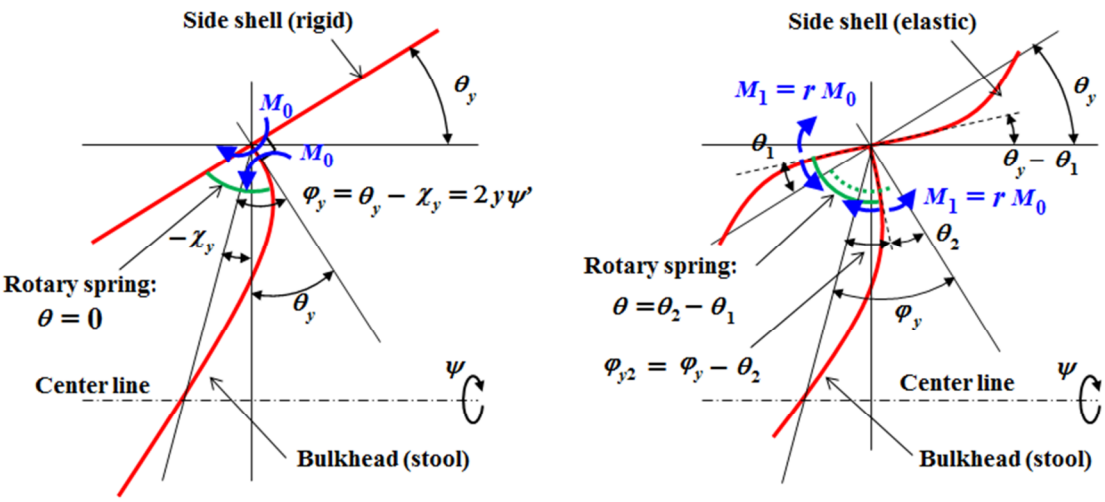
4.5 横隔壁との結合部における船側構造の局部曲げ変形の影響

4.5.1 船側構造と横隔壁の相互影響

第 4.2.1 節において、Saint-Venant 捩りによる横隔壁の変形を導く際、船側構造は剛として直線を保ったまま傾斜し、横隔壁も船側構造に対し直角を保ったまま変形すると仮定した（Fig. 4.5.1(a) 参照）。このとき、横隔壁の水平曲げに起因する、横隔壁と船側構造の結合部における横隔壁の弦に対する傾斜角 φ_y は、式(4.2.11) に示したように $2y\psi'$ に等しい。

しかしながら、実構造においては、Fig. 4.5.1(b) に赤色実線で示すように、船側構造には断面の反りに伴う傾斜 θ_y に加え、局部的な曲げ変形も生じると考えられる。この曲げ変形を考慮することにより、Fig. 4.5.1(a) に示す横隔壁の傾斜角 φ_y は低減される。本節では、このような船側構造の局部曲げ変形の影響について、横隔壁と船側構造の結合部に、回転バネを導入することによりモデル化を行う。

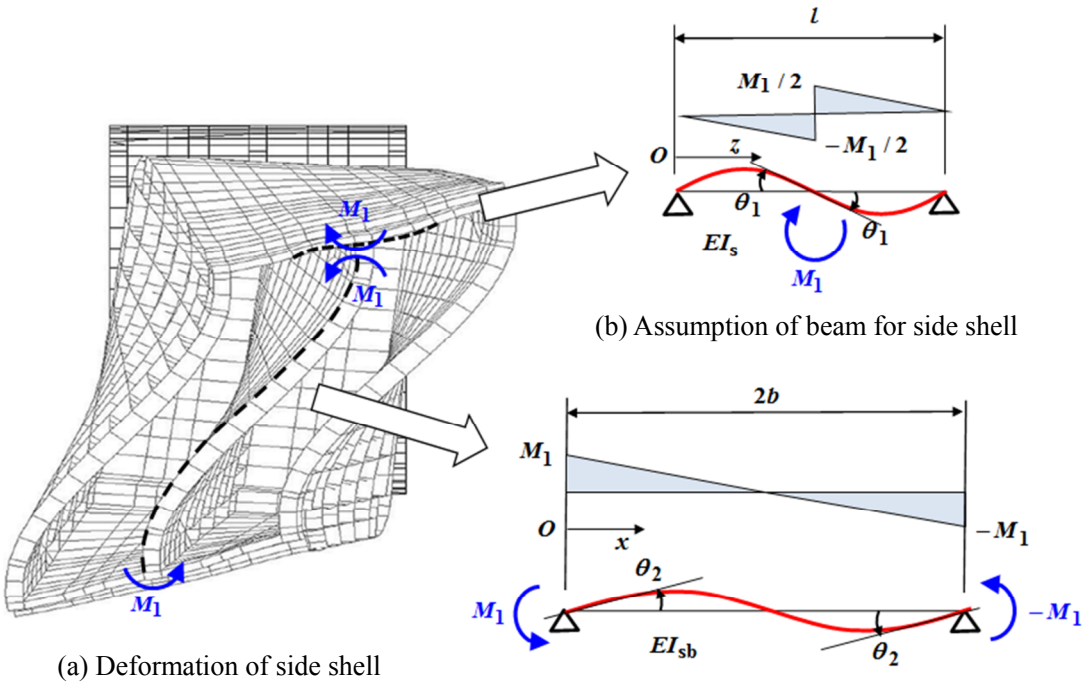
横隔壁および船側構造の相互影響については、曲げ剛性が相対的に大きい横隔壁上部のスツール部、および、船側構造上部の極厚板部（一般的にこれらの深さはほぼ等しい）が支配的であると仮定し、これらをボックスガーダーとしてモデル化の対象とする。また、これら部材の結合部の固着度をバネ定数 K_ϕ の回転バネによって表すこととする。



(a) Rigid side shell structure

(b) Elastic side shell structure

Fig. 4.5.1 Deformation of bulkhead and side shell structure



(a) Deformation of side shell and bulkhead [1)]

(b) Assumption of beam for side shell

(c) Assumption of beam for bulkhead

Fig. 4.5.2 Modelling for the deformation of bulkhead and side shell structure

船側構造が剛で、かつ、船側構造・横隔壁間の直交性を仮定するとき、Fig. 4.5.1(a) に示

すように、回転バネには回転角は生じず、内力モーメント M_0 により横隔壁のみが結合部においてその弦に対して φ_y だけ回転すると考えられる。上記の仮定を取り除くと、Fig. 4.5.1(b) に示すように、横隔壁の結合部における回転角が θ_2 だけ戻り、さらに、回転バネを介して船側構造には結合部において、傾斜角が θ_1（一般的に、桁としての剛性は、船側構造が横隔壁より大きいため、$\theta_2 > \theta_1$ とする）の曲げ変形が生じる。したがって、回転バネに生じる回転角 θ は、$\theta = \theta_2 - \theta_1$ となる。ただし、横隔壁および船側構造の曲げ変形のみが変化し、結合部の並進変位は生じないものと仮定する。この回転角に伴って生じる内力モーメントを M_1 とすると、これらの関係は次式で表される。

$$M_1 = k_\phi(\theta_2 - \theta_1) \tag{4.5.1}$$

一般に、コンテナ船は横隔壁が船長方向に一定間隔で配置されるため、一様な捩りモーメント分布に対しては、ほぼ一様な捩れ変形が連続すると仮定できる。そのため、船側構造には曲げ変形が船長方向に周期的に生じると考えられる。そこで、船側構造を Fig. 4.5.2(b) に示すように、梁中央でモーメント M_1 を受ける両端支持梁（曲げ剛性を EI_s ）にモデル化する。このとき、梁に生じる曲げモーメント分布 $m(z)$ は、次式で表される。

$$\begin{aligned} m(z) &= -\frac{M_1}{l}z, \qquad 0 \leqq z \leqq \frac{l}{2} \\ m(z) &= -\frac{M_1}{l}(z-l), \qquad \frac{l}{2} < z \leqq l \end{aligned} \tag{4.5.2}$$

この梁に生じるひずみエネルギ U は、次式で計算される。

$$U = 2\int_0^{\frac{l}{2}} \frac{\{m(z)\}^2}{2EI_s} dz \tag{4.5.3}$$

したがって、結合部 $z = l/2$ における梁の傾斜角 θ_1 は、次式となる。

$$\theta_1 = \frac{\partial U}{\partial M_1} = \frac{2}{EI_s}\int_0^{\frac{l}{2}} m(z)\frac{\partial m(z)}{\partial M_1} dz = \frac{2M_1}{EI_s l^2}\left[\frac{z^3}{3}\right]_0^{\frac{l}{2}} = \frac{M_1 l}{12EI_s} \tag{4.5.4}$$

一方、横隔壁スツール部は、Fig. 4.5.2(c) に示すように、結合部において内力モーメント M_1 により、φ_{y2}（$= \varphi_y - \theta_2$）だけ回転すると仮定すると、梁の曲げモーメント $m(x)$ は、次式で表される。

$$m(x) = \frac{M_1}{b}(b-x), \qquad 0 \leqq x \leqq 2b \tag{4.5.5}$$

スツールの曲げ剛性を EI_{sb} とすると、この梁に生じるひずみエネルギ U は、次式で計算される。

$$U = 2\int_0^b \frac{\{m(x)\}^2}{2EI_{sb}}dx \tag{4.5.6}$$

したがって、結合部 $x = 0$ における梁の回転角 $\varphi_y' = \varphi_y + \theta_2$ は、次式となる。

$$\varphi_y - \theta_2 = \frac{\partial U}{\partial M_1} = \frac{2}{EI_{sb}}\int_0^b m(x)\frac{\partial m(x)}{\partial M_1}dx = \frac{2M_1}{EI_{sb}b^2}\left[\frac{x^3}{3} - bx^2 + b^2x\right]_0^b = \frac{2M_1 b}{3EI_{sb}} \tag{4.5.7}$$

さて、結合部において船側隔壁に生じる曲げ変形に伴う傾斜角 θ_1 を横隔壁の曲げ変形による結合部の回転角 θ_2 の r 倍、すなわち、$\theta_1 = r\,\theta_2$ と仮定すると、式(4.5.1)、および、式(4.5.4)より、結合部の回転バネ定数 k_ϕ が次式のように得られる。

$$k_\phi = \frac{12EI_s}{l}\frac{r}{1-r} \tag{4.5.8}$$

また、式(4.5.7)より、次式が得られる。

$$\varphi_y - \theta_2 = \left[1 - \frac{l}{l + 8b(I_s/I_{sb})r}\right]2y\psi' = k_c \cdot 2y\psi' \tag{4.5.9}$$

以上より、船側構造の曲げ変形を考慮したときの横隔壁の水平曲げは、式(4.2.12)より、

$$w^{(h)}(x,y) = -x\left[1 - \left(\frac{x}{b}\right)^2\right]k_c y\psi' \tag{4.5.10}$$

が得られ、式(4.2.18)は、次式となる。

$$w^{(2)}(x,y) = -x\left[1 - \left(\frac{x}{b}\right)^2\right]\frac{y^2}{H}\left(2 - \frac{y}{H}\right)k_c\psi' \tag{4.5.11}$$

ここに、k_c は次式で表される。

$$k_c = 1 - \frac{l}{l + 8b(I_s/I_{sb})r} \tag{4.5.12}$$

4.5.2　たわみの合算

隔壁の全たわみは、式(4.2.6)の反り変形、並びに、式(4.5.12) の水平および鉛直方向たわみの和によって得られる。

$$w(x,y) = w^{(1)}(x,y) + w^{(2)}(x,y) \tag{4.5.13}$$

$$w(x,y) = -x\left\{(y-d) + \left[1-\left(\frac{x}{b}\right)^2\right]\frac{y^2}{H}\left(2-\frac{y}{H}\right)k_c\right\}\psi' \tag{4.5.14}$$

4.5.3　船側構造の局部曲げ変形の梁要素への適用

第 4.5.1 項で述べた横隔壁と船側構造との結合部における局部変形の影響を考慮した場合のひずみエネルギ U^{**} は，式(4.5.14)より次式で与えられる。

$$U^{**} = U + k_c^2\, U_b \tag{4.5.15}$$

また、捩り剛性 GK^{**}は、次式で表される。

$$GK^{**} = GK + \frac{2}{l}k_c^2 C \tag{4.5.16}$$

Senjanovic らは、Saint-Venant 捩りによる船側構造の傾斜角と局部曲げによるたわみ角の比率η_eを用いて、ひずみエネルギを次式のように補正した（Fig. 4.5.3 参照）。

$$GK^{**} = GK + \frac{2}{l}\eta_e C \tag{4.5.17}$$

そこで、本研究では、補正係数η_e を k_c^2 として計算する。

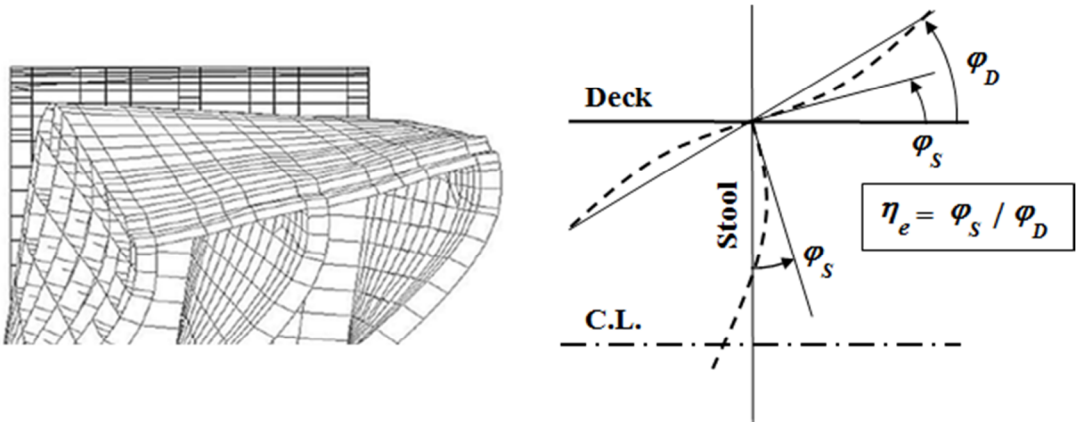


Fig.4.5.3 Efficiency factor, η_e between side shell structure and bulkhead stool by Senjanovic [1)]

4.6　等価船体捩り定数の計算

横隔壁を有する薄肉断面梁全体の等価捩り定数 I_t^* は、開断面における捩り定数 I_t 、および、横隔壁の影響分 I_b から構成されると仮定する。この横隔壁の影響分はさらに、横隔壁部分を閉断面と見たときの高い捩り剛性の影響、並びに、第 4.5 節に示したように、横隔壁を直交異方性板としたときの曲げたわみによる影響分に分けられる。これらの影響についても、Senjanovic らの方法 [1] に基づき、エネルギ法により計算する。

4.6.1　閉断面部としての横隔壁の影響の考慮

長さ L の薄肉断面梁に一様捩りモーメント M_t だけが作用する場合、梁に生じる捩れ角 ψ は次式で表される。

$$\psi = \frac{M_t L}{GI_t}\frac{z}{L} \qquad \psi' = \frac{d\psi}{dz} = \frac{M_t}{GI_t} \tag{4.6.1}$$

したがって、梁に生じるひずみエネルギは、次式により表すことができる。

$$U = \frac{1}{2}\int_0^L M_t \psi' dz = \frac{1}{2}\int_0^L M_t \frac{M_t}{GI_t} dz = \frac{M_t^2 L}{2GI_t} = \frac{1}{2} GI_t L \psi'^2 \tag{4.6.2}$$

コンテナ船を Fig. 4.6.1 に示すように簡略化し、隣り合う横隔壁間の距離を l 、横隔壁の長さを a（フレームスペースに等しいと仮定）とする。また、隔壁間における等価なひずみエネルギを U_{h1}^*とすると、開断面部分におけるひずみエネルギ U_0、および、閉断面部分におけるひずみエネルギ U_c とのエネルギバランスより次式が得られる。

$$U_{h1}^* = U_0 + U_c \tag{4.6.3}$$

式(4.6.3)は、式(4.6.2)のひずみエネルギと捩りモーメントの関係から次式で表される。

$$\frac{M_t^2 l}{2GI_{t1}^*} = \frac{M_t^2 (l-a)}{2GI_t} + \frac{M_t^2 a}{2GI_t^0} \tag{4.6.4}$$

ここに、I_t^0 は横隔壁部分（閉断面）における捩り定数である。式(4.6.4)より、捩り定数の関係式として次式が得られる。

$$I_{t1}^* = \frac{I_t}{\dfrac{l-a}{l} + \dfrac{a}{l}\dfrac{I_t}{I_t^0}} \tag{4.6.5}$$

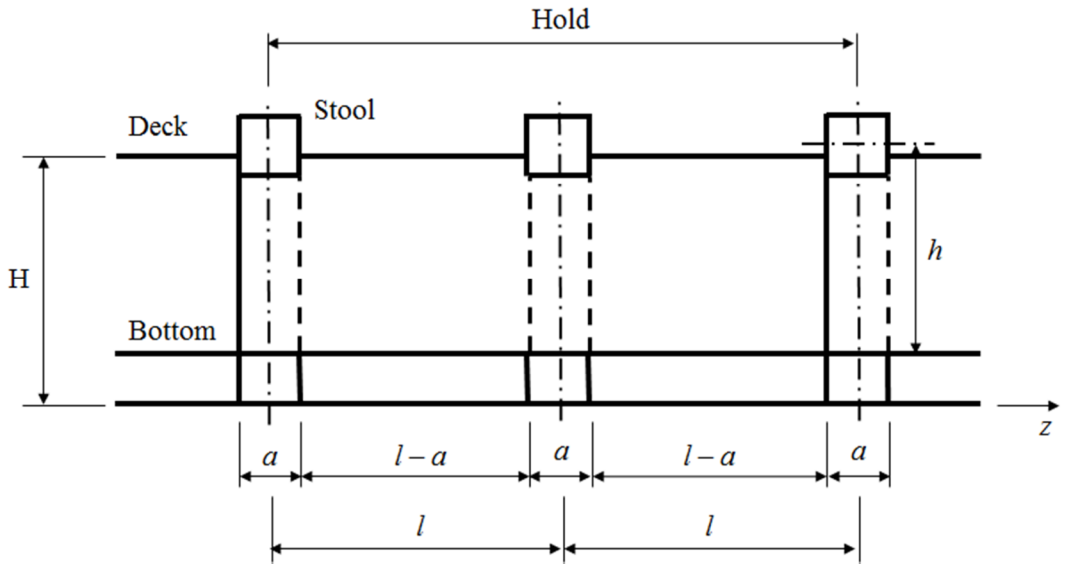


Fig. 4.6.1 Longitudinal profile of a container ship hold [1)]

a が l より十分小さく、I_t が I_t^0 より十分小さいので、式(4.6.5)の分母第 2 項を無視すると、次式が得られる。

$$I_{t1}^* = \left(1 + \frac{a}{l-a}\right) I_t \tag{4.6.6}$$

4.6.2　直交異方性板としての横隔壁の影響の考慮

第 4.3 節に示したように、薄肉断面梁の捩り変形により、横隔壁には曲げおよび捩り変形に基づくひずみエネルギが生じる。第 4.6.1 項と同様に、隔壁間における等価なひずみエネルギを U_{h2}^* とすると、開断面部分におけるひずみエネルギ U_h 、および、横隔壁に生じる曲げひずみエネルギ U_b とのエネルギバランスより次式が得られる。

$$U_{h2}^* = U_0 + U_b \tag{4.6.7}$$

式(4.6.3)は、式(4.6.2)のひずみエネルギと捩りモーメントの関係から次式で表される。

開断面部と横隔壁は、結合部において適合条件を満足する必要があるため、それら変形量は等しい。また、式(4.6.2)の船体に生じる捩りひずみエネルギは、ψ' によって表されるため、横隔壁に生じる曲げひずみエネルギは、$G = (1/2)(E/(1+\nu))$ より、

$$U_b = 2(1+\nu)GC\psi'^2 \tag{4.6.8}$$

となる。ここに、C は次式で表される横隔壁のエネルギ係数である。

$$C = \frac{U_b}{E\psi'^2} \tag{4.6.9}$$

したがって、式(4.6.7)は、次式により表すことができる。

$$\frac{1}{2}GI_{t2}^{*}l\psi'^2 = \frac{1}{2}GI_t l\psi'^2 + 2(1+\nu)GC\psi'^2 \tag{4.6.10}$$

式(4.6.10)より、次式が得られる。

$$I_{t2}^{*} = \left[1 + \frac{4(1+\nu)C}{I_t l}\right]I_t \tag{4.6.11}$$

式(4.6.6)および式(4.6.11)より、等価捩り定数 I_t^* は、次式で与えられる。

$$I_t^{*} = I_t + \frac{a}{l-a}I_t + \frac{4(1+\nu)C}{l} \tag{4.6.12}$$

式(4.6.12)の第 2 項および第 3 項は、船体の捩り定数に対する横隔壁の影響分であり、式(4.6.9)における横隔壁のひずみエネルギ U_b は、第 4.3 節に示した方法により求められる。

4.7　結言

本章では、横隔壁が捩りを受ける薄肉断面梁の反り変形に及ぼす影響を第 3 章で示した梁の曲げ捩り解析法に組み込む方法について述べた。

第 4.2～4.3 節では、梁の反り変形によって生じる横隔壁の曲げおよび捩り変形を簡易なモデルでモデル化し、変形にともなうひずみエネルギを導出した。

第 4.4 節では、第 4.3 節で得られたひずみエネルギを薄肉断面梁全体のひずみエネルギに足し込むことにより、梁モデルの捩り解析手法に横隔壁の影響を考慮する方法を示した。

第 4.5 節では、横隔壁の曲げ変形に伴い、その船側構造との結合部において、回転バネを導入することにより、船側構造の曲げ変形の影響を考慮する方法を示した。

最後に、第 4.6 節では、閉断面としての横隔壁部分の影響を考慮する方法を示した。

第 4 章の参考文献

1) Senjanovic, I., Tomasevic, S., Rudan, S. and Senjanovic, T.: Role of transverse bulkheads in hull stiffness of large container ships, *Engineering Structures*, 30:9, 2492-2509, 2008.

2) Timoshenko, S. P. and Young D. H.: Vibration problems in engineering, Van Nostrand, 1955.

第 5 章　捩りの影響を考慮した逐次崩壊解析法

5.1　緒言

第 1 章でも述べたように、近年、船体梁の縦曲げ最終強度評価には、Smith[1] の方法に基づく船体横断面の逐次崩壊解析法が広く用いられている。この方法は、曲げを受ける対象断面に平面保持の条件を仮定し、曲率を逐次的に増加させることにより、断面の曲げモーメント～曲率関係を導出する方法である。したがって、横断面が平面を保持しないことが前提となる曲げ捩り解析を直接的に Smith の方法に組み込むことはできない。そこで、本研究では、捩りの影響を考慮可能な船体横断面の逐次崩壊解析手法を 2 段階解析法として構築する。第 3 章において、薄肉断面梁の曲げ捩り解析法として、1 次元有限要素法による解析手順を示した。また、第 4 章において、横隔壁が船体梁の曲げ捩り挙動に及ぼす影響の取り扱いについて述べ、これらの曲げ捩り解析手法を第 1 ステップとした。本章では、曲げ捩りを受ける薄肉断面梁に対して、第 1 ステップで計算される反り応力および剪断応力を第 2 ステップの Smith の方法に組み込む方法について述べる。

第 5.2 節では、Smith の方法に基づく一般的な逐次崩壊解析手順について述べ、船体横断面を板要素、防撓パネル要素およびハードコーナー要素に分割する方法を示す。

第 5.3 節では、分割されたそれぞれの要素の平均軸応力～平均軸ひずみ関係の導出手順について、CSR-BC の計算式[2] に基づく方法、並びに、矢尾らによる解析手法[3, 4] の 2 とおりを示す。前者においては、溶接初期不整の影響が陽に考慮されないが、後者においては、初期たわみおよび溶接残留応力を設定可能である。

第 5.4 節では、第 1 ステップで計算された剪断応力の影響を断面構成要素の平均軸応力～平均軸ひずみ関係に反映させる簡易的手法について示す。なお、この方法の妥当性および適用範囲については Appendix B に示す。

5.2　Smith の方法に基づく横断面の逐次崩壊解析手法

5.2.1　基本概念と解析手順

Smith[1] の方法に基づく船体横断面の逐次崩壊解析手法を本研究においても適用するが、その手順は、以下のように概略される。

(1) 横断面を板要素、板と防撓材の組み合わせからなる防撓パネル要素、あるいは、互いに支持し合うことにより座屈が生じにくいと考えられるハードコーナー要素に予め分割する（Fig. 5.2.1 参照）。

(2) それぞれの要素（以下、断面構成要素という）に対し、曲げモーメントに起因する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。
(3) 断面平面保持の仮定の下に、曲率を単調増加させ、(2)で求めた平均軸応力～平均軸ひずみ関係から軸ひずみに対応する軸剛性を求める。
(4) 曲げモーメント～曲率関係から縦曲げ最終強度（曲げモーメントの最大値）を求める。

Smith の方法において最も重要な要素の一つは、上記サブステップ(2) の平均軸応力～平均軸ひずみ関係の導出である。Smith は、有限要素法解析によりこの関係を求めたのに対し、国際船級協会連合（IACS）の共通構造規則（CSR ; Common Structural Rule）[2] では、半経験的な簡略式が使用されている。一方、矢尾ら [3, 4] は、解析的手法によりこの関係を求めている。ただし、これらの関係式では、縦曲げまたは水平曲げモーメントによって生じる圧縮、引張の軸力荷重のみが考慮されており、捩りモーメントや剪断力によって生じる剪断応力が断面構成要素の平均軸応力～平均軸ひずみ関係に及ぼす影響は考慮されない。

剪断応力が断面構成要素の平均軸応力～平均軸ひずみ関係に及ぼす影響を厳密に考慮するためには、座屈強度および降伏強度に及ぼす軸応力と剪断応力の相互影響を考慮した複雑な解析を必要とする。一方、通常のモノハル型船体では、船体梁の終局的破壊は曲げモーメントを主とするものであり、捩りモーメントの影響は二次的である。そこで本研究では、捩りモーメントによって生じる応力をまず弾性解析により求める（第 3 章参照）。次に、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た上で、Smith の方法に従って梁要素（断面）ごとの曲げモーメント～曲率関係を求める。この際、剪断応力が座屈に及ぼす影響は考慮せず、降伏応力に及ぼす影響のみを第 5.4 節に示す簡便な方法により考慮する。

ところで、捩りモーメントによって船体に生じる反り応力は、船長方向の捩りモーメントや捩り剛性の分布状態、並びに、断面の拘束条件に依存し、横断面だけの解析により求めることはできない。そのため、上記の２段階解析法の第 1 ステップとして行う捩りモーメントによる弾性解析では、第 3 章に示したように、船体を長さ方向に梁要素でモデル化することにより解析を実施する。第 2 ステップの曲げによる逐次崩壊解析では、第 1 ステップで得られた反り応力を初期応力として、梁要素（断面）ごとに曲げ強度を解析する。以上の手順をまとめると、つぎの通りとなる。

(i) 船体構造を、曲げ捩りを考慮可能な梁要素で長さ方向に分割する。
(ii) 所定の捩りモーメント分布を負荷して、捩りモーメントによる剪断応力および反り応力を計算する。
(iii) サブステップ(ii) の初期応力を与えた状態で、各梁要素を取り出し、曲率を漸増させて曲げモーメント～曲率関係を求める。この際、初期応力が板の降伏および座屈に及ぼす影響を考慮する。
(iv) すべての要素についてサブステップ(iii) の解析を行い、所定の捩りモーメント作用下で

の曲げ最終強度分布を得る。

5.2.2　断面（縦強度部材）の分割方法

一般に、Smith の方法では Fig. 5.2.1 に示すように、船体横断面を構成するすべての縦強度部材が、板要素または防撓パネル要素に分割される。ただし、板要素であっても板が交差しているものについては、板部材が相互に支持し合い、防撓パネルの全体座屈の影響をほとんど受けないため、ハードコーナー要素とされる。

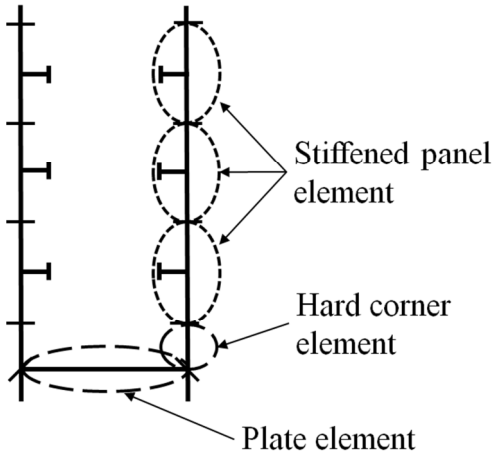


Fig. 5.2.1 Division of cross-section for progressive collapse analysis

5.3　断面構成要素の平均軸応力～平均軸ひずみ関係

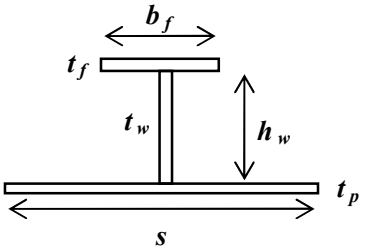
5.3.1　CSR-BC の計算式

分割されたすべての断面構成要素に対し、軸方向荷重下におけるハードコーナー要素、板要素、および、防撓パネル要素の平均軸応力～平均軸ひずみ関係が、CSR-BC の縦曲げ最終強度解析法 [2)] により求められる。

上記 3 種の断面構成要素は、Table 5.3.1 に規定される崩壊モードのうち、いずれか 1 つに従って崩壊するものとする。すべての崩壊モードの中で最も低い応力を与えるものが当該要素の崩壊モードと定められる。

Table 5.3.1 Collapse mode of plates and stiffened plates

Loads	Elements	Collapse modes	Stress−strain curve
Tension	Stiffened panel	Elasto-plastic collapse	(1)
	Plate		
	Hard corner		
Compression	Stiffened panel	Beam column buckling	(2)
		Torsional buckling	(3)
		Web local buckling of ordinary stiffeners	(4)
	Plate	Plate buckling	(5)
	Hard corner	Elasto-plastic collapse	(1)



s	: Stiffened panel width	t_p	: Stiffened panel thickness
h_w	: Web height	t_w	: Web thickness
b_f	: Flange width	t_f	: Flange thickness
A_w	: Web cross-section area (= $h_w t_w$)	A_f	: Flange cross-section area (= $b_f t_f$)
A_{stif}	: Stiffener cross-section area (= $A_w + A_f$)	L	: plate longitudinal length

Fig. 5.3.1 Dimension of stiffened plate

CSR-BC の縦曲げ最終強度解析法によって得られる要素の平均軸応力～軸ひずみ関係を以下に示す。また、断面の要素寸法については、Fig. 5.3.1 に示すように定義される。

(1) 弾塑性崩壊

まず、断面構成要素が弾塑性崩壊する場合について示す。弾塑性崩壊に対する平均軸応力～平均軸ひずみ曲線（$\sigma-\varepsilon$ 曲線）は次式によって表され、圧縮荷重によるひずみと引張荷重によるひずみの両方を考慮する。

$$\sigma = \Phi\sigma_Y \tag{5.3.1}$$

ここに、σ_Y は等価最小降伏応力であり、Φ は、端部関数で次式による。

$$\begin{aligned} \Phi &= -1 && ;\ \varepsilon < -1 \text{ の場合} \\ \Phi &= \varepsilon && ;\ -1 \leqq \varepsilon \leqq -1 \text{ の場合} \\ \Phi &= 1 && ;\ \varepsilon > 1 \text{ の場合} \end{aligned} \tag{5.3.2}$$

ただし、ε は相対ひずみで次式による。

$$\varepsilon = \frac{\varepsilon_E}{\varepsilon_Y} \tag{5.3.3}$$

ここに、ε_E は考慮する要素ひずみ、ε_Y は降伏応力における要素ひずみで次式による。

$$\varepsilon_Y = \frac{\sigma_Y}{E} \tag{5.3.4}$$

Fig. 5.3.2 に平均軸応力～軸ひずみ関係を示す。

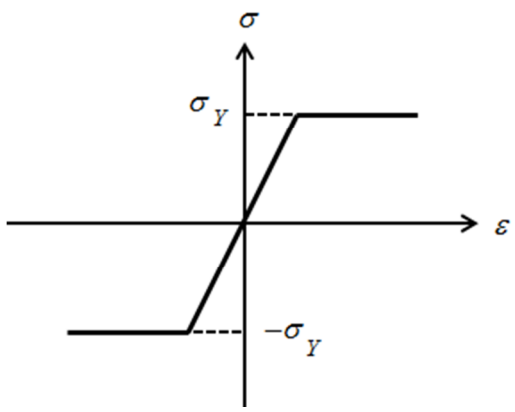


Fig. 5.3.2 Load-end curve $\sigma - \varepsilon$ for elasto-plastic collapse

(2) 梁柱座屈

Fig. 5.3.3 に示すように、断面構成要素が梁柱として曲げ座屈する場合（梁柱座屈）について示す。梁柱座屈に対する平均軸応力～平均軸ひずみ曲線は次式による。

$$\sigma_{CR1} = \Phi\sigma_{C1}\frac{A_{stif} + b_E t_p}{A_{stif} + st_p} \tag{5.3.5}$$

Fig. 5.3.3 Beam column buckling

式(5.3.5)中のΦ は、端部関数で式(5.3.2)による。また、σ_{C1} は限界応力で次式による。

$$\sigma_{C1} = \frac{\sigma_{E1}}{\varepsilon} \qquad ;\ \sigma_{E1} \leqq \sigma_Y \varepsilon/2 \ \text{の場合}$$
$$\sigma_{C1} = \sigma_Y \left(1 - \frac{\sigma_Y \varepsilon}{4\sigma_{E1}}\right) \qquad ;\ \sigma_{E1} > \sigma_Y \varepsilon/2 \ \text{の場合} \tag{5.3.6}$$

式(5.3.6)中のε は、相対ひずみで式(5.3.3)による。また、σ_{E1} は Euler の座屈応力で次式による。

$$\sigma_{E1} = \pi^2 E \frac{I_E}{A_E L^2} \tag{5.3.7}$$

ここに、I_E は、防撓材のネット断面二次モーメントを示す。このとき、有効幅だけで圧縮荷重を受け持つと考えると、防撓材の付き板の有効幅 b_{E1} は、

$$b_{E1} = \frac{s}{\beta_E} \qquad ;\ \beta_E > 1.0 \ \text{の場合}$$
$$b_{E1} = s \qquad ;\ \beta_E \leqq 1.0 \ \text{の場合} \tag{5.3.8}$$

ここに、β_E は板の最長比で次式による。

$$\beta_E = \frac{s}{t_p}\sqrt{\frac{\varepsilon \sigma_Y}{E}} \tag{5.3.9}$$

また、A_E は、防撓材の付き板の幅は b_{E1} を含む防撓材のネット断面積であり、b_E は、防撓材の付き板の有効幅で次式による。

$$b_E = \left(\frac{2.25}{\beta_E} - \frac{1.25}{\beta_E^2}\right) \qquad ;\ \beta_E > 1.25 \ \text{の場合}$$
$$b_E = s \qquad ;\ \beta_E \leqq 1.25 \ \text{の場合} \tag{5.3.10}$$

Fig. 5.3.4 に応力～ひずみ関係を示す。

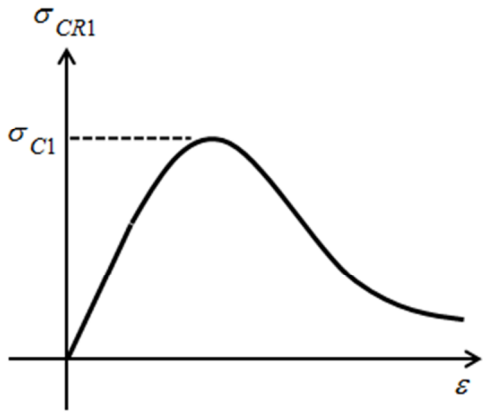


Fig. 5.3.4 Load-end shortening curve $\sigma_{CR1} - \varepsilon$ for beam column buckling

(3) 捩れ座屈

Fig. 5.3.5 に示すように、断面構成要素が捩れ座屈する場合について示す。背の高い防撓材に生じやすい。また、angle-bar 防撓材よりも捩り剛性の小さい tee-bar 防撓材に生じやすい。

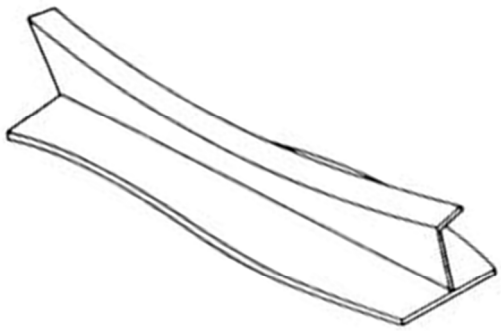


Fig. 5.3.5 Torsional buckling

捩れ座屈に対する平均軸応力～平均軸ひずみ曲線は次式による。

$$\sigma_{CR2} = \Phi \frac{A_{stif}\sigma_{C2} + st_p\sigma_{Cp}}{A_{stif} + st_p} \tag{5.3.11}$$

式(5.3.11)中のΦは、端部関数で式(5.3.2)による。また、σ_{C2} は限界応力で次式による。

$$\sigma_{C2} = \frac{\sigma_{E2}}{\varepsilon} \qquad ;\ \sigma_{E2} \leqq \sigma_Y \varepsilon/2 \text{ の場合}$$

$$\sigma_{C2} = \sigma_Y \left(1 - \frac{\sigma_Y \varepsilon}{4\sigma_{E2}}\right) \qquad ;\ \sigma_{E2} > \sigma_Y \varepsilon/2 \text{ の場合} \tag{5.3.12}$$

式(5.3.12) 中のε は、相対ひずみで式(5.3.3) による。また、σ_{E2} は Euler の捩り座屈応力で式(5.3.22) による。また、σ_{Cp} は、防撓材の付き板における付き板単独の座屈応力で次式による。

$$\sigma_{Cp} = \left(\frac{2.25}{\beta_E} - \frac{1.25}{\beta_E^2}\right)\sigma_Y \qquad ;\ \beta_E > 1.25 \text{ の場合}$$

$$\sigma_{Cp} = \sigma_Y \qquad ;\ \beta_E \leqq 1.25 \text{ の場合} \tag{5.3.13}$$

式(5.3.13) 中のβ_E は、係数で式(5.3.9) による。

Fig. 5.3.6 に平均軸応力～平均軸ひずみ関係を示す。

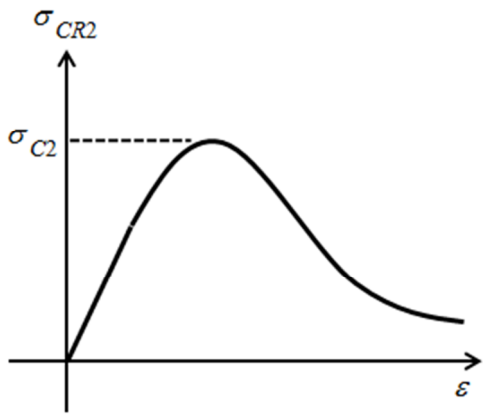


Fig. 5.3.6 Load-end shortening curve $\sigma_{CR2} - \varepsilon$ for flexural-torsional buckling

(4) 防撓材ウェブの局部座屈

防撓パネルの防撓材ウェブが局部座屈する場合について示す。防撓材ウェブの局部座屈は防撓材ウェブのみが座屈する場合で、防撓材の形状により以下の２ケースに分けられる。なお、ウェブが深い防撓材に生じやすい。

- 面材のある防撓材（angle-bar や tee-bar）の場合

面材のある angle-bar や tee-bar 防撓材の場合、Fig. 5.3.7 に示すように、防撓材ウェブが局部座屈する場合がある。この場合の断面構成要素の平均軸応力～平均軸ひずみ関係は次式による。

$$\sigma_{CR3} = \Phi\sigma_Y \frac{b_E t_p + h_{we} t_w + b_f t_f}{s t_p + h_w t_w + b_f t_f} \tag{5.3.14}$$

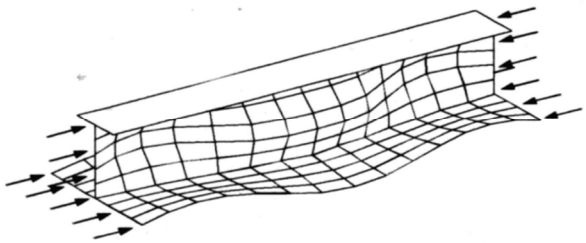


Fig. 5.3.7 Local buckling of stiffener web with face plate

式(5.3.14)中のΦは、端部関数で式(5.3.2)による。b_E は、防撓材の付き板の有効幅で式(5.3.10)による。また、h_{we} は、防撓材ウェブの有効高さで次式による。

$$\begin{aligned} h_{we} &= \left(\frac{2.25}{\beta_w} - \frac{1.25}{\beta_w^2}\right) h_w \qquad ;\ \beta_w > 1.25 \text{ の場合} \\ h_{we} &= h_w \qquad ;\ \beta_w \leqq 1.25 \text{ の場合} \end{aligned} \tag{5.3.15}$$

ここに、β_w は係数で、次式による。

$$\beta_w = \frac{h_w}{t_w}\sqrt{\frac{\varepsilon\sigma_Y}{E}} \tag{5.3.16}$$

また、ε は相対ひずみで、式(5.3.3)で与えられる。

- flat-bar 防撓材の場合

flat-bar 防撓材の場合は、Fig. 5.3.8 に示すように、防撓材の局部座屈を考慮する。この場合の断面構成要素の平均圧縮応力～平均圧縮ひずみ関係は次式による。

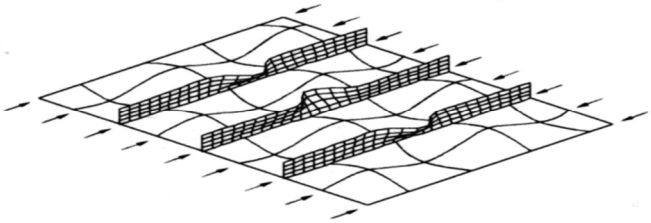


Fig. 5.3.8 Local buckling of flat-bar stiffener

$$\sigma_{CR4} = \Phi \frac{A_{stif}\sigma_{C4} + st_p\sigma_{CP}}{A_{stif} + st_p} \tag{5.3.17}$$

式(5.3.17) 中のΦは、端部関数で式(5.3.2)による。また、σ_{C4} は、限界応力で次式による。

$$\begin{aligned} \sigma_{C4} &= \frac{\sigma_{E4}}{\varepsilon} && ;\ \sigma_{E4} \leqq \sigma_Y\varepsilon/2 \text{ の場合} \\ \sigma_{C4} &= \sigma_Y\left(1 - \frac{\sigma_Y\varepsilon}{4\sigma_{E4}}\right) && ;\ \sigma_{E4} > \sigma_Y\varepsilon/2 \text{ の場合} \end{aligned} \tag{5.3.18}$$

ここに、σ_{E4} は Euler の捩り座屈応力で次式 による。

$$\sigma_{E4} = 0.777E\left(\frac{t_w}{h_w}\right)^2 \tag{5.3.19}$$

また、εは式(5.3.3)で与えられる相対ひずみ、σ_{CP} は防撓材の付き板における付き板単独の座屈応力で、式(5.3.13)による。

(5) 板の座屈

Fig. 5.3.9 に示すように、防撓パネルが板として全体座屈する場合、断面構成要素の平均軸応力～平均軸ひずみ関係は次式による。

Fig. 5.3.9 Overall buckling of stiffened plate

$$\sigma_{CR5} = min\left[\Phi\sigma_Y,\ \ \Phi\sigma_Y\left\{\frac{s}{L}\left(\frac{2.25}{\beta_E} - \frac{1.25}{\beta_E^2}\right) + 0.1\left(1 - \frac{s}{L}\right)\left(1 + \frac{1}{\beta_E^2}\right)^{0.2}\right\}\right] \tag{5.3.20}$$

式(5.3.20)中の L は板の船長方向の長さ、Φ は端部関数で式(5.3.2)による。また、β_E は係数で次式による。

$$\beta_E = \frac{s}{t_p}\sqrt{\frac{\varepsilon\sigma_Y}{E}} \tag{5.3.21}$$

(6) 防撓パネルの捩り座屈応力

Euler の捩り座屈応力は次式で定義される。

$$\sigma_{E2} = \frac{E}{I_p}\left(\frac{\pi^2 I_w}{a^2} c_f + 0.3851 I_T\right) \tag{5.3.22}$$

ここに、I_p、I_T および I_w は、それぞれ、防撓材のネット断面極二次モーメント、Saint-Venant の捩り抵抗モーメント、および、ネット慣性面積モーメントで、Table 5.3.2 による。また、c_f は固着度に関する係数で、次式による。

$$c_f = 1 + \sqrt{\frac{a^4}{\frac{3}{4}\pi^4 I_w \left(\frac{b}{t^3} + \frac{4h_w}{3t_w^3}\right)}} \tag{5.3.23}$$

Table 5.3.2 Moment of inertia

section	I_p	I_T	I_w
flat-bar	$\frac{h_w^3 t_w}{3}$	$\frac{h_w t_w^3}{3}\left(1 - 0.63\frac{t_w}{h_w}\right)$	$\frac{h_w^3 t_w^3}{36}$
angle-bar	$\frac{A_w h_w^2}{3} + A_f e_f^2$	$\frac{h_w t_w^3}{3}\left(1 - 0.63\frac{t_w}{h_w}\right) + \frac{b_f t_f^3}{3}\left(1 - 0.63\frac{t_f}{b_f}\right)$	$\frac{A_f e_f b_f^2}{12}\left(\frac{A_f + 2.6A_w}{A_f + A_w}\right)$
tee-bar			$\frac{e_f^2 b_f^3 t_f}{12}$

ただし、$e_f = h_w + t_f/2$ であり、その他の記号は Fig. 5.3.1 と同意である。

5.3.2 矢尾らによる解析手法

矢尾ら [3, 4] によって示された断面構成要素の平均軸応力～平均軸ひずみ関係の導出手順を概略すると、以下のようになる。

(a) 板要素および防撓パネル要素の板部分については、弾性大たわみ解析解および剛塑性機構解析解を組み合わせて、応力～たわみ関係を求める。具体的には、弾性範囲では sine 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、剛塑性機構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機構解析解を、FEM 解析結果をもとに曲線当て嵌めさせることで求める。

(b) 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 sine 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。

(c) 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り合い条件を満足する応力分布とたわみを求める。そして応力分布から要素の平均応力～ひずみ関係を求める。

(1) 防撓材間の板の平均応力～ひずみ関係

防撓材間の板の座屈挙動は、弾性大たわみ解析解と剛塑性機構解析解を組み合わせた簡易計算法により追跡される。

防撓パネルには、Fig. 5.3.10 に示されるような矩形分布の溶接残留応力が存在すると仮定し、板の初期たわみ w_0 を次式に示す波形成分の重畳で表わす。

$$w_0 = A_0 \sin\frac{m\pi x}{a} \sin\frac{\pi y}{b} \tag{5.3.24}$$

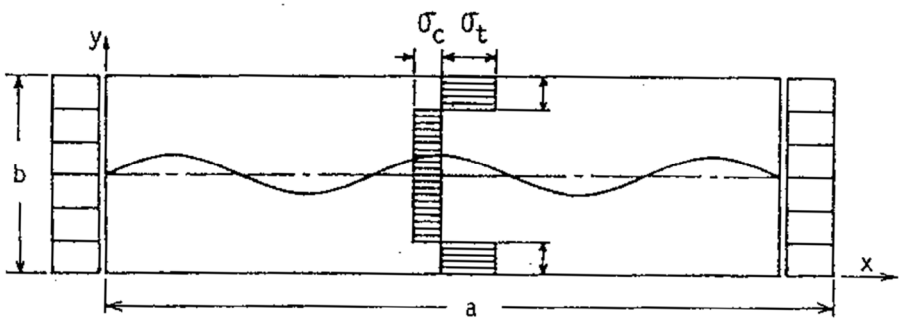


Fig. 5.3.10 Rectangular plate with initial imperfections due to welding [3)]

また、面内圧縮荷重下でのたわみ w を初期たわみと同一モードのたわみ波形を仮定して、次式のように表す。

$$w = A \sin\frac{m\pi x}{a} \sin\frac{\pi y}{b} \tag{5.3.25}$$

板に生じる弾性範囲での平均応力とたわみの関係式は、弾性大たわみ解析から次式のよう

に得られる。

$$\frac{m^2\pi^2a^2E}{16}\left(\frac{1}{a^4}+\frac{1}{b^4}\right)\left(A^2-{A_0}^2\right)+\frac{\pi^2E}{12(1-\nu^2)}\left(\frac{t}{b}\right)^2\left(\frac{\alpha}{m}+\frac{m}{\alpha}\right)^2(A-A_0)$$
$$+(\zeta-\sigma)A=0 \tag{5.3.26}$$

ここに、$\alpha = a / b$ は板のアスペクト比を表し、ζ および μ は次式で与えられる。

$$\zeta=\frac{\sigma_t}{\pi(1-\mu)}\sin\mu\pi$$
$$\mu=\frac{2b_t}{b}=\frac{\sigma_c}{\sigma_t+\sigma_c} \tag{5.3.27}$$

一方、平均応力と平均ひずみの関係は次式で与えられる。

$$\varepsilon=-\frac{1}{E}\sigma-\frac{m^2\pi^2}{8a^2}\left(A^2-{A_0}^2\right) \tag{5.3.28}$$

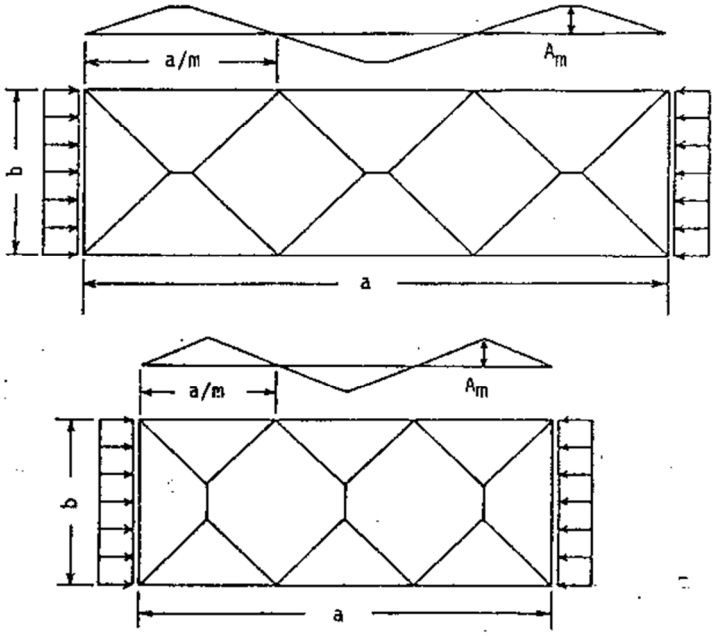


Fig. 5.3.11 Plastic mechanism of plate under thrust [3)]

次に、板が最終強度に達した後は、Fig. 5.3.12 に示すような屋根型崩壊モードになると仮定して剛塑性機構解析を行う。その平均応力とたわみの関係は次式のように表される。

$$m_{45} + \left(\frac{1}{\alpha} - 1\right) m_{90} = \left(\frac{2}{\alpha} - 1\right) \bar{\sigma}^{\kappa} \bar{A} \qquad ; \alpha \leq 1.0 \text{ の場合} \tag{5.3.29}$$

$$m_{45} + (\alpha - 1) m_0 = \bar{\sigma}^{\kappa} \bar{A} \qquad ; \alpha > 1.0 \text{ の場合} \tag{5.3.30}$$

ここに、

$$\bar{\sigma} = \frac{\sigma}{\sigma_Y}, \alpha = \frac{a}{mb}, \bar{A} = \frac{A}{t}$$

また、

$$\begin{aligned} m_{90} &= 1 - \bar{\sigma}^2 \\ m_0 &= \frac{2m_{90}}{\sqrt{1 + 3m_{90}}} \\ m_{45} &= \frac{4m_{90}}{\sqrt{1 + 15m_{90}}} \end{aligned} \tag{5.3.31}$$

剛塑性機構解析の正解は、$\kappa = 1.0$ となる。

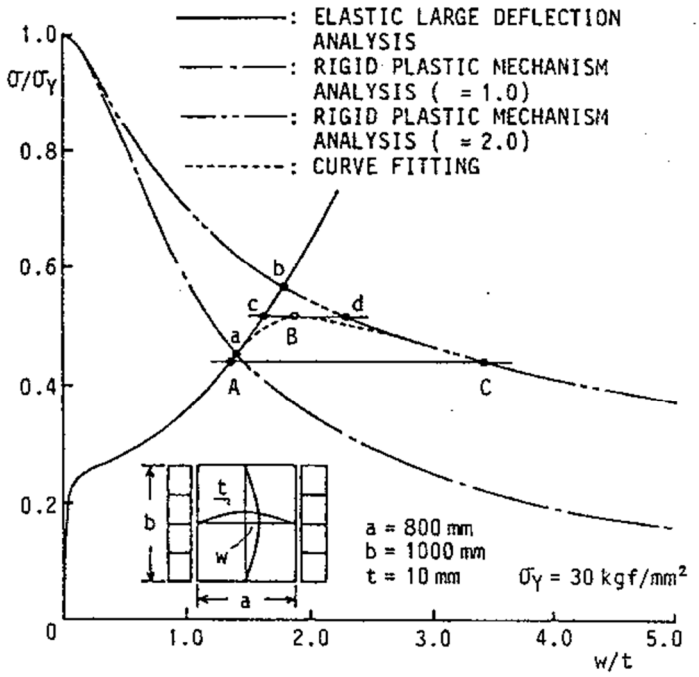


Fig. 5.3.13 Average stress and deflection relationship [3)]

一方、平均応力と平均ひずみの関係は次式で与えられる。

$$\varepsilon = \frac{1}{E}\sigma + 2\frac{m^2}{a^2}\left(A^2 - {A_0}^2\right) \qquad ;\alpha \leq 1.0 \text{ の場合} \tag{5.3.32}$$

$$\varepsilon = \frac{1}{E}\sigma + 2\frac{m^2}{ab}\left(A^2 - {A_0}^2\right) \qquad ;\alpha > 1.0 \text{ の場合} \tag{5.3.33}$$

式(5.3.26)、式(5.3.29)および式(5.3.30)で表される板の平均応力とたわみの関係を Fig. 5.3.13 に示す。ここで、弾性大たわみ解析解と剛塑性機構解析解の交点 a を最終強度と仮定すると、FEM 解析による弾性大たわみ解析の結果と比較して最終強度が低すぎる結果となる。また、最終強度後の耐荷力も剛塑性機構解析解では低すぎ、むしろ式(5.3.29)および式(5.3.30)においてκ = 2.0 とした解析解と良い相関を有する。しかしながら、最終強度はこの曲線と弾性大たわみ曲線の交点 b で与えられると仮定すると高すぎる結果となる。そこで矢尾らは、種々の寸法の防撓パネルに対して FEM 解析を行い、次式の最終強度推定式を提案した。

$$\sigma_u = \sigma_{iY} + \zeta_1(\sigma_{u2} - \sigma_{iY}) \tag{5.3.34}$$

ここに、σ_{iY} は初期降伏強度、σ_{u2} は弾性大たわみ解析解とκ = 2.0 とした剛塑性機構解析解の交点の応力を表す。

$$\zeta_1 = \begin{cases} \zeta_2\left(0.5 + 0.5\cos\dfrac{\xi\pi}{2}\right) & (\xi \leq 4.0) \\ \zeta_2 & (\xi > 4.0) \end{cases}$$

$$\zeta_2 = \begin{cases} 0.2 & (\alpha < 0.6) \\ 0.3 - 0.1\cos\dfrac{(\alpha - 0.6)\pi}{0.4} & (0.6 \leq \alpha \leq 1.0) \\ 0.4 & (1.0 < \alpha) \end{cases} \tag{5.3.35}$$

Fig. 5.3.13 の$\overline{cBd}$レベルの応力が最終強度を表す。また、最終強度を表す点 B は、$\overline{cB} = cd/3$として決めている。点 C は初期降伏点と同じ応力レベルの剛塑性機構解析解の曲線（κ= 2.0）上の点を表す。AB 間および BC 間のたわみは、それぞれ次式で近似される。

$$w = A_e + \overline{cB}\left(1 - \sqrt{1 - \frac{(\sigma - \sigma_A)^2}{(\sigma_B - \sigma_A)^2}}\right) \qquad \text{: AB 間} \tag{5.3.36}$$

$$w = A_p - \overline{Bd}\left(1 - \sqrt{1 - \frac{(\sigma - \sigma_C)^2}{(\sigma_B - \sigma_C)^2}}\right) \qquad \text{: BC 間} \tag{5.3.37}$$

ここに、A_e , A_p はそれぞれ、弾性大たわみ解析および剛塑性機構解析によるたわみを表す。最終的に板の平均応力～たわみ関係は Fig. 5.3.14 に示す実線の曲線となる。

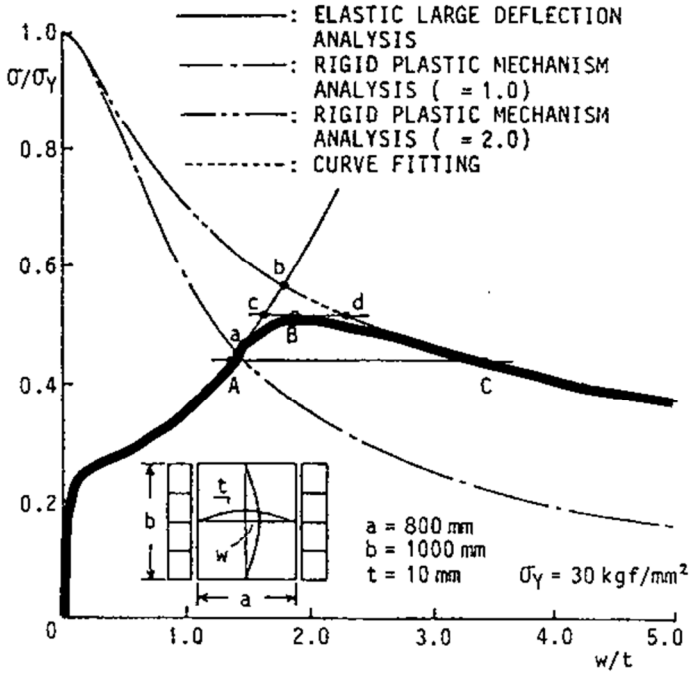


Fig. 5.3.14 Average stress and deflection relationship [3)]

一方、初期たわみを有する板が面内引張荷重を受ける場合、荷重の増加とともにたわみは減少していき面内剛性は材料のヤング率 E に収束していく。つまり初期たわみの影響は小さいと考えられ、引張を受ける場合の板の平均軸応力～平均軸ひずみ関係は、材料の応力～ひずみ関係に等しいとする。これに対して、Fig. 5.3.10 に示したような溶接残留応力が存在する場合は、引張の残留応力が生じている部分では引張荷重を受け持つことができないため、全断面が降伏するまでの剛性は次式となる。

$$D = (1 - \mu)E \tag{5.3.38}$$

(2) 防撓材要素の平均軸応力～平均軸ひずみ関係

防撓材要素については、曲げ座屈、捩り座屈、および、曲げ捩り座屈を考慮する。Fig. 5.3.15 に示すように、防撓材は次式で表される 1 半波の初期たわみ w_0 、および、初期捩れϕ_0を有していると仮定する。

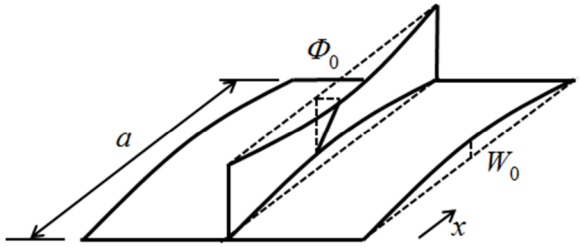


Fig. 5.3.15 Initial deformation of stiffener

$$w_0 = W_0 \sin\frac{\pi x}{a}, \qquad \phi_0 = \Phi_0 \sin\frac{\pi x}{a} \tag{5.3.39}$$

また、圧縮荷重下での弾性たわみ w_e 、および、弾性捩れϕ_e は、初期たわみと同一モードのたわみ波形を仮定して、次式のように表す。

$$w_e = W_e \sin\frac{\pi x}{a}, \qquad \phi_e = \Phi_e \sin\frac{\pi x}{a} \tag{5.3.40}$$

また、たわみおよび捩れの成分の大きさは次式で表す。

$$W_e = W_0\left(1 - \frac{P}{P_{cre}}\right)^{-1}, \qquad \Phi_e = \Phi_0\left(1 - \frac{P}{P_{crt}}\right)^{-1} \tag{5.3.41}$$

P_{cre}, P_{crt} はそれぞれ、オイラー座屈荷重と捩り座屈荷重を表す。曲げと捩りの連成した座屈が発生する場合には、座屈荷重を曲げ捩り座屈荷重 P_{crt} とする。弾性座屈強度とその座屈荷重については後述する。

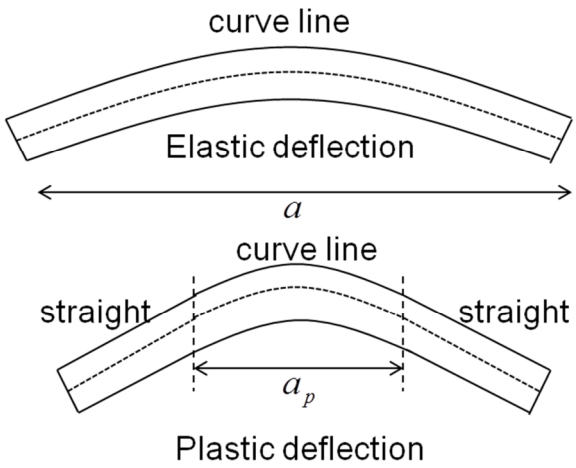


Fig. 5.3.16 Elastic and plastic deflection [3)]

一方、降伏後の塑性変形については、Fig. 5.3.16 に示すように、防撓材のスパン中央部にのみ一定の曲率を与え、他の領域ではその曲率は直線的に分布すると仮定する。したがって、たわみと捩りの塑性成分がそれぞれ次式で表される。

・$0 \le x \le (a - a_p)/2$ の場合

$$w_p = 2W_p \frac{x}{a}$$
$$\phi_p = 2\Phi_p \frac{x}{a} \tag{5.3.42}$$

・$(a - a_p)/2 \le x \le a/2$ の場合

$$w_p = W_p \left\{ -\frac{2x^2}{aa_p} + \frac{2x}{a_p} + 1 - \left(\frac{a}{a_p} + \frac{a_p}{a} \right) \right\}$$
$$\phi_p = \Phi_p \left\{ -\frac{2x^2}{aa_p} + \frac{2x}{a_p} + 1 - \left(\frac{a}{a_p} + \frac{a_p}{a} \right) \right\} \tag{5.3.43}$$

● **弾性座屈強度**

曲げおよび捩りの連成した防撓材要素の座屈強度は、ぞれぞれの座屈モードを式(5.3.40)で表すと次式の固有値問題を解くことにより得られる。

$$(P - a_1)W_e + (a_2 - y_0'\alpha P)\Phi_e = 0$$
$$(a_2 - y_0'\alpha P)W_e + (\alpha a_3 P - a_4)\Phi_e = 0 \tag{5.3.44}$$

ここに、

$$a_1 = \left(\frac{\pi}{a}\right)^2 EI_y$$
$$a_2 = \left(\frac{\pi}{a}\right)^2 EI_{yz}'(z_0 - z_b)$$
$$a_3 = \frac{I_0'}{A'} - z_0'^2 + z_B'^2 \tag{5.3.45}$$
$$a_4 = \left(\frac{\pi}{a}\right)^2 \{I_w' EI_z'(z_0' - z_b')^2\} + K' + \left(\frac{\pi}{a}\right)^2 k_\phi$$

ここに、$\alpha = A_{stif} / (A_{stif} + A_p)$ であり、I は Fig. 5.3.17 の座標系による断面係数を表す。ただし、A_{stif} は防撓材の面積、A_p は板部分の面積である。y'–z'座標系は防撓材のみの図心を原点に、また、y–z 座標系は防撓材要素全体の断面図心を原点にとる。

$$I_y = \int z^2 dA$$

$$I_z = \int y^2 dA$$

$$\mathrm{A} = \int dA$$

$$I_w = \int \omega^2 dA$$

K = *Saint-Venant* 定数

$$I_0 = I_y + I_z + (y_0 + z_0)A$$

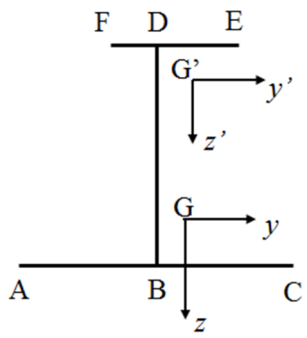


Fig. 5.3.17 Coordinate system

式(5.3.44)の導出にあたり、y 軸回りの曲げは断面全体に生じるが、z 軸回りの曲げおよび捩りは防撓材部分のみに生じるとしている。これは板部分が連続パネルの一部であることを考慮した結果で、防撓材の捩れ変形に対する板部分の影響はバネ定数 k_ϕ の回転バネを板と防撓材の接合部に導入することで考慮している。flat-bar あるいは tee-bar 防撓材の場合、並びに、angle-bar 防撓材の場合、Fig. 5.3.18 のような回転変形を予想して、それぞれバネ定数は次式のようになる。

・flat-bar あるいは tee-bar の場合

$$k_\phi = \frac{E}{12}\left(\frac{t_{p1}^3}{b_1} + \frac{t_{p2}^3}{b_2}\right) \tag{5.3.46}$$

・angle-bar の場合

$$k_\phi = \frac{E}{6}\left(\frac{t_{p1}^3}{b_1} + \frac{t_{p2}^3}{b_2}\right) \tag{5.3.47}$$

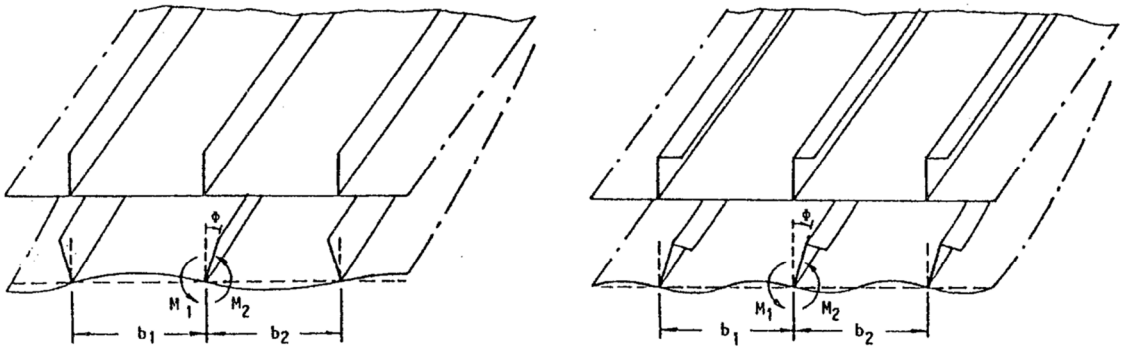


Fig. 5.3.18 Torsional deformation of stiffener [3)]

つぎに、式(5.3.41)で用いた座屈強度を以下に示す。

・flat-bar あるいは tee-bar の場合

$$P_{cre} = a_1\,, \qquad P_{crt} = \frac{a_4}{\alpha a_3} \tag{5.3.48}$$

・angle-bar の場合 (5.3.49)

$$P_{cret} = \frac{-b_2 + \sqrt{b_2^2 - 4b_1 b_3}}{2b_1}$$

ここに、

$$\begin{aligned} b_1 &= \alpha(\alpha y_0'^2 - a_3) \\ b_2 &= \alpha(a_1 a_3 - 2y_0' a_2) + a_4 \\ b_3 &= a_2^2 - a_1 a_4 \end{aligned} \tag{5.3.50}$$

なお、angle-bar 防撓材の曲げ捩り座屈発生後の捩り成分の大きさは、次式で与えられる。

$$\Phi_e = W_e \frac{P_{cret} - a_1}{\alpha y_0' P_{cret} - a_2} \tag{5.3.51}$$

● **平均軸応力～平均軸ひずみ関係の導出**

断面構成要素に生じる平均軸応力～平均軸ひずみ関係を導出するため、まず各要素に対して平面保持の仮定のもと曲率を増加させる。軸ひずみおよび曲率の大きさに応じて、防撓材ウェブ内に生じる応力分布は、Fig. 5.3.19 に示す分布のいずれかになる。また、防撓材フランジ内に生じる応力分布も Fig. 5.3.20 に示す分布のいずれかになる。防撓パネル部分は第 5.3.2 項(1)に示した方法で、予め計算した平均軸応力～平均軸ひずみ関係に従って応力が

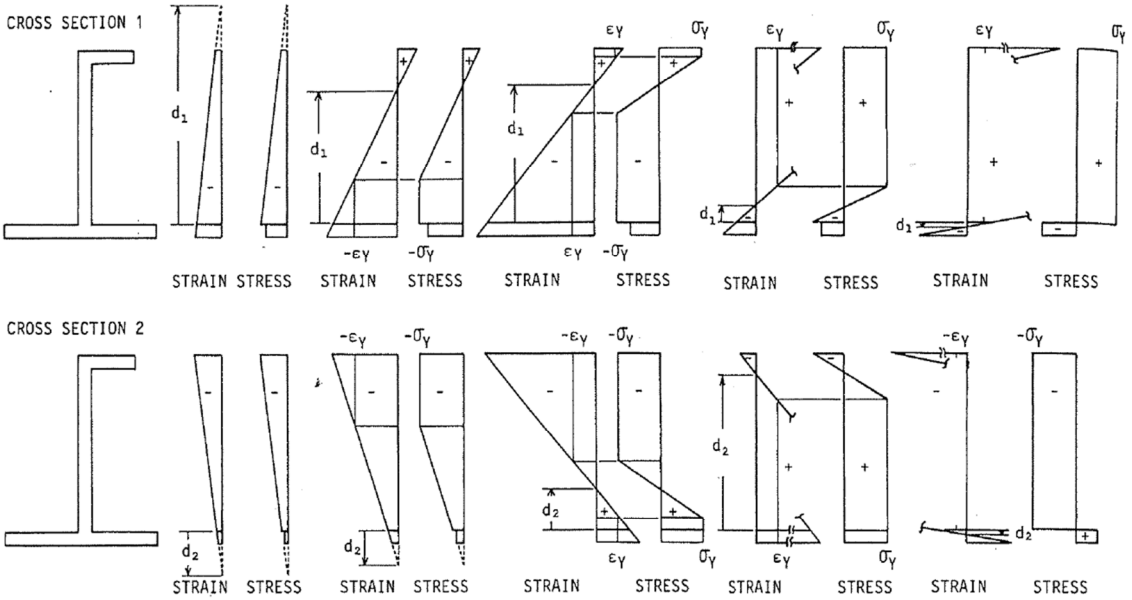
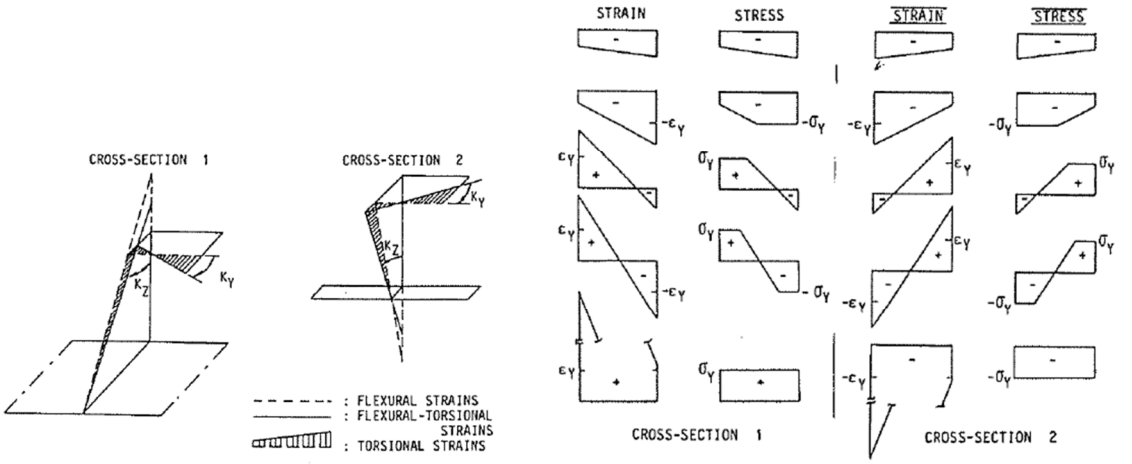


Fig. 5.3.19 Possible distributions of strain and stress at cross-sections 1 and 2 [3)]



(a) Flexural-torsional strain (b) Possible strain and stress distribution in top flange

Fig. 5.3.20 Flexural-torsional strain and stress distributions in cross-section of angle-bar stiffener [3)]

生じるとする。それぞれの断面における軸力および曲げモーメントは、これら生じている応力分布を適宜積分して求めることができる。

要素の釣り合い条件については、支持点での反力の影響を無視すると、要素に作用する力およびモーメントは Fig. 5.3.21 に示すようになり、次式を満足しなければならない。

$$P_1 = P_2$$
$$M_1 + M_2 = W\frac{P_1 + P_2}{2} \tag{5.3.52}$$

式(5.3.52)を満足するような応力分布を反復計算により求め、その平均軸ひずみを求める。

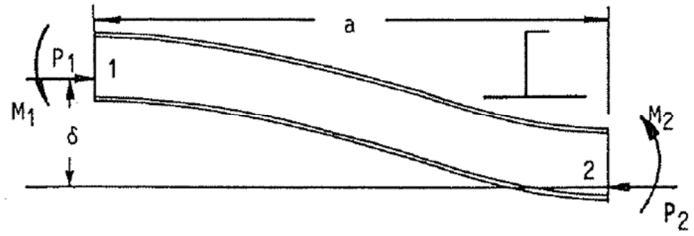


Fig. 5.3.21 Forces and moments acting on both ends of stiffener element [3)]

以上の手順により、Fig. 5.3.22 に示すような断面構成要素ごとの平均軸応力～平均軸ひずみ関係が導出される。なお、第３章で示された座屈や降伏の影響を考慮した軸剛性 d_{11} は次式により求められ、Fig. 5.3.22 における曲線の傾きを表す。

$$d_{11} = \frac{\Delta\sigma}{\Delta\varepsilon} \tag{5.3.53}$$

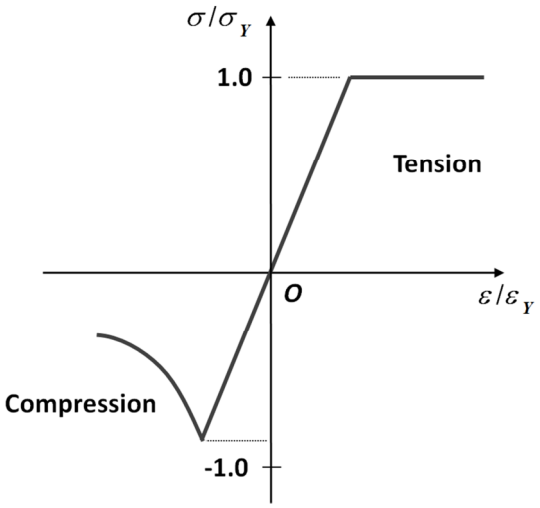


Fig. 5.3.22 Average stress-average strain relationship [3)]

5.4　捩りによる剪断応力の影響の考慮

捩りの影響を考慮した梁要素モデルの逐次崩壊解析において、第 1 ステップの弾性捩り解析によって得られる反り応力は、第 2 ステップにおける各要素（断面）の逐次崩壊解析の際に初期応力として断面構成要素に付加される。一方、弾性捩り解析によって得られる剪断応力は、断面構成要素ごとの降伏強度を低下させることによりその影響を考慮する。その際の降伏判定については、次式で与えられる Mises の降伏条件を用いる。

$$\sigma_z^2 + 3\tau_{sz}^2 = \sigma_Y^2 \tag{5.5.1}$$

ここに、σ_Y は降伏応力、σ_z は z 軸方向の軸応力、および、τ_{sz} は sz 平面内の剪断応力を表す。また、式(5.5.1)を用いてσ_z / σ_Yを次式のように表す。

$$\frac{\sigma_z}{\sigma_Y} = \sqrt{1 - 3\left(\frac{\tau_{sz}}{\sigma_Y}\right)^2} \tag{5.5.2}$$

式(5.5.2)に基づき、前節で示された断面構成要素の平均軸応力～平均軸ひずみ関係は、Fig. 5.5.1 に示されるように修正される。したがって、捩りによる剪断応力を考慮することにより、引張側の部材では降伏強度が低下することになるが、圧縮側の部材でも式(5.5.2)の修正によりピーク応力（座屈応力）が低下することになる。なお、第 6.4 節で示す解析対象コンテナ船の船底外板を連続防撓パネルと仮定して、面内剪断と 1 軸圧縮応力を同時に受ける場合の最終強度についての検討結果を Appendix B に示す。その解析結果では、100 *MPa* 程度以内の剪断応力については、本節の方法が実用上十分であることが示された。

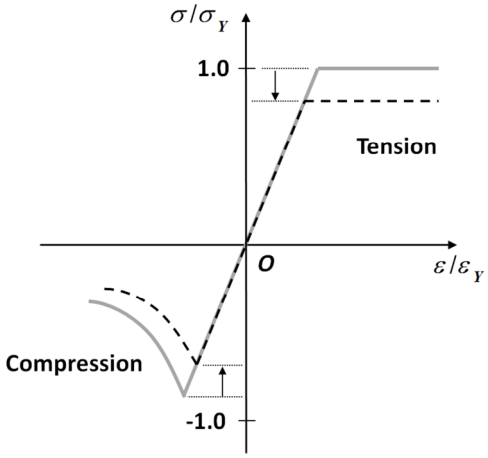


Fig. 5.4.1 Modification of yield stress considering the effect of shear stress

5.5　座屈、降伏に伴う断面の瞬時中立軸および瞬時剪断中心の移動

船体梁に座屈や降伏が生じると、それに伴い中立軸や剪断中心は移動する。Smith の方法に基づく逐次崩壊解析では、曲げによる船体横断面の回転を徐々に増加させ、曲げひずみを増加させる。その際、現曲率における各要素の接線剛性と軸力ゼロの条件から、瞬時中立軸位置（次の曲率増分に対して、曲げによる軸ひずみ増分がゼロとなる位置）を計算する。しかし、軸力ゼロの条件下で軸変位を許容することにより、中立軸の位置は自動的に考慮可能となる。捩りに関しても同様の方法で剪断中心の移動は自動的に考慮可能となる。

したがって、本研究における曲げ捩り解析プログラムでは、軸力ゼロの条件下で軸変位を許容することにより、中立軸や剪断中心の移動を自動的に考慮している。

5.6　結言

本章では、曲げ捩り作用かにある薄肉断面梁が、さらに縦曲げを受ける場合の逐次崩壊解析手法について、Smith の方法に基づく解析手順を示した。

第 5.2 節では、Smith の方法に基づく一般的な逐次崩壊解析手順について述べ、船体横断面に対する一般的な分割方法を示した。

第 5.3 節では、分割されたそれぞれの要素の平均軸応力～平均軸ひずみ関係の導出手順について、CSR-BC の計算式 [2] に基づく方法、並びに、矢尾らによる解析手法 [3, 4] を示した。

第 5.4 節では、第 1 ステップで計算された剪断応力の影響を断面構成要素の平均軸応力～平均軸ひずみ関係に反映させる簡易的手法について示した。なお、この方法の妥当性および適用範囲については Appendix B に示す。

第 5 章の参考文献

1) Smith, C. S.: Influence of local compressive failure on ultimate longitudinal strength of a ship's hull, *Proceedings of PRADS*, Tokyo, pp.73-79, 1977.
2) International Association of Classification Societies (IACS): Common structural rules for bulk carriers (Chapter 5 Appendix 1), pp. 21–26, 2006.
3) Yao, T. and Nikolov, P. I.: Progressive Collapse Analysis of a Ship's Hull under Longitudinal Bending, *Journal of the Society of Naval Architects of Japan*, 170, pp. 449–461, 1991.
4) Yao, T. and Nikolov, P. I.: Progressive Collapse Analysis of a Ship's Hull under Longitudinal Bending (2nd Report), *Journal of the Society of Naval Architects of Japan*, 172, pp. 437–446, 1992.

第 6 章　解析例

6.1　緒言

本研究では、複合荷重を受ける船体梁の実用的な最終強度解析法として、基本的には Smith の方法 [1] に準じた 2 段階解析法の構築を試みた。Smith の方法は、2 軸曲げを含む純曲げ状態にある横断面の逐次崩壊解析法であり、そのままでは船体梁の曲げ捩り解析に適用できない。そこで、Smith の方法と同様に横断面を板要素に分割した直線梁要素を新たに考案し（第 3 章参照）、それを長さ方向につなぐことにより、薄肉変断面梁の曲げ捩り解析を行う手法を構築した（第 1 ステップ）。また、捩りによって生じる梁要素モデルの反り変形に抵抗する横隔壁の影響は、Snjanovic の方法 [2] に基づくエネルギ法により考慮し、横隔壁スツール部の曲げ変形に伴う、船側構造上部ボックスガーダー部の曲げ変形の影響を組み込む方法を開発した（第 4 章参照）。さらに、以上の曲げ捩り解析結果を考慮して、横断面の逐次崩壊解析を行う方法を構築した（第 2 ステップ）。すなわち、梁要素モデルの曲げ捩り解析によって得られる要素ごとの反り応力は、そのまま第 2 ステップの断面構成要素に足し込まれる。一方、曲げ捩り解析によって生じる剪断応力の影響は、Mises の降伏条件に従い、材料の降伏強度を低下させることにより考慮する（第 5 章参照）。提案手法の最大の特長は、両ステップにおいて横断面の要素分割を共用できる点であり、解析モデルの作成工数についても FEM 解析と比較して圧倒的に有利である。本手法により、梁要素モデル全体で、あるいは、梁要素ごとに捩りの影響を考慮した縦曲げ最終強度を解析可能である。

本章では、提案手法を以下の解析対象に適用し、3 次元シェルモデルによる FEM 解析結果と比較することにより、提案手法によって変形、応力分布および最終強度が実用上十分な精度で、かつ短時間で求められることを明らかにする。

- 開口部を有する平滑なボックスガーダー[3]
- コンテナ船を模擬した縮尺模型試験体（第 2 章参照）
- 実コンテナ船

第 6.2 節では、薄肉断面梁の閉断面領域がある程度の領域を占める場合について、提案手法第 1 ステップの捩り解析結果の精度にどの程度の影響を及ぼすかを検証するため、開口部を有するボックスガーダーに提案手法を適用し、解析結果を FEM 解析結果と比較する。

第 6.3 節では、第 2 章に示した縮尺模型試験体に提案手法を適用し、横隔壁を有する薄肉一様断面梁を対象とした場合について、梁要素モデル解析結果を試験結果および FEM 解析結果と比較する。

第 6.4 節では、5,250TEU コンテナ船に提案手法を適用し、横断面が一様でない実船を対

象とした場合について、梁要素モデル解析結果を FEM 解析結果と比較する。まず、提案手法および FEM に対してモデル化の方法を示し、解析条件について述べる。次に、No.2～No.6 カーゴホールドを解析対象としたモデル（5 ホールドモデル）を用いて、弾性範囲内で縦曲げおよび捩り解析を行い、得られた曲げ変形、曲げ応力、捩れ変形、反り応力、および、剪断応力の各分布を比較検証する。さらに、全船モデルおよび 5 ホールドモデルに対して、日本海事協会の規則荷重[4)] を適用し、曲げおよび捩りに対する応力応答を FEM 解析結果と比較する。最後に、規則捩りモーメント作用下で縦曲げ逐次崩壊解析を実施し、縦曲げ最終強度についても FEM 解析結果と比較する。

以上の解析結果に基づき、提案手法の精度、並びに、適用範囲について考察する。

6.2　開口部を有するボックスガーダーへの適用

6.2.1　解析対象の梁要素モデル化と解析条件

提案手法を Fig. 6.2.1 に示すような Pedersen ら [3] が捩り解析に用いた開口部を有するボックスガーダーに適用し、弾性捩り解析結果を FEM 解析結果と比較する。

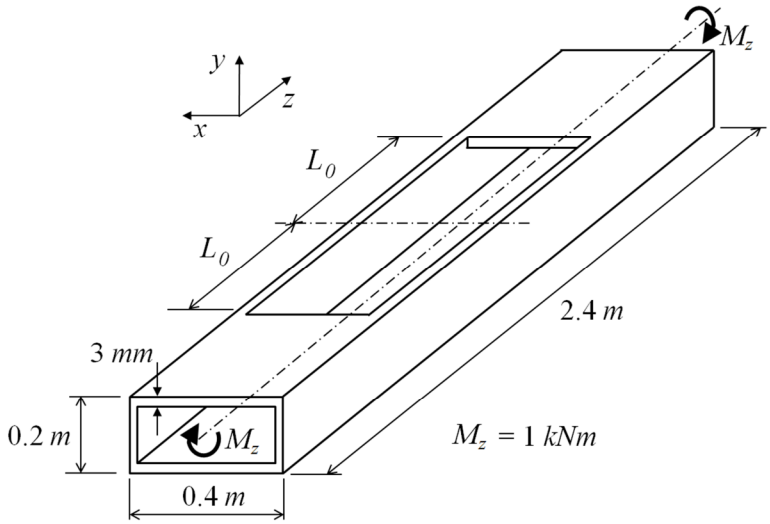


Fig. 6.2.1 Box girder with open section subjected to torsional moment

(1) 解析対象

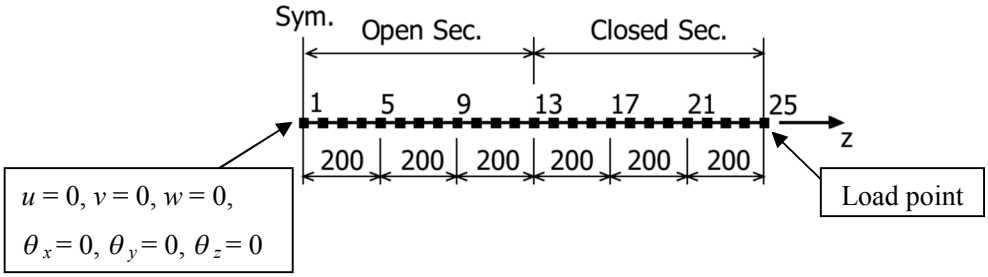
Fig. 6.2.1 に示すボックスガーダーを解析対象とする。構造寸法は、長さ L、幅 B、および、高さ H が、それぞれ、2.4 m、0.4 m、および 0.2 m であり、ボックスガーダー上面に長さ 2 L_0 の開口を有する防撓材のない薄肉断面梁である。

(2) 解析対象の梁要素モデル化

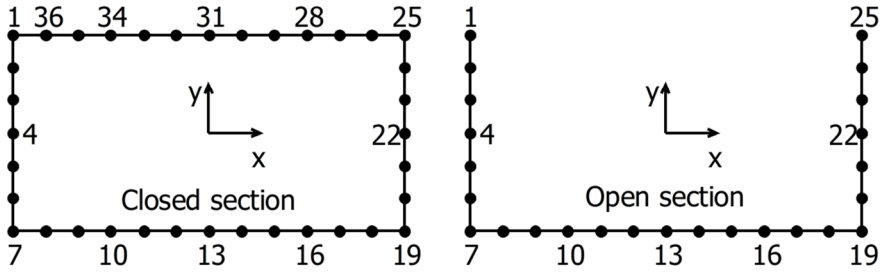
ボックスガーダー両端において逆向きの捩りモーメントを負荷するため、対称性を考慮し、解析対象のモデル化範囲を中央横断面から端部までの半分とする。L_0 = 0.6 m の場合について Fig. 6.2.2(a) に示すように、解析対象を 24 個の梁要素に等分割する。また、解析対象の閉断面部および開断面部を Fig. 6.2.2(b) に示すように板要素に分割する。

(3) 境界条件

Fig. 6.2.2(a) に示すように、解析対象の中央横断面（梁要素モデルの節点 1）に固定条件を課し、捩れ率θ_z' 以外の自由度を拘束する。



(a) Beam elements



(b) Plate elements of cross-sections

Fig. 6.2.2 Mesh division for the proposed method

(4) 荷重条件

$M_z = 1.0\ kN\text{-}m$ の捩りモーメントを Fig. 6.2.2(a) に示す梁要素モデルの節点 25 に負荷する。

(5) 材料特性

解析対象は鋼製とし、材料特性として、ヤング率 $E = 2.06\times10^2\ GPa$ およびポアソン比 $\nu = 0.3$ を仮定する。なお、解析は弾性範囲内で行うものとする。

6.2.2 解析対象の有限要素モデル化と解析条件

(1) 解析対象の有限要素モデル化

解析対象の有限要素モデルを Fig. 6.2.3 に示す。すべての板部分にシェル要素を用いた。モデル化範囲は梁要素モデルと同範囲とし、横断面内の要素分割数も梁要素断面の分割数と同数とする。なお、FEM 解析には MSC.Nastran を用いる。

(2) 境界条件

有限要素モデルの境界条件は、対称断面（モデルの開口側端部）位置において、x および y 方向の変位 u、v、並びに、z 軸回りの捩れ角 θ_z を拘束する。また、横断面内での局部変

形を拘束するため、端部断面から 200 *mm* ごとの断面（Fig. 6.2.3 中に点線で示す）において、多点拘束により各節点の変位を剛体変位に縮約して解析を実施する。

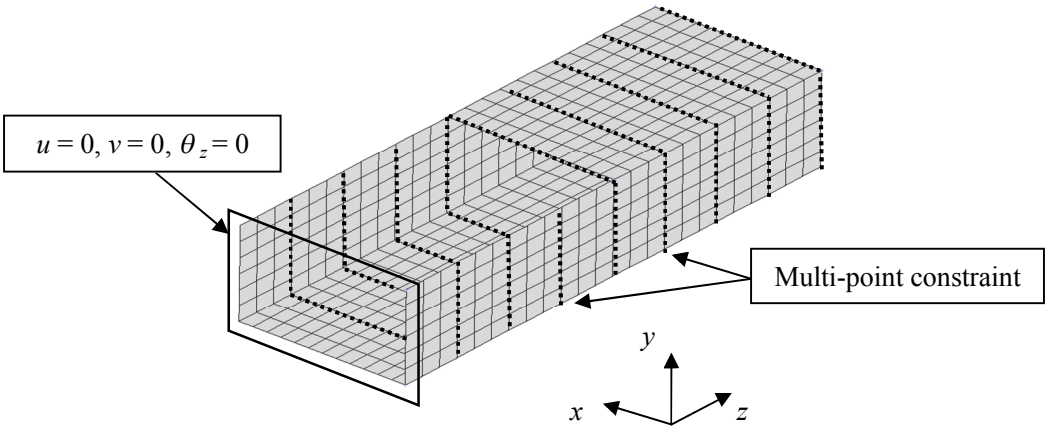


Fig. 6.2.3 Finite element model of the box girder

(3) 荷重条件および材料特性

有限要素モデルの荷重条件および材料特性は、第 6.2.1 節に示した梁要素モデルと同じとする。

6.2.3　解析結果

ボックスガーダーの開口部の長さ $L_0 = 600\ mm$ の場合の捩れ角、および、節点 25（Fig. 6.2.2 (b)の右上）における材軸方向応力の長さ方向分布をそれぞれ、Fig. 6.2.4 および Fig. 6.2.5 に示す。開断面域（Fig. 6.2.4 の 0.6 *m* 以下の領域）における捩れ角は、梁要素モデルの解析結果が FEM 解析結果と比べて約 1.3 倍となっているが、閉断面域（Fig. 6.2.4 の 0.6 *m* 以上の領域）における捩れ角の変化率、すなわち、捩れ率はほぼ等しい。また、開断面と閉断面との境界における捩り剛性の違いにより、ボックスガーダーには反り応力が発生するが、梁要素モデルから得られた反り応力分布は、Fig. 6.2.5 に示すように、FEM 解析結果とおおむね良い相関を示している。ただし、境界近傍の応力集中部では、約 50%の誤差が認められる。

つぎに、ボックスガーダー全体に占める閉断面領域の割合と荷重点における捩れ角の関係を検討するため、開口部の長さ L_0 を 0（すべて閉断面）～1.2 *m*（すべて開断面）に変化させて同様の解析を実施した。梁要素モデルによって得られた荷重点における捩れ角を FEM 解析結果と比較して Table 6.2.1 に示す。閉断面のみ、あるいは、開断面のみの場合には両者の誤差は 2% 以下であるが、閉断面と開断面が混在する場合に差が大きい。この理由

として、それぞれの梁要素の捩り剛性は精度良く計算されているが、開断面と閉断面とを結ぶ節点において、閉断面要素による開断面要素の捩りの拘束が完全でなく、捩れ率が過大になるためと考えられる。したがって、開断面と閉断面が混在する梁要素モデルでは、共有節点において、材軸方向の変位（反り変形）の適合条件を近似的に満足させる方法を導入することが必要である。ただし、本研究では、閉断面領域（横隔壁領域の長さに相当）の短いコンテナ船を解析対象とするため、上記の影響を考慮せず、横隔壁および船側構造上部ボックスガーダー部の曲げの影響のみを考慮することとした（第 4 章参照）。

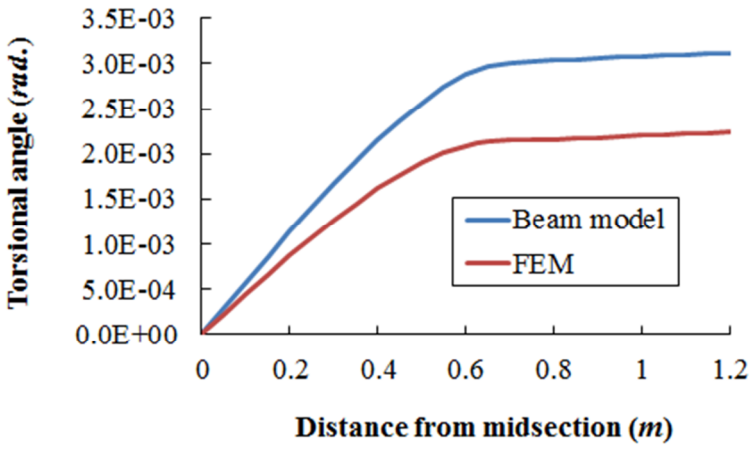


Fig. 6.2.4 Longitudinal distribution of torsional angle (L_0 = 600 mm)

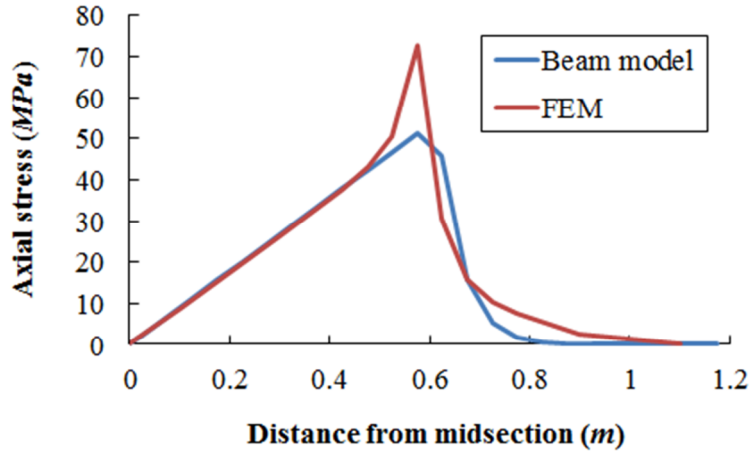


Fig. 6.2.5 Longitudinal distribution of axial stress (L_0 = 600 mm)

Table 6.2.1 Comparison of torsional angle for box girder with different open section length

$(L - L_0) / L$	Torsional angle (*rad.*)		
	Beam model	MSC.Nastran	Ratio
1.000 (Closed Sec.)	2.37×10^{-4}	2.32×10^{-4}	1.02
0.833	4.92×10^{-4}	3.96×10^{-4}	1.24
0.667	1.36×10^{-3}	9.78×10^{-4}	1.39
0.500	3.12×10^{-3}	2.25×10^{-3}	1.39
0.333	6.04×10^{-3}	4.45×10^{-3}	1.36
0.167	1.04×10^{-2}	8.04×10^{-3}	1.29
0.083	1.33×10^{-2}	1.12×10^{-2}	1.19
0.042	1.62×10^{-2}	1.50×10^{-2}	1.08
0.000 (Open Sec.)	2.11	2.08	1.01

6.3　コンテナ船を模擬した縮尺模型試験体への適用

提案手法を第 2 章に示したコンテナ船を模擬した縮尺模型試験体の弾性解析、および、逐次崩壊解析に適用し、解析結果を試験結果および FEM 解析結果と比較する[5)]。

6.3.1　試験体の梁要素モデル化と解析条件

(1) 解析対象

縮尺模型試験体（Fig. 2.2.2 および Fig. 2.2.3 参照）を薄肉断面梁とみなし、Fig. 6.3.1 に示すように、試験体の固定端から自由端までの範囲を解析対象とする。

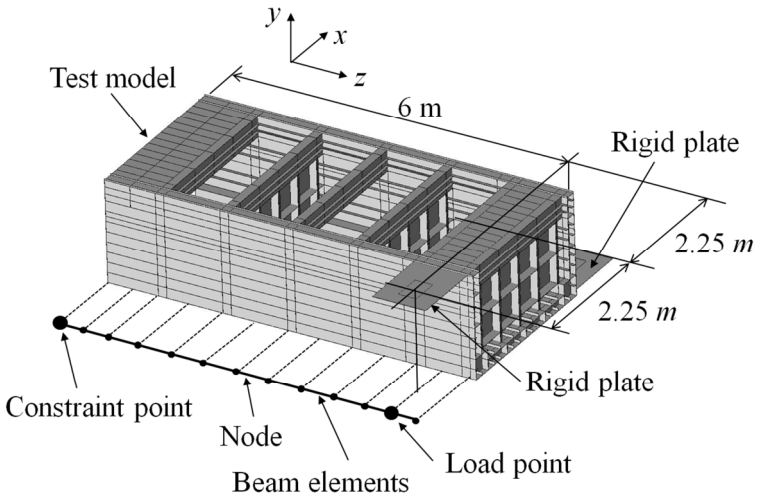
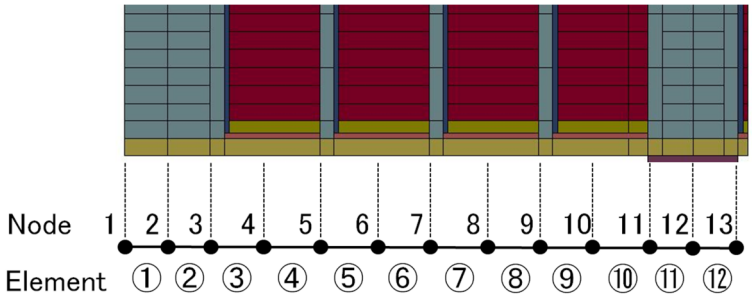


Fig. 6.3.1 Analyzed scale models

(2) 試験体の梁要素モデル化

Fig. 6.3.2 に示すように、縮尺模型試験体を 4 種類の梁要素モデルでモデル化する。Beam-A1 および Beam-A2 は、試験体形状のとおり、前後部（Bay-1 および Bay-6）を閉断面とし、その他の部分（Bay-2～Bay-5）を開断面とする。一方、Beam-B1 および Beam-B2 は、試験体前後部の閉断面部を含め、すべての梁要素を開断面としてモデル化する。なお、Beam-A2 および Beam-B2 については、後述する横隔壁の影響および船側構造上部の曲げの影響を考慮する。梁要素①～⑫の長さは、Fig. 6.3.2(c) に示すとおりである。

また、梁要素断面の要素分割を Fig. 6.3.3 に示すが、横断面を構成する板要素、防撓パネル要素、および、ハードコーナー要素をそれぞれ、青線、黒線、および赤線で示す。なお、部材寸法については、第 2 章に示した通りである。



(a) Beam elements and nodal points

(b) Treatment of the effect of bulkhead and side shell structure

Beam models	Element No.		Consideration for the effects of BHD or S.S.	
	①, ②, ⑪, ⑫	③ to ⑩	Bulkhead	Side shell
Beam-A1	Closed section	Open section	×	×
Beam-A2	Closed section	Open section	○	○
Beam-B1	Open section		×	×
Beam-B2	Open section		○	○

Note; ○: considered, ×: not considered

(c) Length of beam elements (unit: *mm*)

Element No.	①	②	③ to ⑩	⑪	⑫
Beam length	475	450	575	475	400
Trans. space	450	450	500	325	325

Fig. 6.3.2 Modelling of beam elements

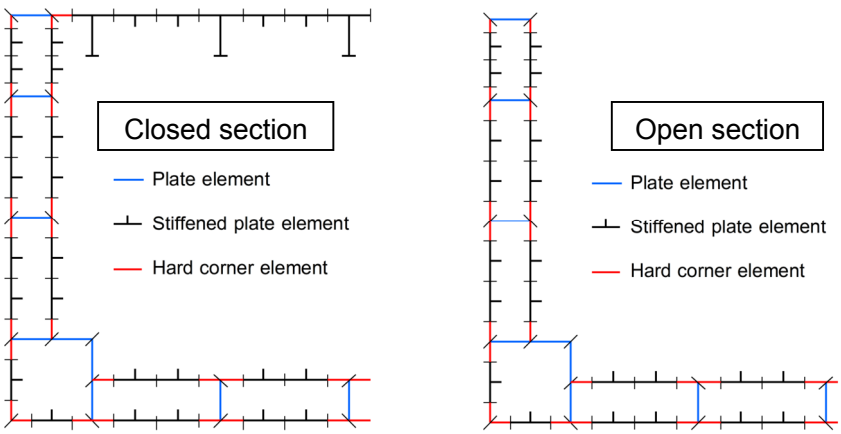


Fig. 6.3.3 Division of cross-section by plate, stiffened panel and hard corner elements

(3) 境界条件

梁要素モデルに Fig. 6.3.1 に示すような片持ち条件を課し、節点 1 のすべての自由度（u, v, w, θ_x, θ_y, θ_z, θ_z'）を拘束する。

(4) 荷重条件

弾性解析では、荷重点（節点 12）に集中荷重、あるいは、縦曲げ、水平曲げ、および、捩りモーメントを負荷する。一方、捩りの影響を考慮した逐次崩壊解析では、所定の捩りモーメントを負荷した後、それを保持したまま、縦曲げ荷重を荷重点に段階的に負荷する。

(5) 材料特性

梁要素モデルの材料特性は、試験体各部材の材料特性（Table 2.2.3 参照）を参照し、0.2%耐力（$\sigma_{0.2}$）を降伏応力とした弾完全塑性材料を仮定する。ただし、ヤング率 E は、すべての材料の平均的な値として 2.0×10^2 GPa とする。

(6) 初期たわみ

試験体 Model-3 の計測範囲内でパネル部に生じていた最大初期たわみ量は、第 2.2.3 項(1)に示したように、公称板厚 6.0 mm および 4.5 mm のパネルでは板厚の 8～10%程度、公称板厚 3.2 mm のパネルでは板厚の 20%程度であった。一方、公称板厚 2.3 mm のパネルでは、最大初期たわみ量が板厚の 1.5 倍に達するものも見られた。しかしながら、初期たわみ形状は 1 半波成分が支配的であり、座屈波成分は相対的に小さいこと、また、隣接するパネルの凹凸の方向によっては、初期たわみの存在が座屈強度を高める場合もある。したがって、隣接するパネルの影響を考慮しない Smith の方法に準じる提案手法においては、Table 6.3.1 に示す均一の初期たわみを防撓パネルに設定する。ただし、初期たわみの影響の考慮は、提案手法第 2 ステップにおいて矢尾ら [6, 7] によって提案された HULLST を用いる場合だけであり、CSR 算式を用いる場合には陽に考慮されない。

Table 6.3.1 Initial deformation considered in collapse analysis by HULLST

Panel (Buckling mode, A_{05})				Stiffener (A_{01})	
t1	t2	t3	t4	vertical bending	tripping
t_p/200	t_p/200	t_p/200	t_p/200	a/2000	a/2000

Note: A_{0m} = m half-wave mode of initial deformation, t_p = panel thickness, a = frame space

(7) 残留応力

試験体パネル部の残留応力推定値は、第 2.2.3 項(2)に示したとおり、すべての板厚のパネ

ル部において、実船と比較して過大となっていた。しかしながら、船体がホギングの縦曲げを受ける場合、船体横断面の縦曲げ最終強度に対しては、船底構造の座屈崩壊強度が支配的であると考えられる。そのため、逐次崩壊解析に際しては船底構造を構成するパネル部にのみ溶接残留応力を設定することとする。一例として、試験体 Model-3 に設定される溶接残留応力を Table 6.3.2 に示す。

Table 6.3.2 Welding residual stress applied to Model-3

	t1	t2	t3	t4
σ_{rc}	0	0	$0.24\sigma_{0.2}$	$0.25\sigma_{0.2}$

Note: σ_{rc} = commpresive residual stress, $\sigma_{0.2}$ = 0.2 % proof stress

(8) 横隔壁の剛性計算

第 4 章に示した方法により、横隔壁の影響を考慮するため、横隔壁を構成する板部およびスツール部の曲げ剛性を計算する。I 型ガーダーおよびボックスガーダー断面の慣性モーメントは、次式で表される [2)]。

$$I_b = \frac{h_w^2}{A_p + A_w + A_f} \cdot \left\{ A_p A_f + \frac{A_w}{3}\left(A_p + \frac{A_w}{4} + A_f \right) \right\} \tag{6.3.1}$$

ここに、h_w，A_p，A_w および A_f は、それぞれ、ガーダー高さ、板の等価面積、ウェブの断面積、および、フランジの断面積である。また、剪断面積は近似的にウェブの断面積に等しいとして計算する。

一方、横隔壁を構成するすべてのガーダーの反りは考慮せず、I 型ガーダーの捩り係数は、板およびフランジの等価面積のそれらの重心回りの慣性モーメントに等しいとして、次式で表す。ただし、ウェブは横方向の剪断荷重に耐えることができないため、この計算からは除外される。

$$I_t = \frac{A_p A_f}{A_p + A_f} h_w^2 \tag{6.3.2}$$

また、矩形横断面のガーダーの捩り係数は、次式で表される。

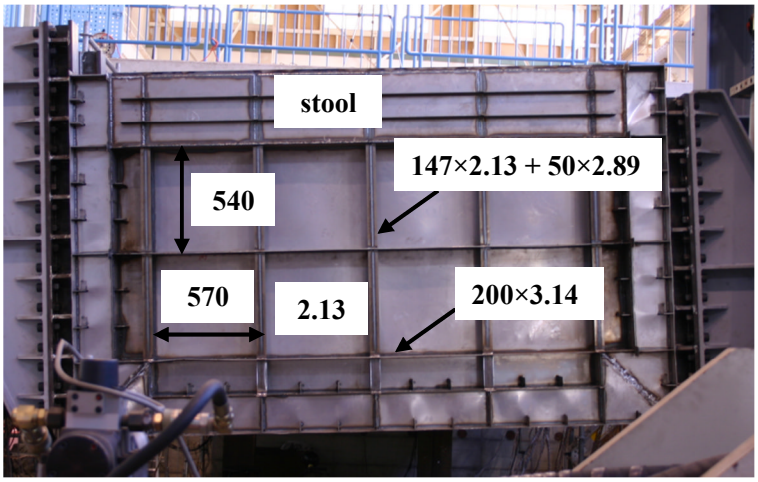
$$I_{ts} = \frac{b_f h_w}{2}\left(b_f t_f + h_w t_w \right) \tag{6.3.3}$$

ここに、b_f および h_w はそれぞれ、フランジ幅およびウェブ高さであり、t_f および t_w はそれ

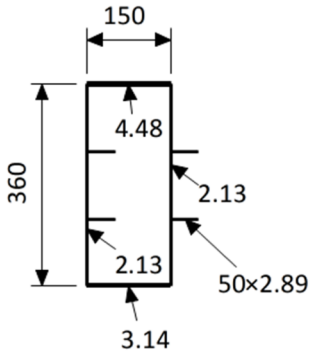
ぞれ、対応する板厚である。

解析対象とする模型試験体の水密隔壁を構成する板部分、並びに、部分隔壁および水密隔壁に共通するスツール部（Fig. 2.2.2 参照）の構造詳細を Fig. 6.3.4 に示す。

式(6.3.1)～式(6.3.3)を用いて、横隔壁のガーダー部およびスツール部の曲げおよび捩り剛性を計算した結果をそれぞれ、Table 6.3.3 および Table 6.3.4 に示す。Fig. 6.3.2(b) の Beam-A2 および Beam-B2 に対してはこれらの表の値を用いる。



(a) watertight bulkhead plate and girders (unit: *mm*)



(b) stool (unit: *mm*)

Fig. 6.3.4 Details of transverse bulkhead

Table 6.3.3 Stiffness parameters of watertight bulkhead girder

Girder	Moment of inertia I (mm^4)	Torsional modulus I_t (mm^4)	Girder spacing c (mm)	i (mm^3)	i_t (mm^3)
Horizontal	6.22×10^6	0	540	1.15×10^4	0
Vertical	4.35×10^6	2.89×10^6	570	7.64×10^3	—

Table 6.3.4 Stiffness parameters of stool

Shear area A_s (mm^2)	Moment of inertia I_{sb} (mm^4)	Torsional modulus I_{ts} (mm^4)
1.14×10^3	1.08×10^7	3.61×10^7

(9) 船側構造上部ボックスガーダーの曲げ剛性の計算

縮尺模型試験体の横隔壁と船側構造との接合部における船側構造の局部曲げの影響を考慮するため、第 4 章および Appendix A に示した方法により、船側構造の upper deck および 2nd deck で囲まれた部分の曲げ剛性および捩り定数を計算する。当該構造の詳細を Fig. 6.3.5 に示すが、本断面の鉛直軸回りの曲げ剛性は、$I_s = 3.86\times10^7\ mm^4$ となる。ただし、横隔壁の間隔、および、横隔壁の半幅をそれぞれ、$l = 1.15\times10^3\ mm$、$b = 1.32\times10^3\ mm$ として計算した。なお、第 4.5 節で示した横隔壁スツール部と船側構造上部の結合部におけるそれぞれの回転角の比率 r を実コンテナ船と同様 $r = 0.100$ と仮定し、パラメータを $k_c = 0.767$ とした。

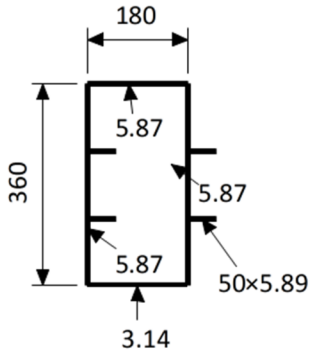


Fig. 6.3.5 Details of side shell structure (unit: *mm*)

6.3.2 有限要素モデル化と解析条件

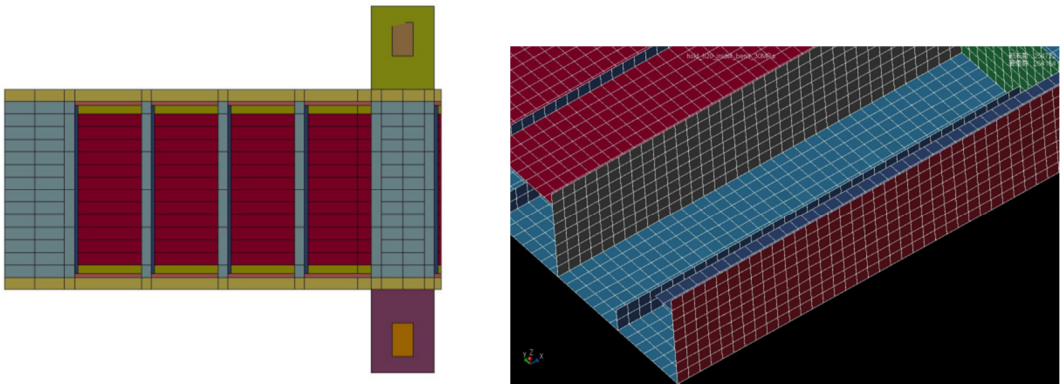
FEM 解析には動的陽解法プログラム LS-DYNA を用い、縮尺模型試験体に対する各試験条件を含む様々な荷重条件に対して、FEM 逐次崩壊解析を実施する。

(1) 解析モデル

縮尺模型試験体の有限要素モデルを Fig. 6.3.6 に示す。ただし、油圧ジャッキの取り付け治具を同図に示すように剛体板としてモデル化する。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、左右舷で非対称の荷重条件にも対応できるように試験体全体をモデル化する。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、1 パネル（900 *mm* × 180 *mm*）当たりの分割数を 36×7 分割（メッシュサイズ ＝ 約 25 *mm*×25 *mm*）、flat-bar 防撓材を 36×2 分割とした（Fig. 6.3.6(b)参照）。その結果、モデル全体の要素数は 264,184、節点数は 254,722 となった。

(2) 解析条件

第 6.3.2 項(1)で示した有限要素モデルを用い、弾性解析、および、曲げおよび捩りによる弾塑性逐次崩壊解析を実施する。解析条件を Table 6.3.5 にまとめて示す。



(a) plan (b) detail of mesh

Fig. 6.3.6 FE model of scaled model

Table 6.3.5 FE analysis condition for scaled models

FEM program		· LS-DYNA ver. 971
Extent of model		· Longitudinal direction : A whole model · Transverse direction : Both sides
Condition of initial imperfection		· No initial shape deformation was given · Idealized average compressive residual stress are considered (see Table 2.2.5)
Thickness		· Gross thickness
Boundary condition		· Cantilever condition at aft end of the model
Load condition	Model weight	· Model weight of the whole model is considered
	Bending and torsional moments	· Bending and torsional moments are generated gradually by the concentrated reactive loads due to prescribed displacement at the both sides near the free end of the model

(3) 材料特性

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（Table 2.2.3 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。試験体 Model-3 における使用鋼材の真応力～対数ひずみ関係を Fig. 6.3.7 に示す。

(4) 初期たわみ

第 6.3.1 項(6)で述べたように、梁要素モデルと同様、有限要素モデルにおいても初期たわ

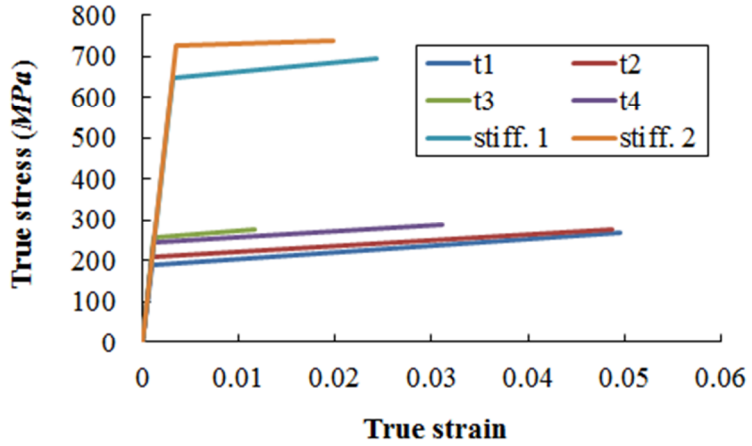


Fig 6.3.7 True stress−true strain curve (Models 2 and 3)

みを考慮しない。ただし、本研究で使用する LS-DYNA のような動的陽解法 FEM 解析では、初期撓みを設定しない場合においても、防撓パネルの座屈固有値に応じた局部座屈変形が形成される。

(5) 溶接残留応力

船体がホギングの縦曲げを受ける場合、船体横断面の縦曲げ最終強度に対しては、船底構造の座屈崩壊強度が支配的であると考えられる。そのため、FEM による逐次崩壊解析に際しても、船底構造にのみ溶接残留応力を設定することとする。

船底外板および内底板の板厚は、Fig. 2.2.3(b) に示したように、それぞれ、t3（公称板厚 3.2 *mm*）および t4（公称板厚 2.3 *mm*）であり、また、Table 2.2.5 に示したように、Model-2 および Model-3 の板厚 t3 および板厚 t4 のパネル部の圧縮残留応力は、0.2%耐力の 24%および 25%と推定された。したがって、船底外板および内底板の隅肉溶接近傍を除くパネル中央部には、それぞれ、− 61.2 *MPa* および − 61.0 *MPa* 程度の溶接残留応力が生じていたと推定される。そこで、解析対象の FEM 逐次崩壊解析においては、(a) 溶接残留応力を考慮しない解析、並びに、(b) 上記の圧縮残留応力のみを船底外板あるいは内底板の幅方向に積分し、それらの積分値をそれぞれの幅で除して得られる平均化した圧縮応力（この場合 − 48.0 *MPa*）を船底構造防撓パネルに設定する解析、の 2 種類を実施する（第 6.3.4 項参照）。なお、FEM 弾性解析においては、溶接残留応力を考慮しない。

(6) 境界条件

FEM 解析において設定する境界条件は、弾性解析、および、曲げと捩りによる逐次崩壊解析とも、逐次崩壊試験と同様、有限要素モデルの Bay-6 側において固定条件を課す。すな

わち、固定端においては、u, v, w, θ_x, θ_y, $\theta_z = 0$ の境界条件を与える。また、Bay-1 部分の両舷に剛体構造物を追加し、その図心（荷重点）に上下方向の強制速度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す。

(7) 荷重条件

溶接残留応力に相当する圧縮応力を船底構造に付与する場合、縮尺模型試験体の逐次崩壊解析では、以下の荷重を順に有限要素モデルに負荷する。溶接残留応力を考慮しない場合は、C) のみとする。

A) 軸力 : 船底構造の防撓パネル内に存在する圧縮の溶接残留応力に相当する圧縮応力を初期応力として付与する。
B) 相殺荷重：A) の軸力で生じるローカル曲げモーメントを相殺する。
C) 船首側剛体板への強制速度：両舷に与える速度の向きと大きさを変えることにより、モデルに負荷される曲げモーメントと捩りモーメントとの比率を変える。

まず、上記 A), B)を 0.1 秒間で規定値まで漸増負荷し、その後、縦曲げ最終強度に至るまで C)を漸増負荷する。なお、試験体に作用する曲げモーメントおよび捩りモーメントは、船首側剛体板に生じる反力をもとに算定する。

6.3.3 弾性解析結果

(1) 縦曲げ解析

解析対象の荷重点（固定端から 6.0 m 離れた要素断面の重心位置）に下向き集中荷重 $F_y = -1.67\times10^2\ kN$（固定端における縦曲げモーメント $M_b = 1.00\times10^3\ kN\text{-}m$）を負荷する縦曲げ弾性解析を実施する。

Fig. 6.3.8 に鉛直変位の長さ方向分布を示す。剪断変形を考慮した梁要素モデルによる鉛直方向変位は FEM 解析結果と比較して、試験体とおりに開断面および閉断面をモデル化した Beam-A1 および Beam-A2 でやや固め（荷重点における誤差 − 4.1%）、梁全体を開断面のみでモデル化した Beam-B1 および Beam-B2 でやや柔らかめ（荷重点における誤差 9.5%）となる。鉛直変位については、提案手法による解析結果が FEM 解析結果とおおむね良い相関を示している。なお、梁要素モデルでは、縦曲げに対する横隔壁の影響は現れない。

つぎに、梁要素①（FEM 解析については z = 237.5 mm の断面位置の要素）における船側外板および船底外板の曲げ応力および剪断応力の分布をそれぞれ、Fig. 6.3.9 および Fig. 6.3.10 に示す。曲げ応力については、提案手法による解析結果が FEM 解析結果と良い相関を示すが、すべての梁要素を開断面でモデル化した Beam-B2 の方が FEM 解析結果に近い。これについては、第 6.2 節で述べたように、閉断面と開断面との接続部において変位の適合条件が満足されていない影響と考えられる。また、剪断応力については、提案手法による結果が FEM 解析結果と比較してやや高めの結果を示す。この理由として、固定端近傍では

剪断応力の長さ方向の変化が大きいため、梁要素①内の平均的な応力が $z = 237.5\ mm$ 位置の断面の応力と一致していないためと考えられる。

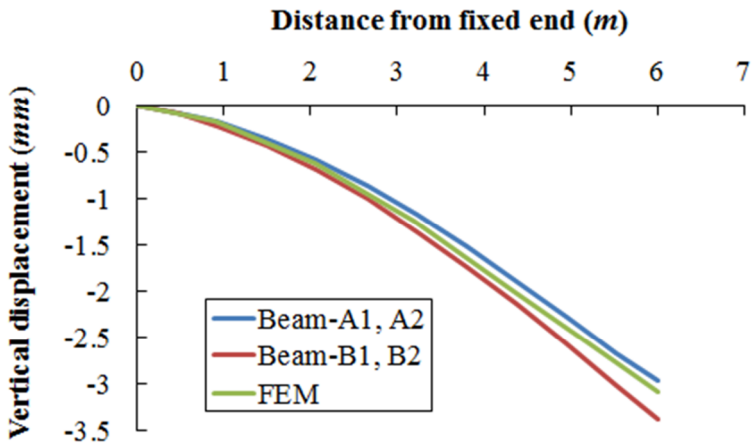
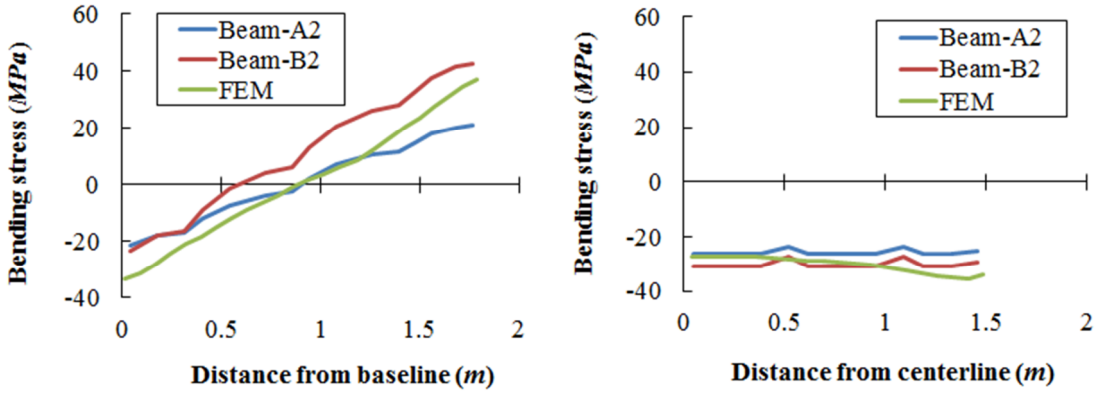


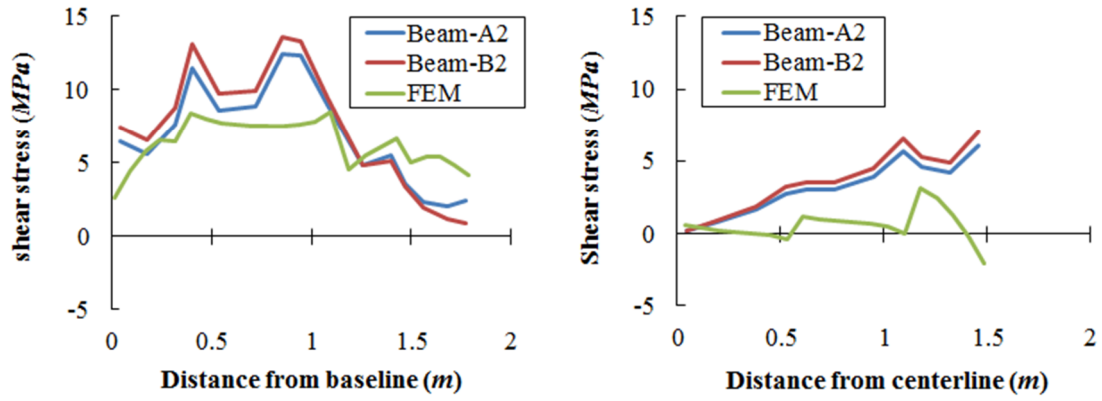
Fig. 6.3.8 Distribution of vertical displacement by F_y



(a) Side shell plate

(b) Outer bottom plate

Fig. 6.3.9 Distribution of bending stress by F_y

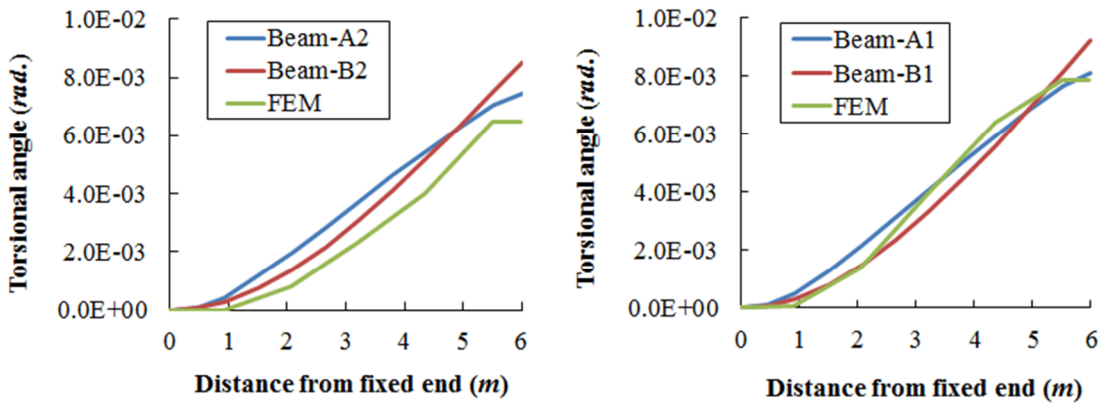


(a) Side shell plate (b) Outer bottom plate

Fig. 6.3.10 Distribution of shear stress by F_y

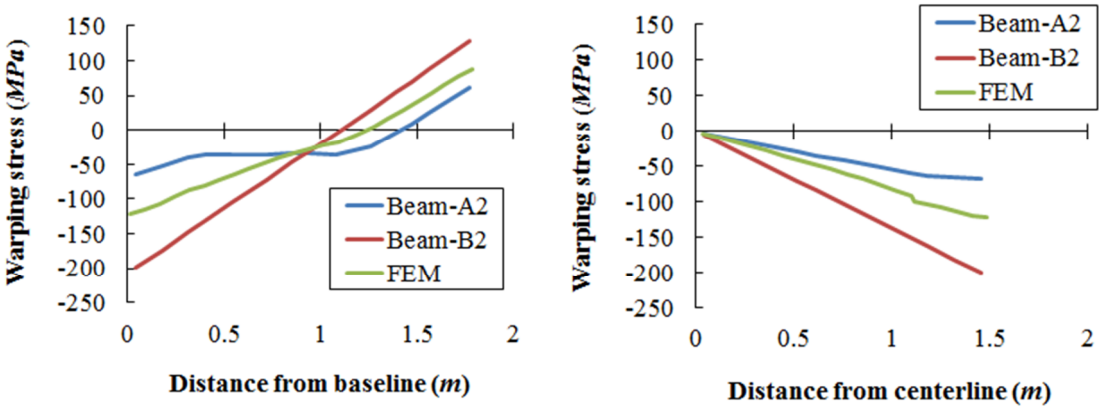
(2) 捩り解析

荷重点に M_t = 1.00×10^3 kN-m の捩りモーメントを負荷する解析を実施する。Fig. 6.3.11 に長さ方向の捩れ角の分布を示す。梁要素モデルによる解析結果（同図(a)）は、FEM による解析結果と比較してやや大きめの捩れ角となる。この理由として、第 6.2 節で述べたように、閉断面と開断面との接続部において変位の適合条件が満足されておらず、固定端における変位の拘束が開断面域に伝わらないためと考えられる。一方、横隔壁を取り除いた解析結果（同図(b)）では、両者の捩れ角の傾向は一致する。つぎに、梁要素①（FEM 解析については z = 237.5 mm の断面）における船側外板および船底外板の反り応力および剪断応力の分布をそれぞれ Fig. 6.3.12 および Fig. 6.3.13 に示す。要素内の平均的な応力を示す梁要素モデルの結果が FEM 解析の結果より小さめであるが、両者ほぼ同様の傾向を示している。



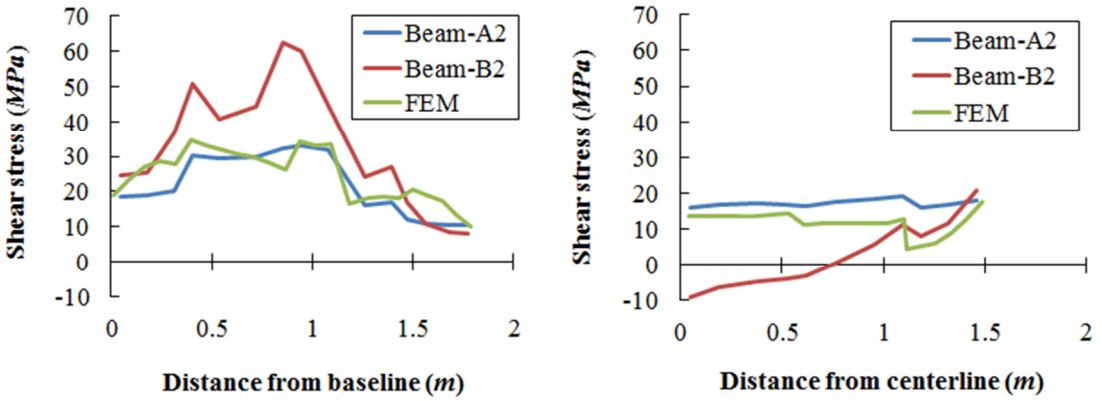
(a) With bulkheads (b) Without bulkheads

Fig. 6.3.11 Distribution of torsional angle by M_t



(a) Side shell plate (b) Outer bottom plate

Fig. 6.3.12 Distribution of warping stress under torsional moment M_t



(a) Side shell plate (b) Outer bottom plate

Fig. 6.3.13 Distribution of shear stress under torsional moment M_t

6.3.4 曲げと捩りによる逐次崩壊解析

(1) 縦曲げによる逐次崩壊解析

第 2.3.4 項(1) に示した縮尺模型試験体 Model-3 の梁要素モデル Beam-A2（Fig. 6.3.2 および Fig. 6.3.3 参照）、並びに、有限要素モデル（Fig. 6.3.5 参照）を用い、縦曲げ逐次崩壊解析を実施する。両解析とも荷重点に強制変位を与え、得られた反力から固定端における曲げモーメントを求める。なお、提案手法における断面構成要素の平均軸応力～平均軸ひずみ関係の導出には、Yao らによる HULLST [6,7] 、および、CSR-BC 算式 [8] の両方を適用する。Fig. 6.3.14 に固着部曲げモーメント～荷重点の鉛直変位関係を実験結果と併せて示す。溶接初期不整を考慮しない場合の縦曲げ最終強度は、実験結果と比較して、提案手法では約 13.5～15.5%高め、FEM 解析では約 11.7%高めとなった。

なお、LS-DYNA による逐次崩壊解析の精度は、全エネルギの初期エネルギに対する比（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ている。

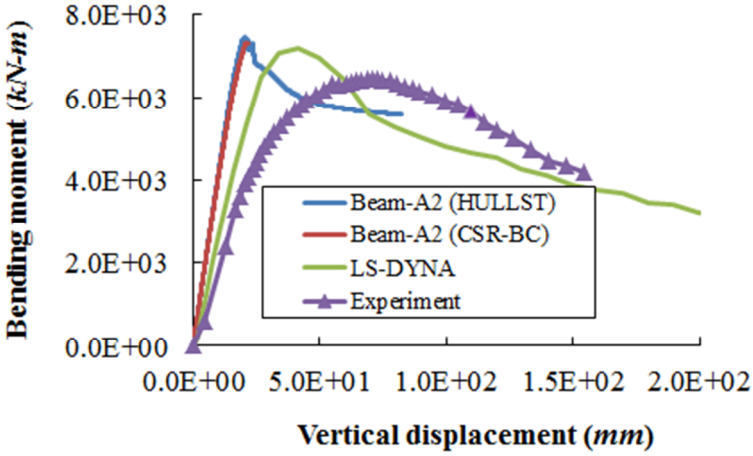


Fig. 6.3.14 Bending moment − vertical displacement relationships without considering initial imperfections

つぎに、第 6.3.2 項(5)および(7)に示した方法により、平均的な圧縮応力として船底構造に溶接残留応力を模擬した場合について、LS-DYNA による逐次崩壊解析結果を Fig. 6.3.15 に示す。実験により得られた縦曲げ最終強度は、設定圧縮応力$\sigma_{rc} = -30MPa$ と$\sigma_{rc} = -48MPa$の場合の最終強度の中間にあり、模型試験体での残留応力推定値とほぼ同等であった。

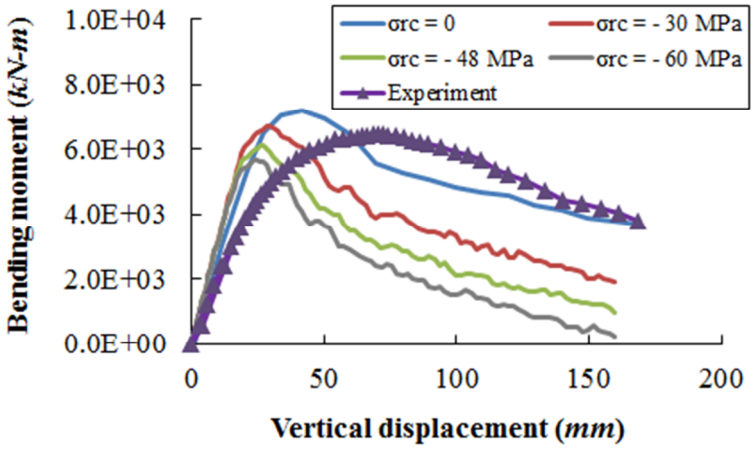


Fig. 6.3.15 Bending moment − vertical displacement relationships considering residual stresses

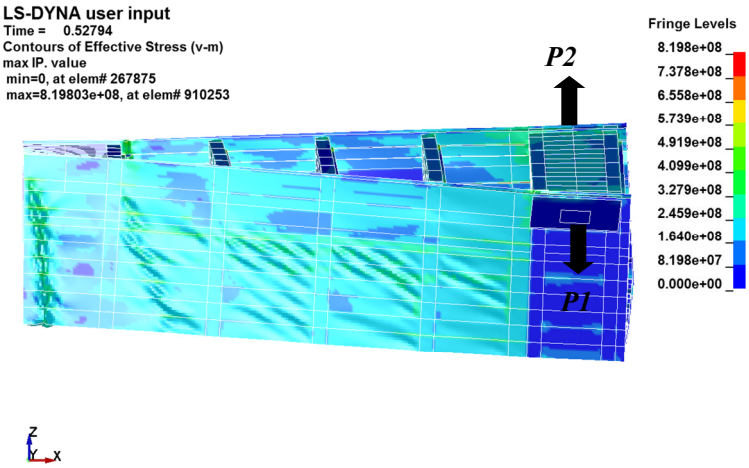
(2) 捩りが支配的な場合の逐次崩壊解析

FEM 解析により得られた縮尺模型試験体 Model-1 の崩壊モードを Fig. 6.3.16 に示す。同図から明らかなように、捩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にはならず、Hold 内を斜めに横切るものとなる。

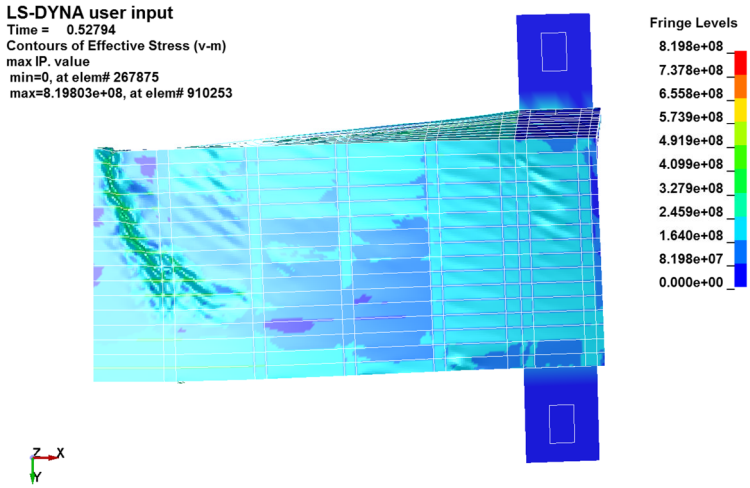
つぎに、弾性範囲内では捩りモーメントのみが作用する初期荷重条件で逐次崩壊試験を実施した試験体 Model-2 に対し、FEM 解析によって得られた船側外板および船底外板の直ひずみ ε_x および面内剪断ひずみ γ_{zx} および γ_{xy} の分布を Fig. 6.3.17 および Fig. 6.3.18 に示す。船側外板においては板厚の薄い深さ方向中央付近において、船底外板においては船側外板に近い領域で面内剪断ひずみが大きくなっている。

Fig. 6.3.17 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、その大きさは最大で 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拡がっている。

その後、Fig. 6.3.18 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、最大捩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（Fig. 2.3.4(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。最大捩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。

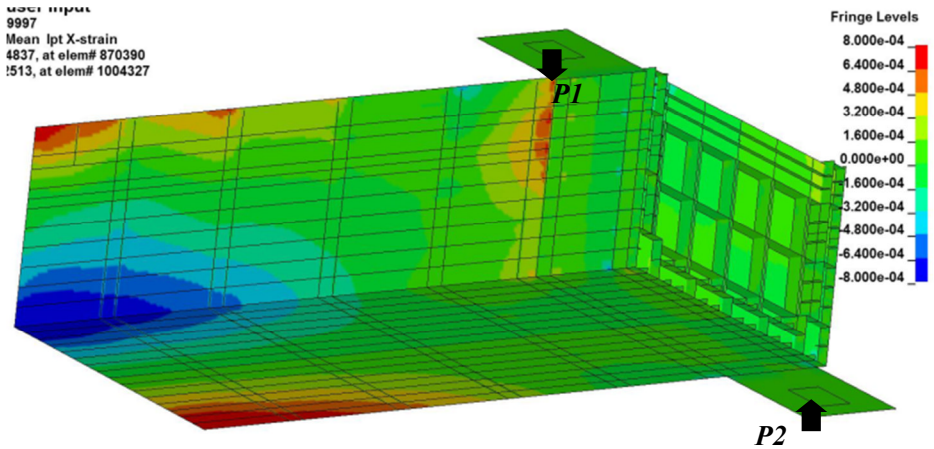


(a) Side shell

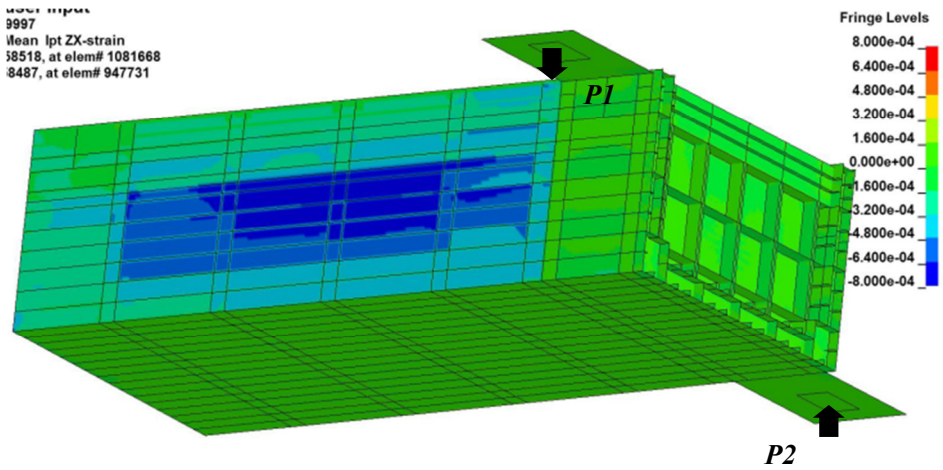


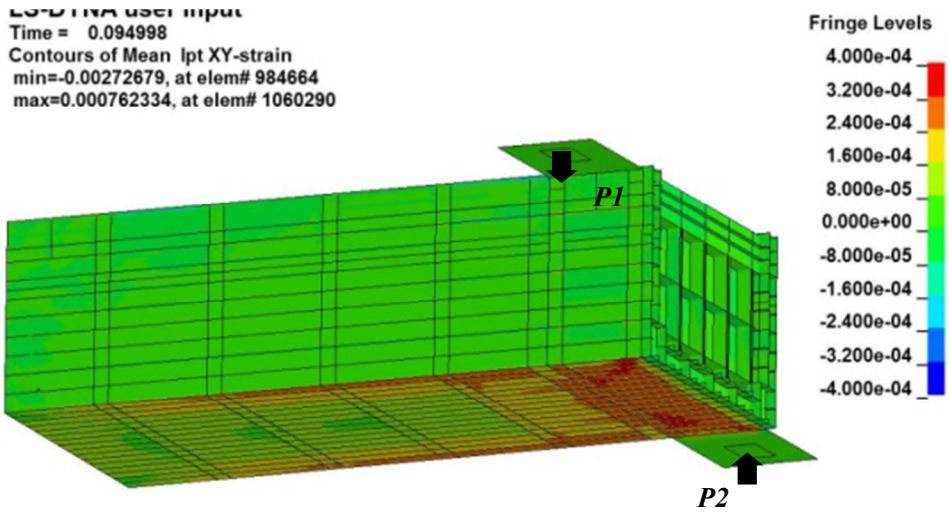
(b) Outer bottom

Fig. 6.3.16 Collapse modes of Model-1 by finite element analysis



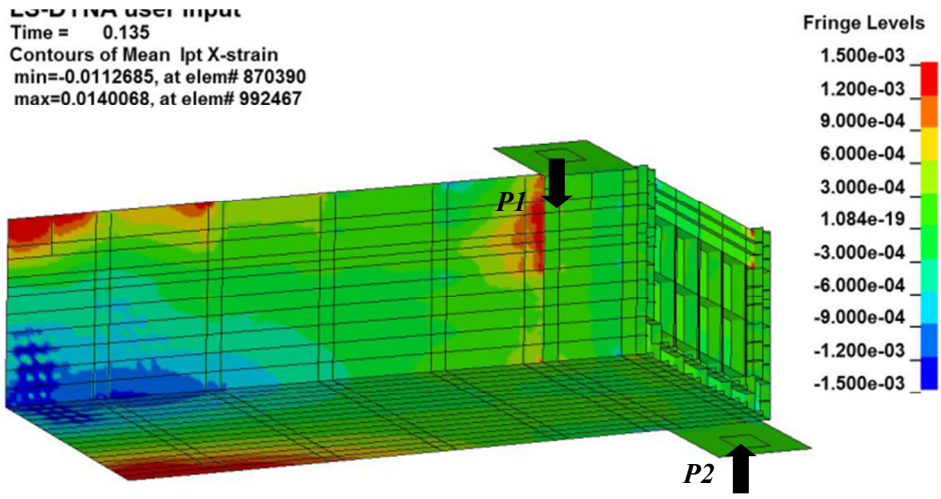
(a) Normal strain, ε_x



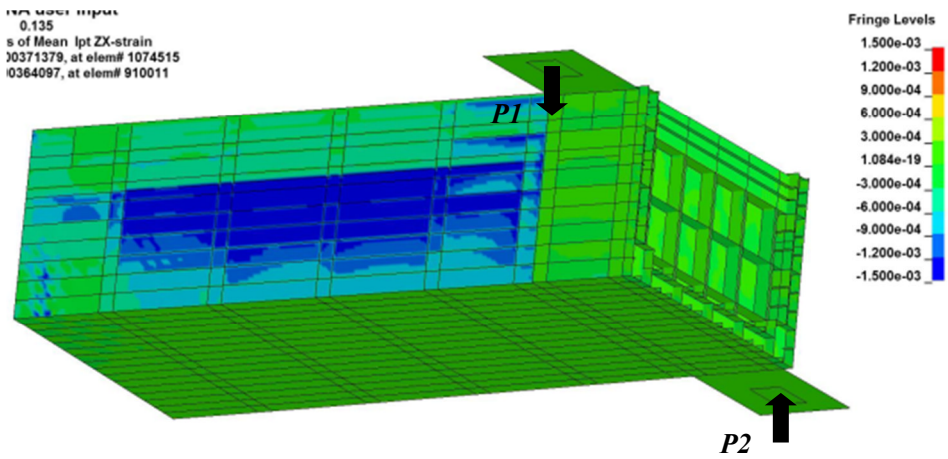


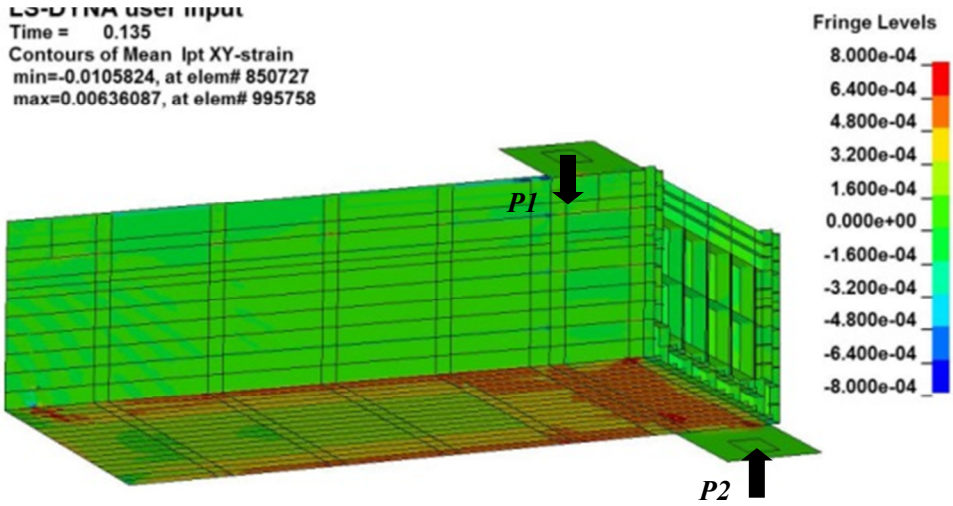
(b) Shear strain, γ_{zx} and γ_{xy}

Fig. 6.3.17 Distribution of longitudinal normal strain and shear strain under pure torsion ($T/TU = 0.6$)



(a) Normal strain, ε_x





(b) Shear strain, γ_{zx} and γ_{xy}

Fig. 6.3.18 Distribution of longitudinal normal strain and shear strain under pure torsion (T/TU = 1.0)

(3) 縦曲げおよび捩りに関する最終強度相関関係

提案手法では、初めに、弾性範囲内で捩りモーメントを負荷し、その後、自由端に垂直変位を加えることによって縦曲げによる逐次崩壊解析を実施する。初期捩りモーメントの大きさを変えた逐次崩壊解析結果を Fig. 6.3.19 中に○印で示す。

一方、FEM 解析によって得られた固定端における曲げおよび捩りモーメントの相関関係を Fig. 6.3.19 中に曲線で示す。FEM 解析では、荷重点における強制変位の大きさを左右両舷で変え、曲げと捩りを同時に作用させる。なお、図中の曲げモーメント M および捩りモーメント T は、それぞれ、縦曲げ最終強度 MU (= 7.20×10^3 $kN\text{-}m$)および捩り最終強度 TU (= 2.55×10^3 $kN\text{-}m$) によって無次元化されている。

捩りモーメントと比較して曲げモーメントが支配的な場合には、本簡易解析手法によって得られた最終強度は、FEM 解析による結果と良い相関を示す。しかしながら、初期捩りモーメントが増加するにつれて、提案手法は縦曲げ最終強度を低めに推定している。この理由として、提案手法では、捩りによって生じる剪断応力の影響を、断面構成要素の降伏強度を低下させることにより考慮しているが、剪断応力が大きくなるにつれて過大に影響を評価してしまうためである（Appendix B 参照）。また、本解析条件のように崩壊断面が固定端に近くなる場合、シェル要素を用いた FEM 解析では、固定端の拘束効果が大きくなるため、縦曲げ最終強度が大きめになると考えられる。このように、現状では、提案手法に明らかな適用限界が存在するが、曲げと捩りの複合荷重下における船体梁の縦曲げ最終強度を簡便に解析可能であることが明らかになった。

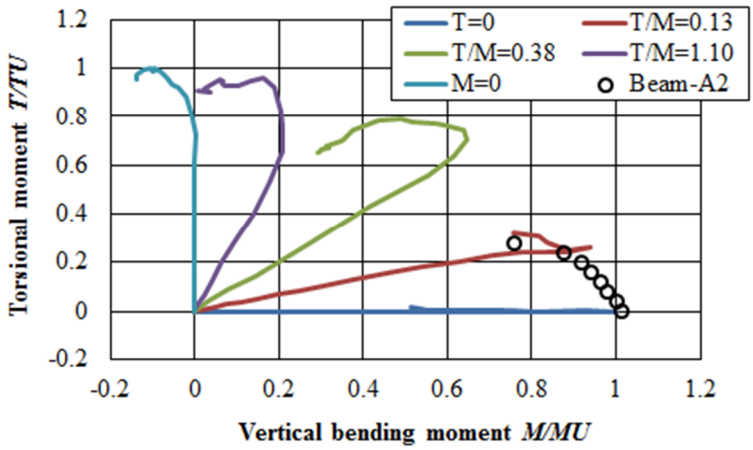


Fig. 6.3.19 Correlative relationship between bending and torsional moment

6.4　実コンテナ船への適用

6.4.1　梁要素モデル化と解析条件

提案手法を実コンテナ船の弾性解析、並びに、捩りの影響を考慮した縦曲げ逐次崩壊解析に適用し、解析結果を FEM 解析（LS-DYNA および MSC.Nastran）結果と比較する。

(1) 解析対象

解析対象を Fig. 6.4.1 に示すポストパナマックス型コンテナ船（5,250TEU）とする。その主要目および設計船速を Table 6.4.1 に示す。

(2) 解析対象船の梁要素モデル化

対象船を薄肉断面梁とみなし、Fig. 6.4.2 および Fig. 6.4.3 に示すように、2 種類の梁要素モデルでモデル化する。全船モデル Beam-A は、F.P.から A.P までの全船を対象とし、5 ホールドモデル Beam-B は、No. 2 ～ No.6 カーゴホールドを含む範囲をモデル化する。なお、要素節点は横隔壁位置とするが、捩り荷重下において反り応力の変化が大きくなると考えられる機関室前方 4.35m の位置に節点を設ける（Beam-A の節点 6 および Beam-B の節点 2）。

また、梁要素の断面(1)～断面(16)の形状を Fig. 6.4.4 に示すが、すべての梁要素は要素内で一様断面を仮定する。なお、Fig. 6.4.4 中の赤線は断面を構成するハードコーナー要素を示し、白線は板要素または防撓パネル要素を示す。

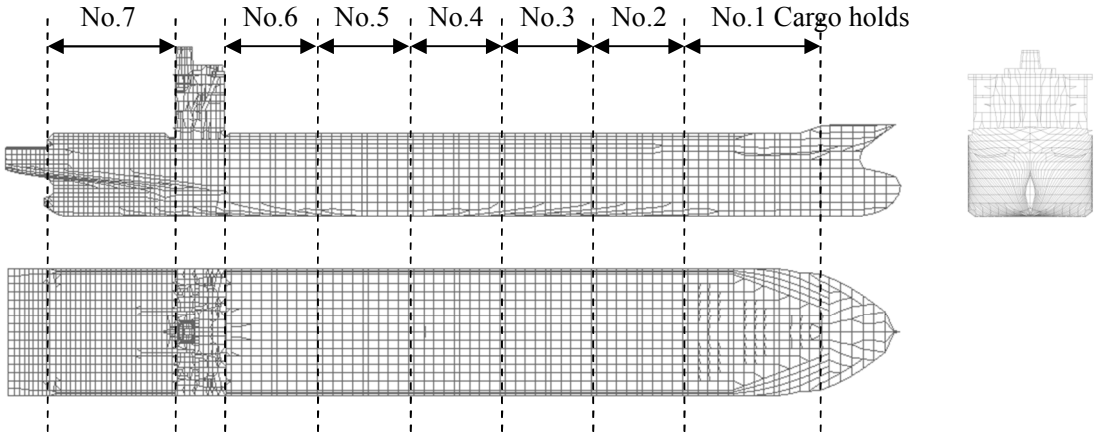
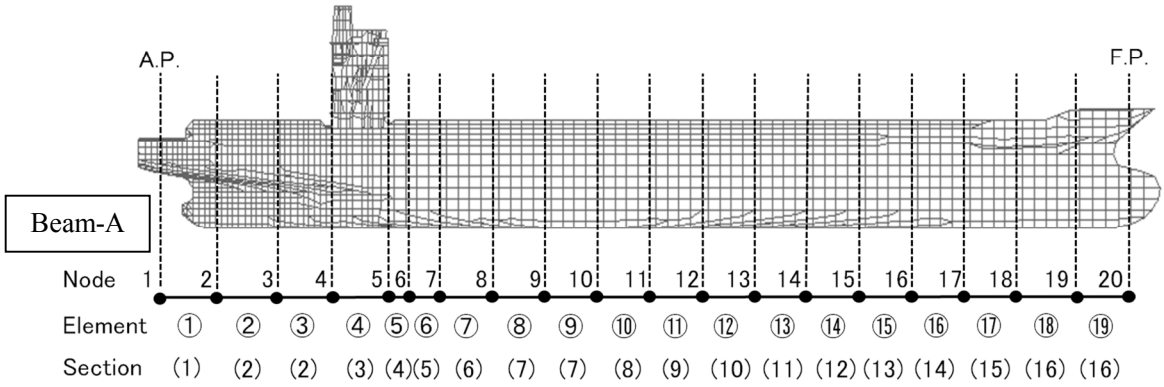


Fig. 6.4.1 Post–Panamax container ship (5,250TEU)

Table 6.4.1 Principal dimensions and design speed

Length, L_{pp}	Breadth, B	Depth, D_s	Draft, d_f	Speed, V
267.00 *m*	39.80 *m*	23.60 *m*	12.50 *m*	29.4 *knot*



(a) Range of modelling

(b) Treatment of the effect of bulkhead and side shell structure

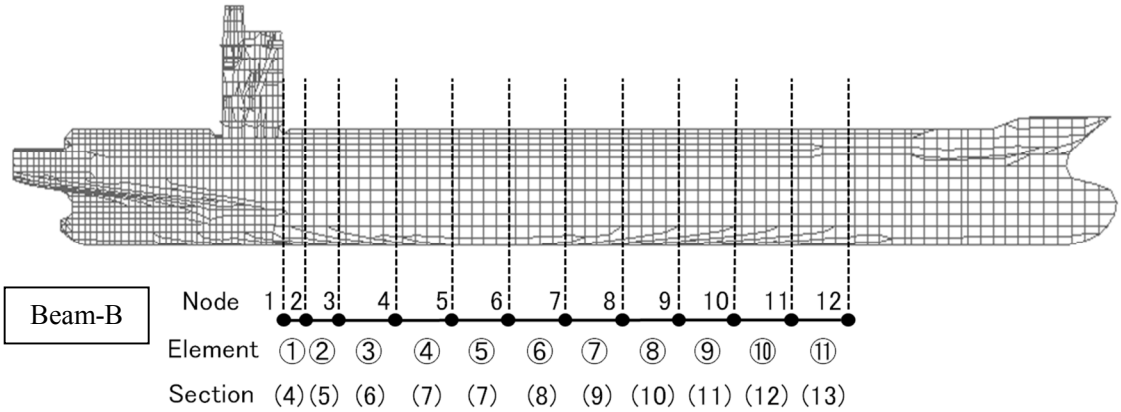
Beam models	Element No.	Consideration for the effects of BHD or S.S.	
	① to ⑲	Bulkhead	Side shell
Beam-A1	Open section	×	×
Beam-A2	Open section	○	×
Beam-A3	Open section	○	○

Note; ○: considered, ×: not considered

(c) Length of beam elements

Element No.	① to ③	④	⑤	⑥	⑦ to ⑰	⑱, ⑲
Length (*m*)	15.0	18.3	4.35	10.0	14.35	15.75
Frame space (*mm*)	800	800	800	800	800	800

Fig. 6.4.2 Modelling of beam elements for a 5,250 TEU container ship (Beam-A; full model)



(a) Range of modelling

(b) Treatment of the effect of bulkhead and side shell structure

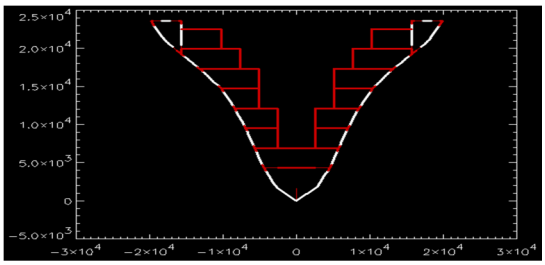
Beam models	Element No.	Consideration for the effects of BHD or S.S.	
	① to ⑪	Bulkhead	Side shell
Beam-B1	Open section	×	×
Beam-B2	Open section	○	×
Beam-B3	Open section	○	○

Note; ○: considered, ×: not considered

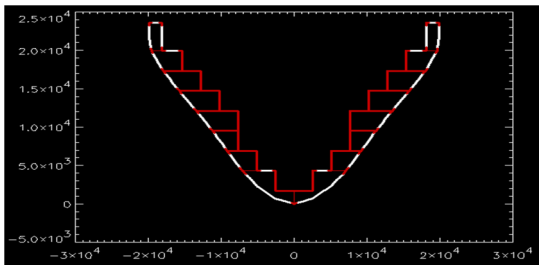
(c) Length of beam elements

Element No.	①	②	③ to ⑪
Length (*m*)	4.35	10.00	14.35
Trans. space (*m*)	3.20	3.20	3.20

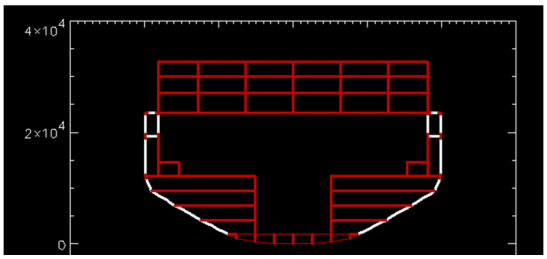
Fig. 6.4.3 Modelling of beam elements for a 5,250 TEU container ship (Beam-B; 5-hold model)



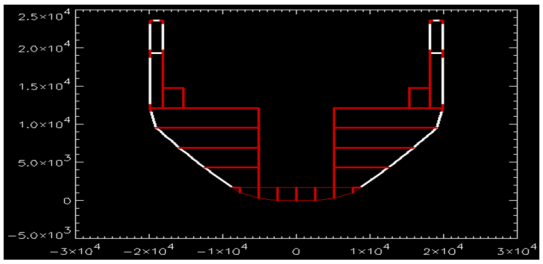
Section (1)



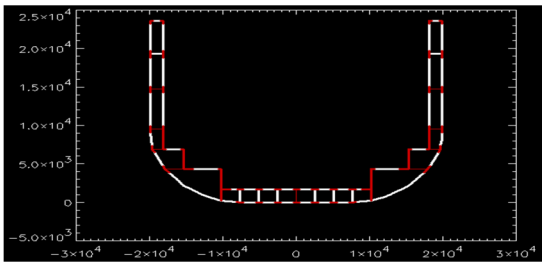
Section (2)



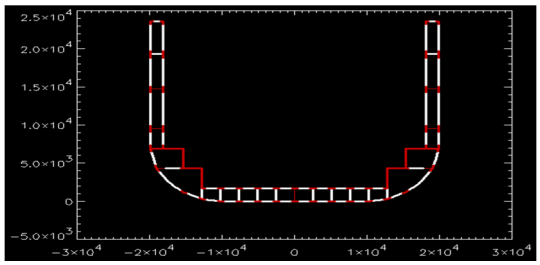
Section (3)



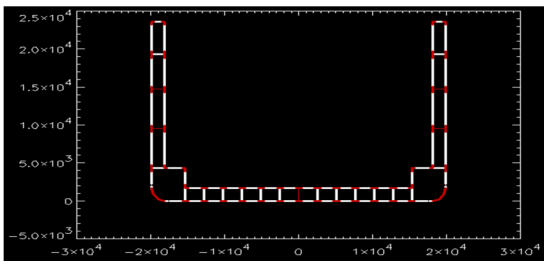
Section (4)



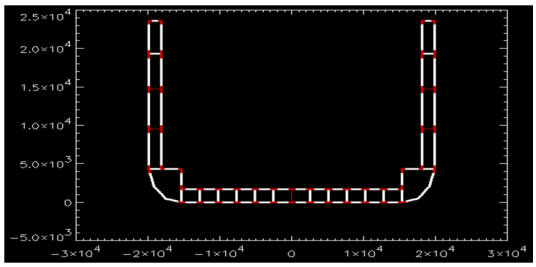
Section (5)



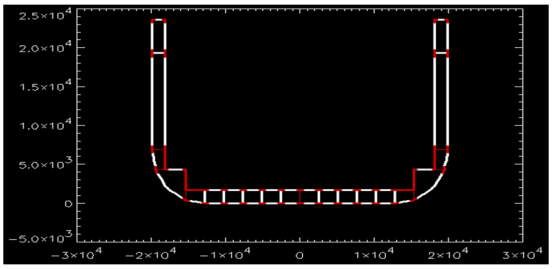
Section (6)



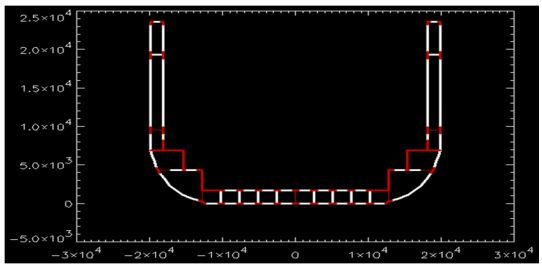
Section (7)



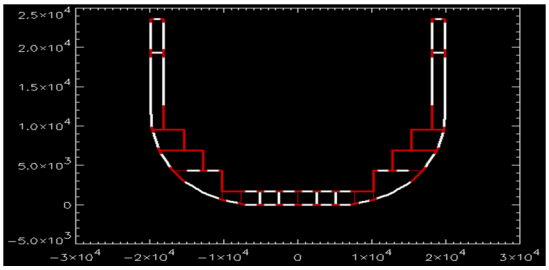
Section (8)



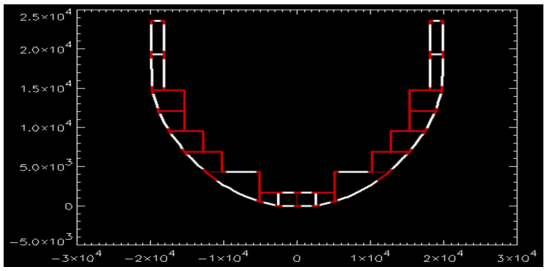
Section (9)



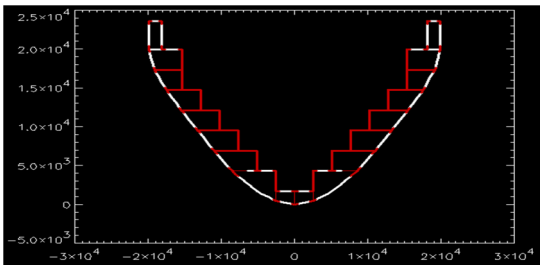
Section (10)



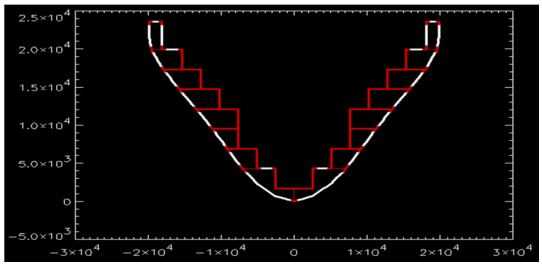
Section (11)



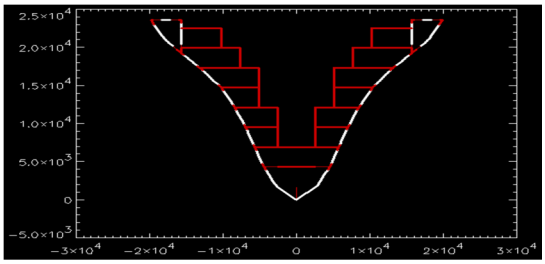
Section (12)



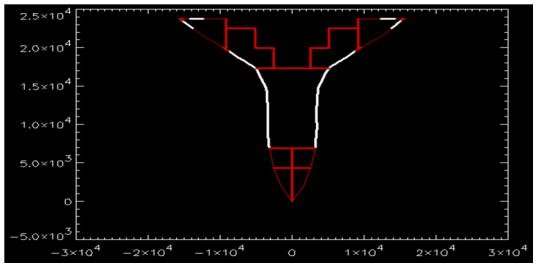
Section (13)



Section (14)



Section (15)



Section (16)

Fig. 6.4.4 Division of cross-section by plate, stiffened panel and hard corner elements

(3) 境界条件

弾性解析においては、全船モデル（Beam-A ; Fig. 6.4.2 参照）に対しては、日本海事協会の船体曲げ捩り強度評価ガイドライン [4] に示されている支持条件に準じる。すなわち、A.P.（節点 1）においてすべての並進変位と捩れ角を拘束し、F.P.（節点 20）において水平方向および鉛直方向の並進変位を拘束する。また、これらの節点と隣り合う節点 2 および節点 19 においても水平方向変位を拘束する。

一方、5 ホールドモデル（Beam-B ; Fig. 6.4.3 参照）に対しては、機関室前方断面（節点 1）に固定条件を課してすべての自由度を拘束し、最前方の荷重点（節点 12）において 2 とおりの境界条件を課す。第 1 は、自由端としてすべての自由度を拘束しない境界条件であり、第 2 は、後述する 5 ホールドモデルの FEM 解析において、モデル最前方に剛体板を設置する条件に合わせたものである。すなわち、最前方の荷重点（節点 12）において、水平軸（x

軸）および垂直軸（y 軸）まわりの回転、並びに、捩れ率（θ_z'）を拘束する境界条件である。

以上の境界条件をまとめて、Table 6.4.2 に示す。

Table 6.4.2 Boundary conditions for beams A and B

(a) Beam-A

	u	v	w	θ_x	θ_y	θ_z	θ_z'
A.P. (Node 1)	○	○	○			○	
Node 2	○						
Node 19	○						
F.P. (Node 20)	○	○					

(b) Beam-B

	u	v	w	θ_x	θ_y	θ_z	θ_z'
E.R. (Node 1)	○	○	○	○	○	○	○

or

	u	v	w	θ_x	θ_y	θ_z	θ_z'
E.R. (Node 1)	○	○	○	○	○	○	○
L.P. (Node 12)				○	○		○

Note, ○: Constraint, E.R.=Engine room, L.P.=Load point

(4) 荷重条件

全船モデル（Beam-A）に対しては、船体曲げ捩り強度評価ガイドライン[4)]による曲げモーメント分布および捩りモーメント分布を生じさせる節点荷重を負荷する。

一方、片持ち条件を課す 5 ホールドモデル（Beam-B）に対しては、自由端への集中荷重（曲げモーメントおよび捩りモーメント）、並びに、上記と同様のガイドライン荷重に応じた節点荷重を負荷することとする。

(5) 鋼材特性

解析対象船においては、軟鋼（MS）および 2 種類の高張力鋼（YP32 および YP36）が使用されている。ただし、外板および内構材のほとんどは高張力鋼である。梁要素モデルに

おいては、それらの鋼材特性として、降伏点を規格最小値とした弾完全塑性材料を仮定する。Table 6.4.3 に解析に用いる鋼材物性値を示す。

Table 6.4.3 Material properties of steel

Young's modulus		206,000 *MPa*
Poisson's ratio		0.3
Mass density		0 ton/m^3
Yield stress	MS	235 *MPa*
	YP32	315 *MPa*
	YP36	355 *MPa*

(6) 初期たわみおよび溶接残留応力

弾性解析においては、初期たわみおよび溶接残留応力をともに考慮しない。捩りの影響を考慮した縦曲げ崩壊解析では、第 2 ステップの Smith の方法に基づく逐次崩壊解析において、CSR-BC の算式による場合は両者とも考慮せず、矢尾らの HULLST [6, 7] を用いる場合には、溶接残留応力は考慮しないが、Table 6.4.4 に示す初期たわみをパネルおよび防撓材に設定する。

Table 6.4.4 Initial deformation considered in progressive collapse analysis by HULLST

Panel	Stiffener	
	Vertical bending	Tripping
t_p / 200	a / 2000	a / 2000

Note: t_p = panel thickness, a = trans. space

(7) 横隔壁の剛性計算

コンテナ船の横隔壁が船体の捩り変形に及ぼす影響を考慮するため、第 6.3.1 項 (7) と同様に、第 4 章および Appendix A に示した方法により、横隔壁を構成するスツール部およびスツール下の板部（格子桁）の単位長さ当たりの曲げ剛性を計算する。解析対象船のこれらの構造詳細をそれぞれ、Table 6.4.5、Table 6.4.6、および、Fig. 6.4.5 に示す。また、各部材の剛性計算結果を Table 6.4.7 、Table 6.4.8 および Table 6.4.9 に示す。

Table 6.4.5 Details of plate part in watertight bulkhead (unit: *mm*)

Plate thickness	Horizontal girder	Vertical girder
10	448×9 + 97×10	1750×10 + 397×18

Table 6.4.6 Details of plate part in partial bulkhead (unit: *mm*)

Horizontal girder (I-type)		Vertical girder (I-type)	
Web	Flange	Web	Flange
1750×10	197×10	1750×10	397×13

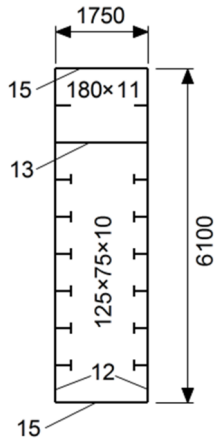


Fig. 6.4.5 Details of stool in watertight and partial bulkhead (unit: *mm*)

Table 6.4.7 Stiffness parameters of stool

Shear area A_s (mm^2)	Moment of inertia I_{sb} (mm^4)	Torsional modulus I_{ts} (mm^4)
7.53×10^4	1.31×10^{11}	5.31×10^{11}

Table 6.4.8 Stiffness parameters of watertight bulkhead girder

Girder	Moment of inertia I (mm^4)	Torsional modulus I_t (mm^4)	Girder spacing c (mm)	i (mm^3)	i_t (mm^3)
Horizontal	4.25×10^8	1.96×10^8	2.60×10^3	1.63×10^5	7.11×10^5
Vertical	2.43×10^{10}	1.71×10^{10}	2.55×10^3	9.52×10^6	—

Table 6.4.9 Stiffness parameters of partial bulkhead girder

Girder	Moment of inertia I (mm^4)	Torsional modulus I_t (mm^4)	Girder spacing c (mm)	i (mm^3)	i_t (mm^3)
Horizontal	6.90×10^9	6.03×10^9	2.60×10^3	2.65×10^5	3.79×10^6
Vertical	9.39×10^9	3.79×10^6	2.55×10^3	3.68×10^6	—

(8) 船側構造上部の曲げ剛性の計算

コンテナ船の横隔壁と船側構造との接合部における船側構造の局部曲げの影響を考慮するため、第 6.3.1 項 (8) と同様に、第 4 章および Appendix A に示した方法により、船側構造の上甲板および第 2 甲板で囲まれた部分の曲げ剛性および捩り定数を計算する。当該構造の詳細を Fig. 6.4.6 に示すが、本断面の鉛直軸回りの曲げ剛性は、$I_s = 3.60\times10^{11}$ mm^4 となる。ただし、横隔壁の間隔 l、および、横隔壁の半幅 b をそれぞれ、$l = 14.35$ m、$b = 18.12$ m として計算した。

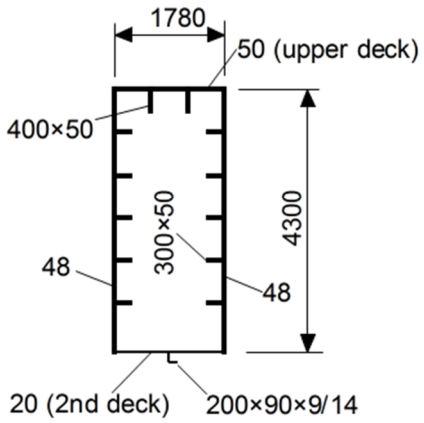


Fig. 6.4.6 Details of side shell structure (unit: *mm*)

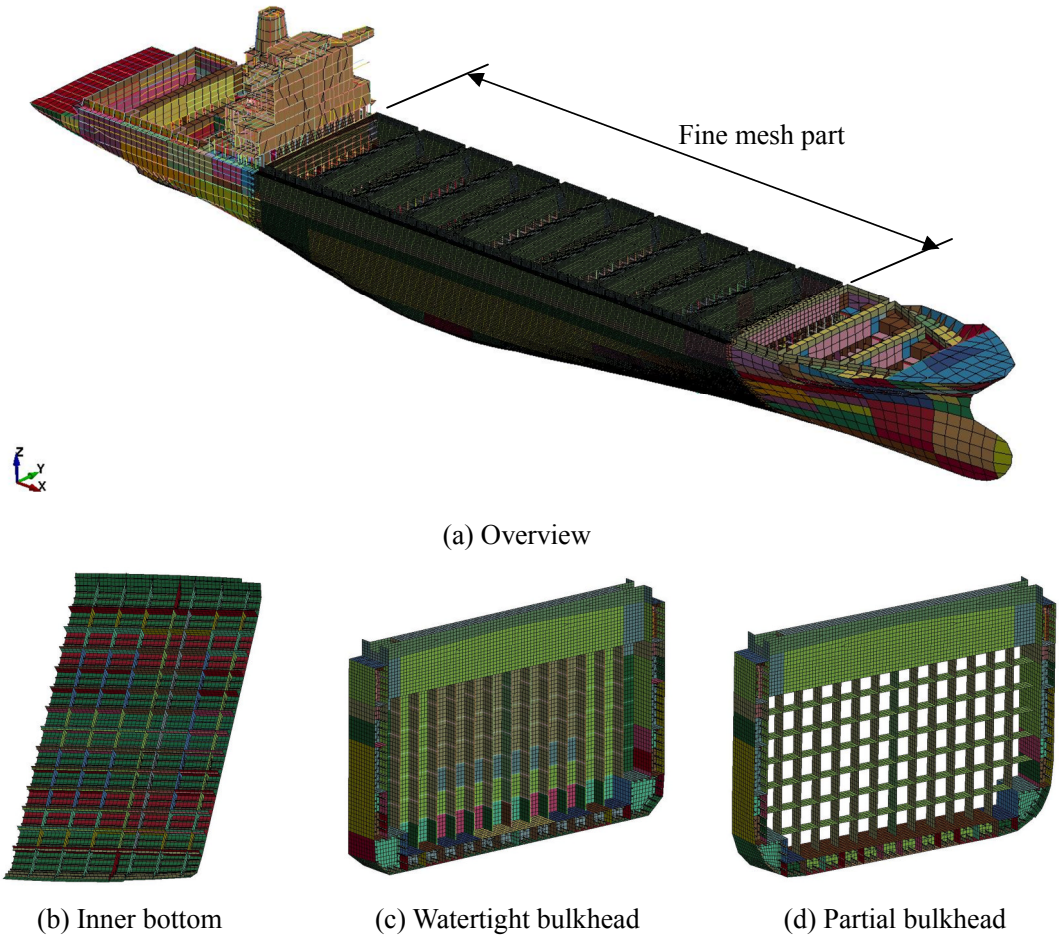
6.4.2　有限要素モデル化と解析条件

(1) 解析対象船の有限要素モデル化

解析対象船の全船有限要素モデルを Fig. 6.4.7 に示す。すべての板部分にはシェル要素（等方性を仮定）を用いた。一方、桁および防撓材に対しては、縦強度部材にはシェル要素を用いたが、それ以外の部材にはビーム要素を用いた。モデル中、機関室前方 5 ホールド（No.2～No.6 Cargo Hold）分を詳細メッシュ部とし、1 パネル当たりの分割数を 7×2 程度（メッシュサイズ = 約 450×425 *mm*）とした。それ以外の船首尾部は、さらに粗いメッシュ（1 パネル 1 要素程度）でモデル化した。この結果、モデル全体の節点数および要素数は、それぞれ、430,229 および 530,615 となった。

一方、Fig. 6.4.8 に示すように、上記有限要素モデルの詳細メッシュ部分のみを取り出し、5 ホールドモデルとする。本モデルの節点数および要素数は、それぞれ、418,051 および 497,975 である。

なお、使用したシェル要素は、Belytschko-Tsay 要素で、板厚方向の積分点を 5 層とした。全船モデルおよび 5 ホールドモデルを用いた FEM による解析条件を Table 6.4.10 に示す。



(a) Overview

(b) Inner bottom　(c) Watertight bulkhead　(d) Partial bulkhead

Fig. 6.4.7 Full model of a 5,250 TEU container ship for FEM analysis

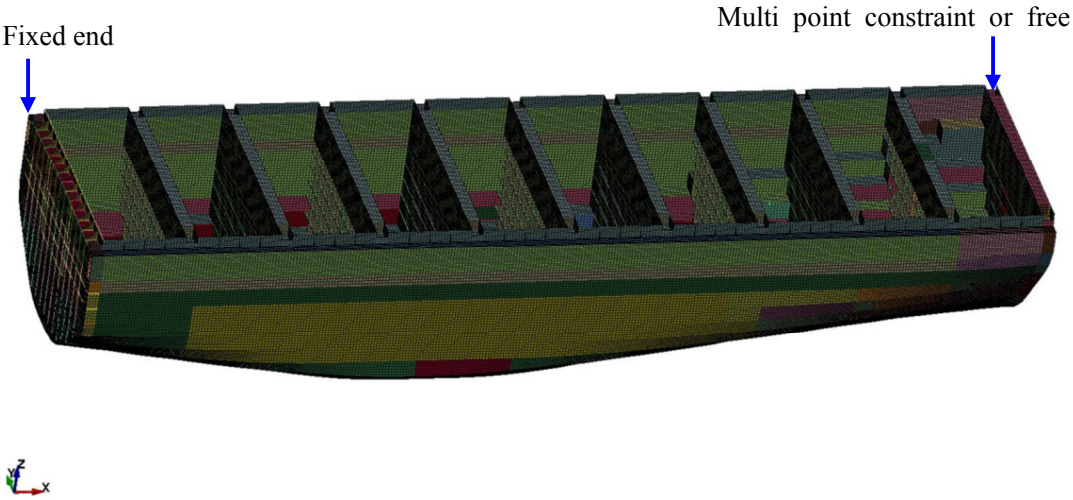


Fig. 6.4.8 5-hold model of a 5,250 TEU container ship for FEM analysis

Table 6.4.10 Analysis condition for finite element model of a container ship

FEM program		· LS-DYNA ver. 971 (Elastic and elasto-plastic analysis) · MSC.Nastran (Elastic analysis only)
Extent of model		· Longitudinal direction : A whole ship or five holds · Transverse direction : Both sides
Condition of initial imperfection		· No initial shape deformation was given · No consideration of the effects of welding residual stress
Thickness		· Gross thickness
Boundary condition		· Simply supported at fore end and aft end of the model (full model) · Cantilever condition (five-hold model)
Load condition	Container load and ballasting condition	· No consideration
	Hull weight	· Hull weight of the whole model was considered
	Sea pressure	· No consideration
	Bending moment	· Gradually increased until the hull girder was fractured in the model, i.e. the hull girder ultimate strength
	Torsional moment	· Distribution given by ClassNK Guideline [4)]

(2) 境界条件

全船モデルによる FEM 解析において設定する境界条件は、A.P.側のセンターライン上の節点においてすべての並進自由度を拘束し（$u = v = w = 0$）、F.P.側のセンターライン上の節点において水平および鉛直方向自由度を拘束する（$u = v = 0$）。

一方、5 ホールドモデルに対する境界条件は、機関室前方断面内の節点においてすべての自由度を拘束し（$u = v = w = \theta_x = \theta_y = \theta_z = 0$）、F.P.側を自由端（荷重点）とする。ここでは、u は船幅方向、v は上下方向、w は船長方向、θ_x は船幅方向軸周り、θ_y は上下方向軸周り、およびθ_z は船長方向軸回りを示す。

なお、5 ホールドモデルの F.P.側自由端の境界条件については、荷重の集中による局部変形を回避するため、剛体板を追加してその重心位置に捩りモーメントあるいは曲げモーメントを負荷する条件も設定する。

(3) 荷重条件

全船モデルおよび 5 ホールドモデルとも、所定の捩りモーメント分布および曲げモーメント分布が作用するよう、集中荷重を横隔壁上の複数節点に分散負荷する。ただし、動的陽解法 FEM 解析コードである LS-DYNA では、構造応答が収束する（すなわち、運動エネルギが 0 になる）までにある程度の時間を要するため、モデルごとに荷重の適切な作用時間および保持時間を検討し、負荷速度を決定した。

(4) 鋼材特性

使用鋼材の材料定数を Table 6.4.11 に示す。ヤング率 $E = 206\ GPa$、ポアソン比$\nu = 0.3$ とする。上甲板と船側外板上部の板材は HT36 級鋼として降伏応力を 352.8 *MPa*、その他の部材は HT32 級鋼として降伏応力を 313.6 *MPa* とする。また、防撓材は HT36 級鋼として降伏応力を 352.8 *MPa* とする。なお、材料の真応力～対数ひずみ関係を Fig.6.4.9 のように仮定するが、一部、梁要素モデルによる解析に合わせ、鋼材特性として弾完全塑性を仮定した解析も実施する。

(5) 初期たわみおよび溶接残留応力

解析対象船の有限要素モデルでは、初期たわみおよび溶接残留応力をともに考慮しない。ただし、動的陽解法 FEM 解析コードによる逐次崩壊解析では、圧縮を受ける防撓パネル等において、モデルの振動等により固有座屈モードが成長すると考えられる。

Table 6.4.11 Material properties of steel

Young's modulus		206 *GPa*
Poisson's ratio		0.3
Mass density		7.85 ton/m^3
Yield stress	MS	235.2 *MPa*
	YP32	313.6 *MPa*
	YP36	352.8 *MPa*
True stress and true strain curve		See Fig. 6.4.9

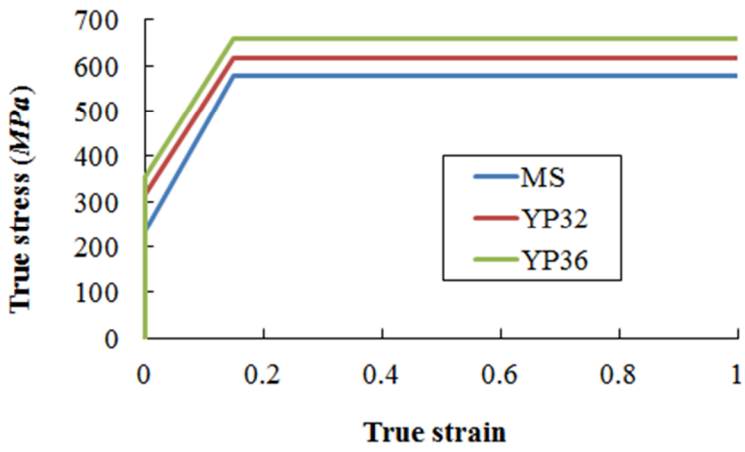


Fig 6.4.9 True stress and true strain curve

6.4.3　弾性解析による精度検証

本項では、可変断面である実コンテナ船に対する提案手法の基本的な精度を検証するため、断面変化の大きい船首尾部を除いた 5 ホールドモデル（z/L = 0.237～0.775）に対して、片持ち条件を課した弾性縦曲げおよび弾性捩り解析を実施する。

(1) 縦曲げ解析

5 ホールド梁要素モデル（beam-B3；Fig. 6.4.3 参照）、並びに、5 ホールド有限要素モデル（Fig. 6.4.7 参照）を用いて、弾性範囲内で縦曲げ解析を実施する。機関室前方壁に固定条件を課し、143.5 *m* 前方位置を荷重点として、$M_b = 1.00 \times 10^5$ *kN-m* のホギング縦曲げモーメントを負荷する。

- **曲げ変形**

LS-DYNA を用いた準静的解析によって得られた鉛直方向変位の船長方向分布を

Fig.6.4.10 に示す。

また、梁要素モデル、LS-DYNA および MSC.Nastran によって得られた縦曲げ変形の船長方向分布を Fig. 6.4.11 に示す。同図より、弾性範囲内の縦曲げ変形に対して、梁要素モデルによる解析結果が FEM 解析結果とほぼ一致することがわかる。

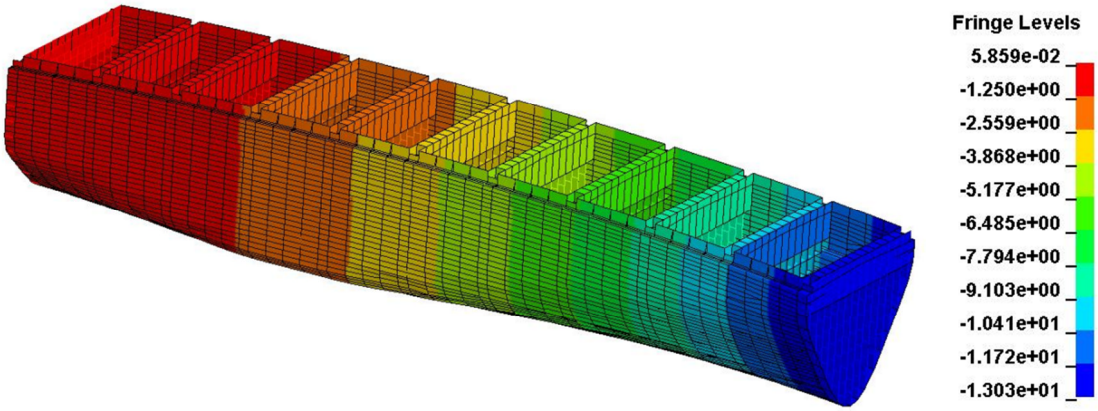


Fig. 6.4.10 Contour of vertical displacement calculated by LS-DYNA ($M_b = 1.00 \times 10^5$ *kN-m*)

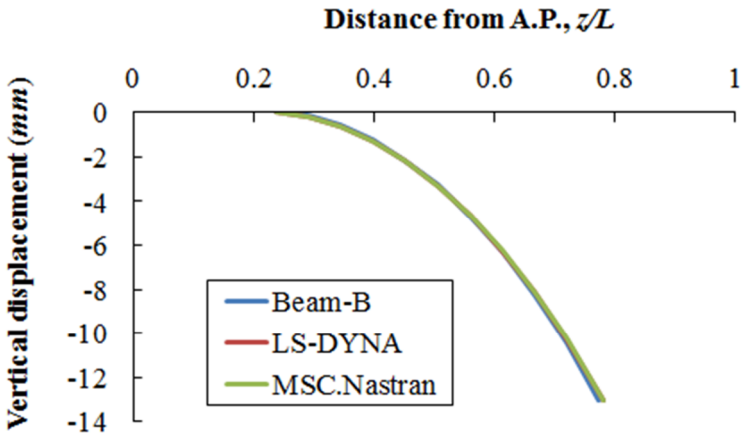


Fig. 6.4.11 Distribution of vertical displacement under bending ($M_b = 1.00 \times 10^5$ *kN-m*)

● **曲げ応力**

つぎに、縦曲げモーメント M_b によって外板に生じる曲げ応力分布を比較する。Fig. 6.4.12 に LS-DYNA 解析により得られた曲げ応力分布を示す。また、Fig. 6.4.3 に示した梁要素①～④に生じる曲げ応力の断面内分布を、それぞれの要素の長さ方向中央断面位置における

LS-DYNA 解析結果と比較して Fig. 6.4.13 に示す。ただし、図中の黒線は対応断面の外形を示すものである。梁要素②の応力分布は LS-DYNA による解析結果と差が見られるが、他の要素では良い相関を示している。この理由として、梁要素②は要素長さ（10.00 *m*）に対して断面変化が大きいため、要素内の平均的な応力として計算される梁要素内の応力値と、*z/L* = 0.272 の断面における LS-DYNA による応力値とが一致しないためと考えられる。

以上より、弾性範囲内における縦曲げ解析に関しては、梁要素モデルによる解析結果が FEM 解析結果と良い相関を示すことが明らかになった。

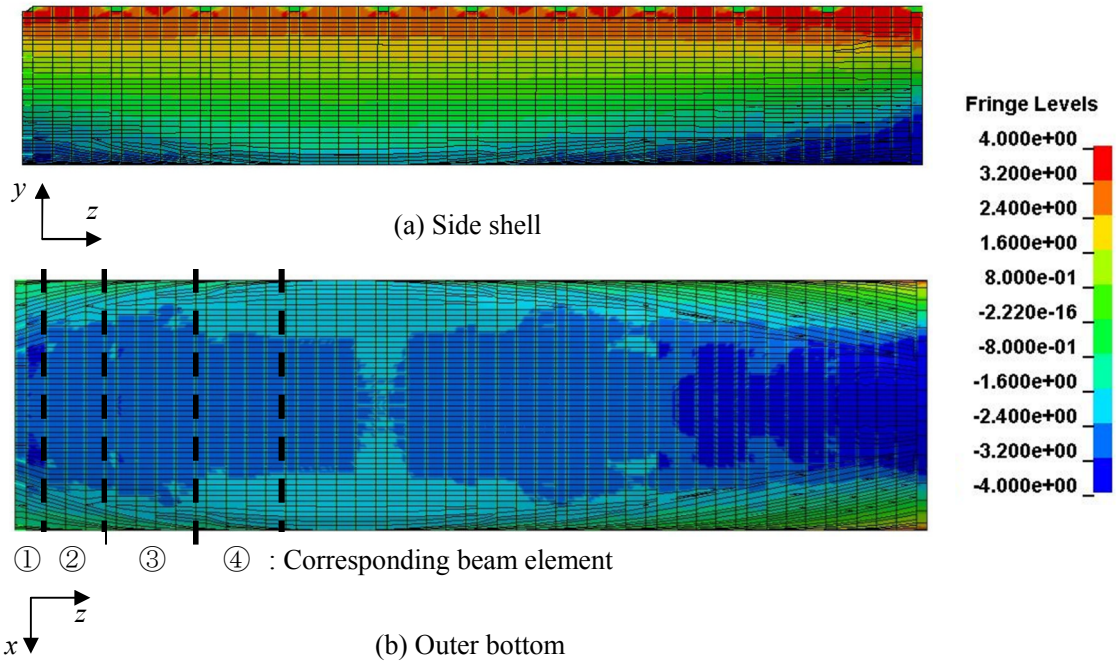
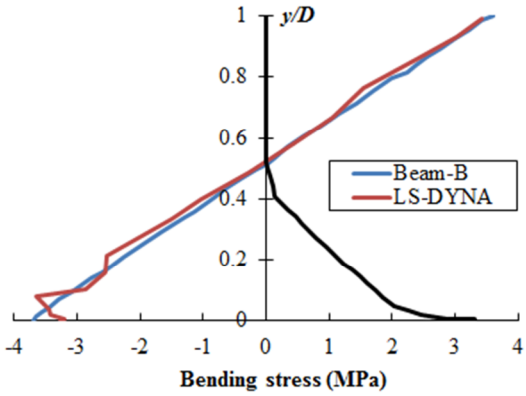
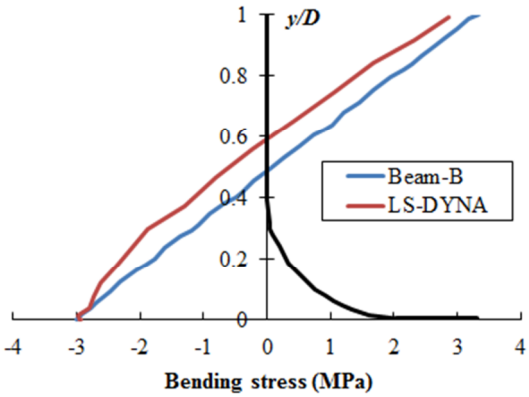


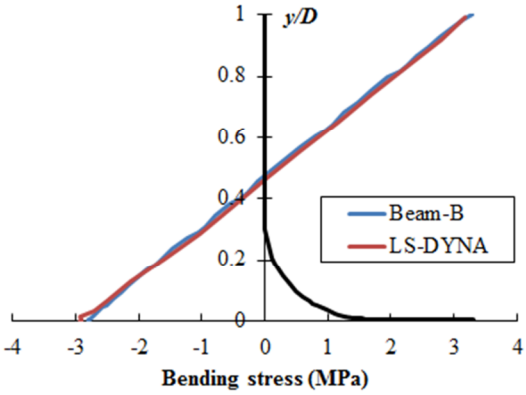
Fig.6.4.12 Contour of membrane bending stress calculated by LS-DYNA ($M_b = 1.00 \times 10^5$ *kN-m*)



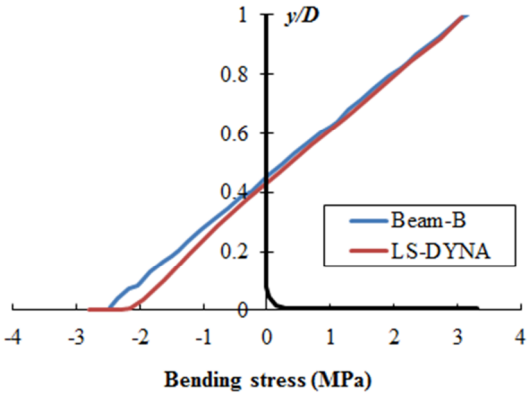
(a) Element ① (z/L = 0.237～0.253)



(b) Element ② (z/L = 0.253～0.291)



(c) Element ③ (z/L = 0.291～0.345)



(d) Element ④ (z/L = 0.345～0.398)

Fig. 6.4.13 Distribution of membrane bending stress in beam models ($M_b = 1.00 \times 10^5$ *kN-m*)

(2) 捩り解析（横隔壁の影響および船側構造の局部曲げの影響を考慮しない場合）

縦曲げ解析と同様に、弾性範囲内で捩り解析を実施する。まず、横隔壁の影響および船側構造の局部曲げの影響を考慮しない梁要素モデル（Beam-B1）、並びに、5 ホールド有限要素モデルに対し、荷重点に $M_t = 1.19 \times 10^4$ *kN-m* の捩りモーメントを負荷する。なお、有限要素モデルにおいては、捩りモーメントの負荷によって生じる荷重点を含む横断面内での変形を抑制するため、モデル自由端のみ横隔壁を残し、他の横隔壁を構成するすべての要素を除去する。

LS-DYNA 解析によって得られた鉛直方向変位の分布を Fig.6.4.14 に示す。また、梁要素モデルおよび LS-DYNA によって得られた捩れ変形の船長方向分布を Fig. 6.4.15 に示す。なお、LS-DYNA の捩れ角は、左右両舷側の上下方向変位の差を当該断面の幅で除すことにより求めた。同図より、横隔壁および船側構造の局部曲げの影響を考慮しない場合の捩れ変形に対して、梁要素モデルによる解析結果が FEM 解析結果とほぼ一致することがわかる。

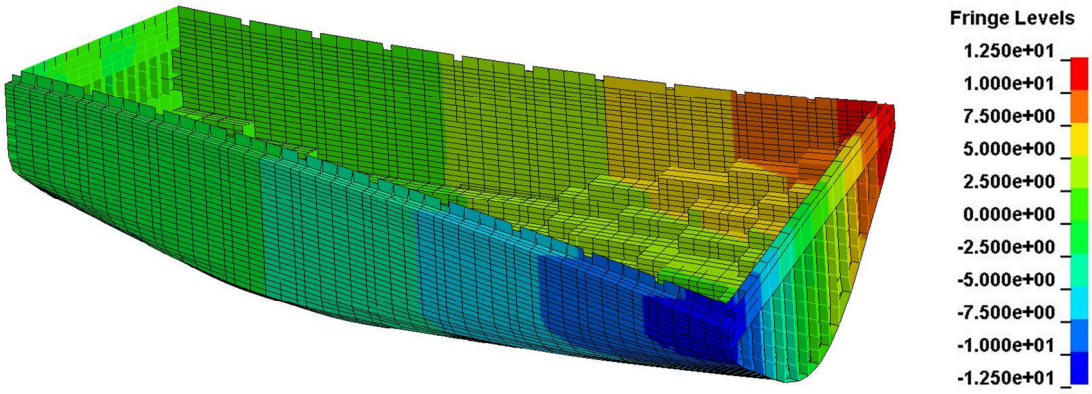


Fig. 6.4.14 Contour of vertical displacement calculated by LS-DYNA ($M_t = 1.19 \times 10^4$ *kN-m*)

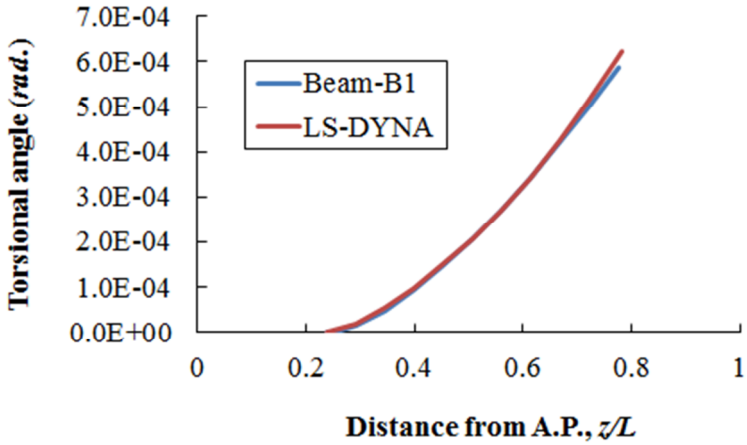


Fig. 6.4.15 Distribution of torsional angle under torsion ($M_t = 1.19 \times 10^4$ *kN-m*)

(3) 捩り解析（横隔壁の影響および船側構造の局部曲げの影響を考慮する場合）

横隔壁の影響および船側構造の局部曲げの影響を考慮する梁要素モデル（Beam-B3）に対し、荷重点に $M_t = 1.19 \times 10^4$ *kN-m* の捩りモーメントを負荷する解析を実施する。この際、FEM 解析では、モデル先端の横隔壁を含む断面において、捩りモーメント M_t を生じさせる上下逆向きの集中荷重を船側構造上部の節点に分散して与える。

● **捩れ変形**

LS-DYNA 解析によって得られた鉛直方向変位の船長方向分布を Fig.6.4.16 に示す。また、第 4 章に示した船側構造上部および横隔壁スツール部の曲げ変形に起因するそれぞれの傾斜角の比率 r（$= \theta_1 / \theta_2$）をパラメータとして、梁要素モデルにより解析した捩れ角の船長方向分布を FEM 解析結果と比較して Fig.6.4.17 に示す。さらに、Fig. 6.4.17 に示した荷重点

における捩れ角を種々のパラメータ r に対して解析した結果を Fig. 6.4.18 に示す。同図より、船側構造の曲げ変形を考慮した梁要素モデル解析結果は、$r = 0.1$、すなわち、船側構造上部の回転角 θ_1 が横隔壁スツール部の回転角 θ_2 の 10% と仮定した場合に、LS-DYNA および MSC.Nastran による解析結果と良い相関を示す。このとき、式(4.5.12)の係数 k_c は、$k_c = 0.735$（$k_c^2 = 0.540$）となり、船側構造上部および横隔壁スツール部の結合部に仮定した回転バネのバネ定数 k_ϕ は、$k_\phi = 6.88 \times 10^6$ *kN-m / rad* となる。そこで、以降の解析対象船の梁モデル解析においては、$k_c = 0.735$ を用いて解析を行うこととする。

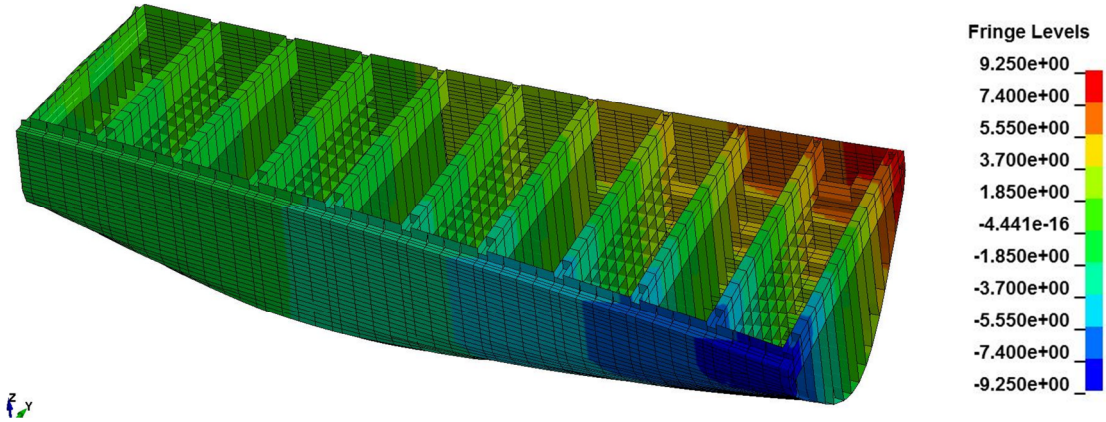


Fig. 6.4.16 Contour of vertical displacement calculated by LS-DYNA ($M_t = 1.19 \times 10^4$ *kN-m*)

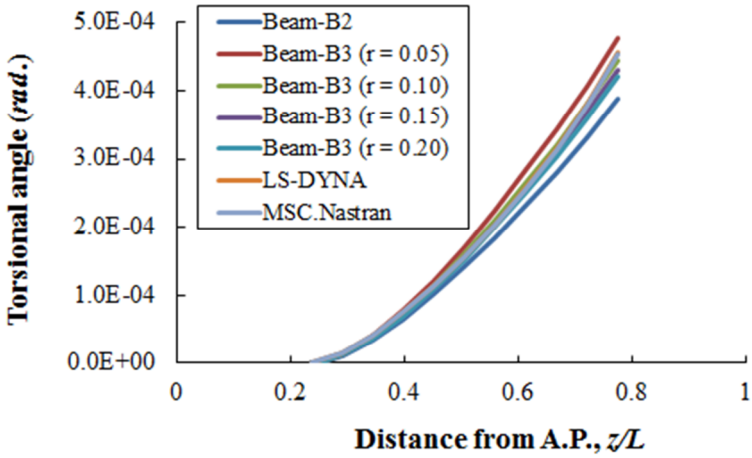


Fig. 6.4.17 Distribution of torsional angle under torsion ($M_t = 1.19 \times 10^4$ *kN-m*)

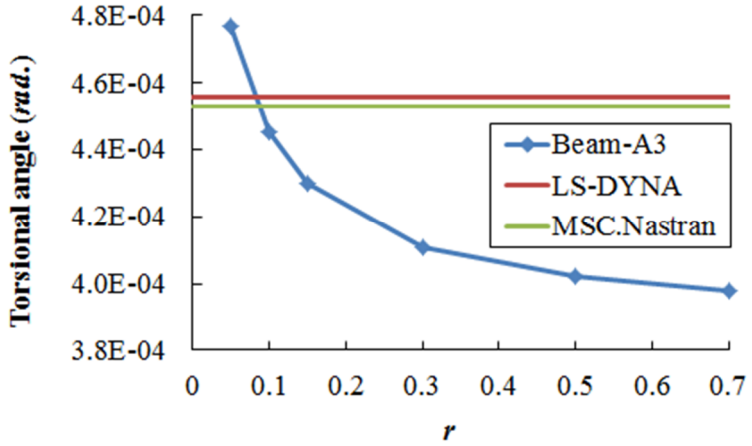


Fig. 6.4.18 Relationships between parameter "*r*" and torsional angle ($M_t = 1.19 \times 10^4$ *kN-m*)

● **捩りによる反り応力**

つぎに、捩りモーメント M_t によって外板に生じる反り応力分布を比較する。Fig. 6.4.19 に LS-DYNA 解析により得られた反り応力分布を示す。また、Fig. 6.4.3 に示した梁要素①～④に生じる反り応力の断面内分布を、それぞれの要素の長さ方向中央断面位置における LS-DYNA 解析結果と比較して Fig. 6.4.20 に示す。曲外板の多い梁要素①の反り応力分布はやや差が見られるが、他の要素では良い相関を示している。同図より、反り応力に関しても梁要素モデルによる解析結果が FEM 解析結果と良い相関を示すことがわかる。

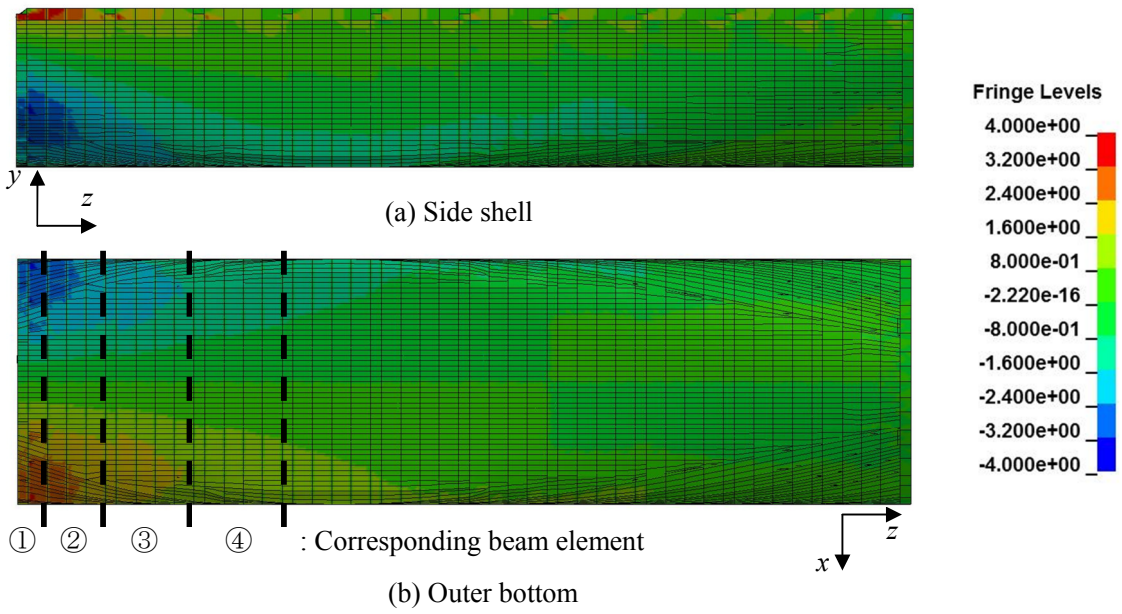
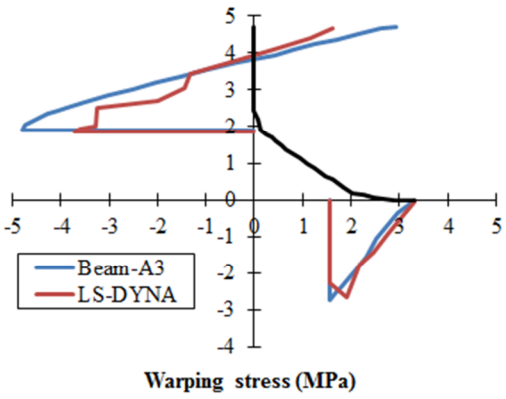
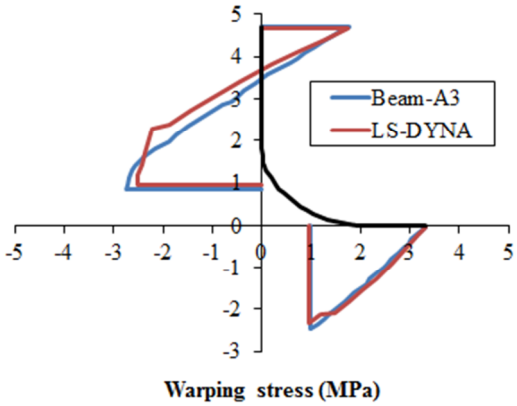


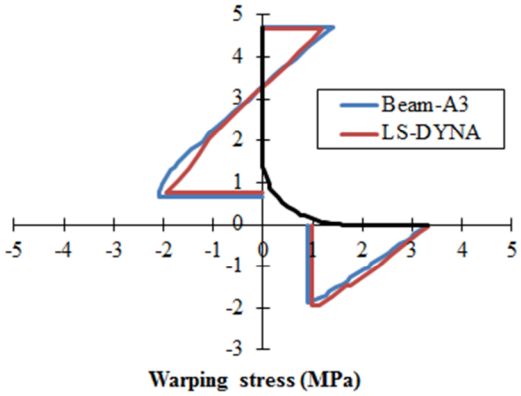
Fig. 6.4.19 Contour of longitudinal membrane stress calculated by LS-DYNA



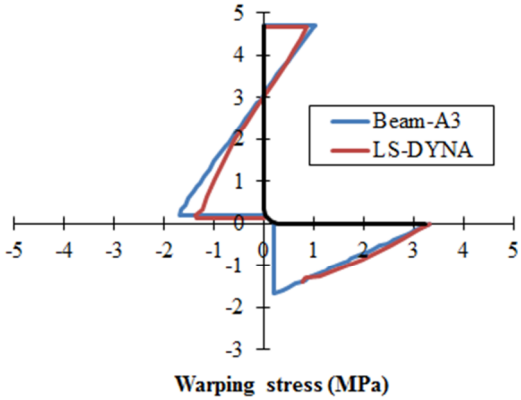
(a) Element ① (z/L = 0.237～0.253)



(b) Element ② (z/L = 0.253～0.291)



(c) Element ③ (z/L = 0.291～0.345)

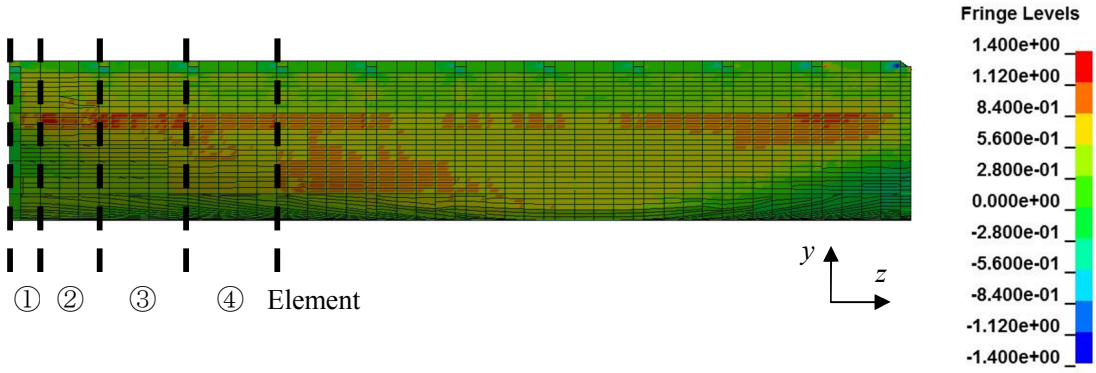


(d) Element ④ (z/L = 0.345～0.398)

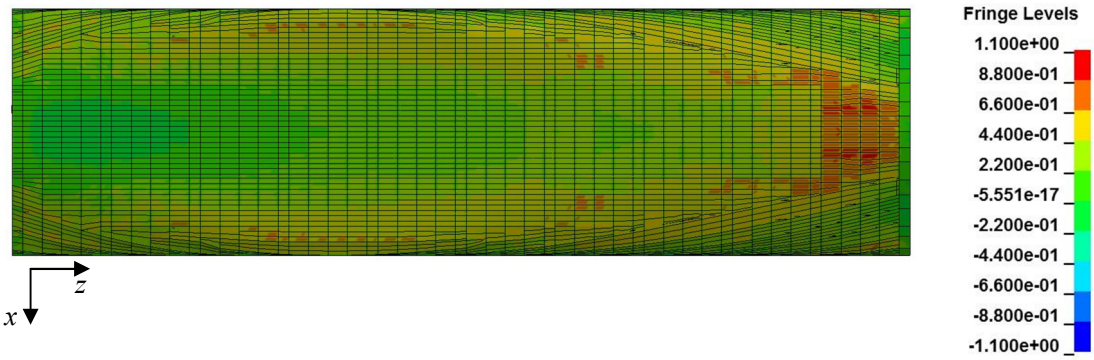
Fig. 6.4.20 Distribution of warping stress in cross-sections ($M_t = 1.19 \times 10^4$ *kN-m*)

● **捩りによる剪断応力**

さらに、捩りモーメント M_t によって外板に生じる剪断応力分布を比較する。Fig. 6.4.21 に LS-DYNA 解析により得られた剪断応力分布を示す。また、Fig. 6.4.3 に示した梁要素①～④に生じる剪断応力の断面内分布を、それぞれの要素の長さ方向中央断面位置における LS-DYNA 解析結果と比較して Fig. 6.4.22 に示す。同図より、要素ごとの剪断応力分布については計算値にやや差が見られるが、剪断応力分布の定性的な傾向は、LS-DYNA による解析結果と相関を有することがわかる。

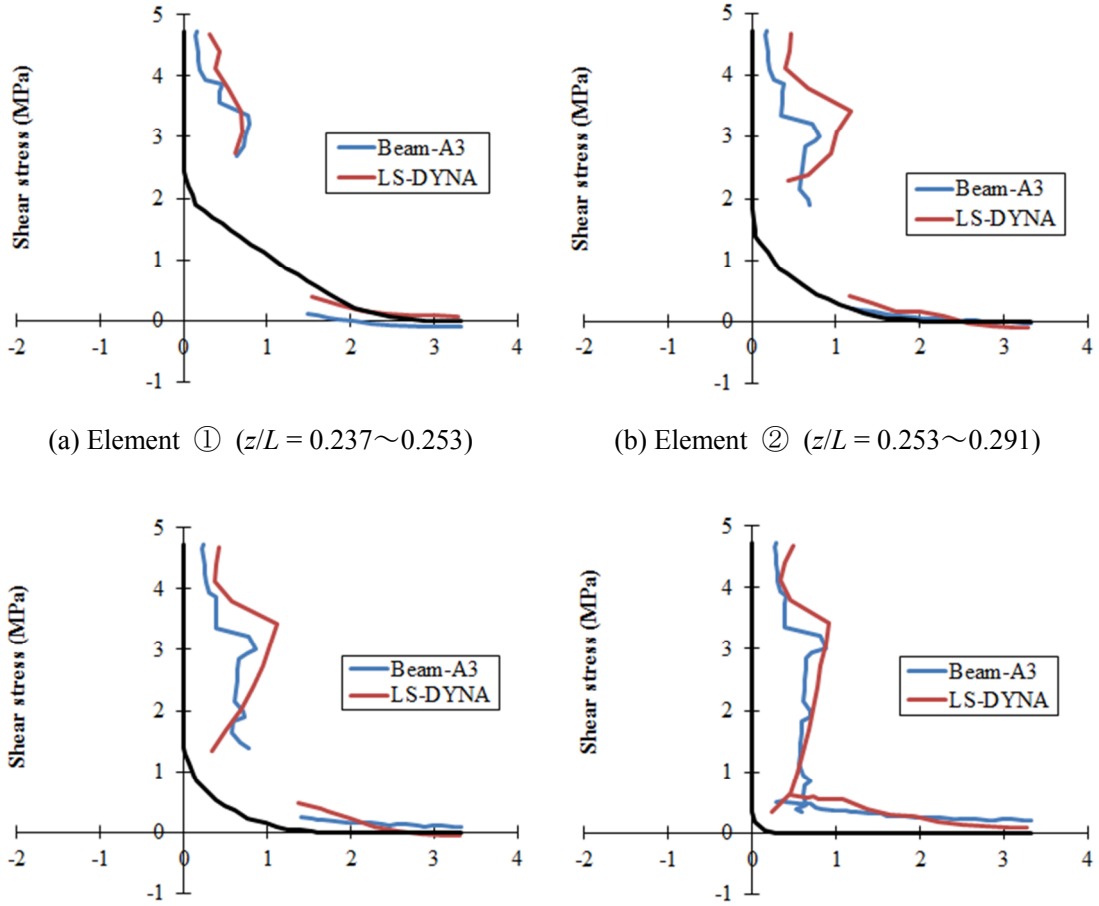


(a) τ_{yz} in side shell (starboard side)



(b) τ_{zx} in outer bottom shell

Fig. 6.4.21 Contour of membrane shear stress calculated by LS-DYNA ($M_t = 1.19 \times 10^4$ *kN-m*)



(a) Element ① (z/L = 0.237～0.253)　(b) Element ② (z/L = 0.253～0.291)

(c) Element ③ (z/L = 0.291～0.345)　(d) Element ④ (z/L = 0.345～0.398)

Fig. 6.4.22 Distribution of membrane shear stress in cross-sections (M_t = 1.19 × 10^4 *kN-m*)

6.4.4　捩りの影響を考慮した逐次崩壊解析

本項では、解析対象船に対する規則荷重を日本海事協会の船体曲げ捩り強度評価ガイドラインの算式 [4] により算出し、捩りの影響を考慮した逐次崩壊解析に適用する。ただし、静水中縦曲げモーメントは解析対象船の設計計算書による。

(1) 解析対象船の規則荷重

● 静水中縦曲げモーメント

解析対象船の設計計算書による静水中縦曲げモーメント M_{SV} の船長方向分布を Fig. 6.4.23 に青線で示す。静水中縦曲げモーメントの最大値 $M_{SV\,max}$ は 3.698×10^6 *kN-m* である。

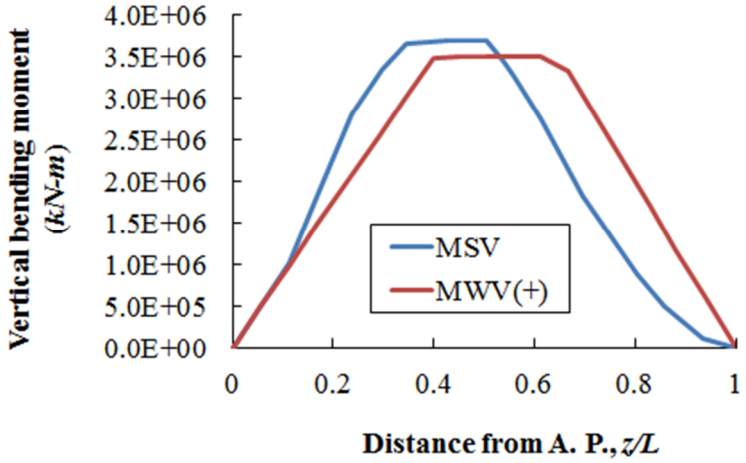


Fig. 6.4.23 Distribution of still water bending moment of the target ship

● **波浪中縦曲げモーメント**

波浪中縦曲げモーメント M_{WV}（ただし、ホギング状態を正とする）は、次式で与えられる。

$$M_{WV}(+) = +0.19C_1C_2L^2BC_b' \quad (kN\text{-}m) \tag{6.4.1}$$

$$M_{WV}(-) = -0.11C_1C_2L^2B(C_b' + 0.7) \quad (kN\text{-}m) \tag{6.4.2}$$

ただし、解析に際しては、ホギングの M_{SV} と同符号の M_{WV} (+)を使用する。また、対象船に対する係数 C_1 は、次式で与えられる。

$$C_1 = 10.75 - \left(\frac{300 - L}{100}\right)^{1.5} \quad for\ L \leq 300\ m \tag{6.4.3}$$

波浪中縦曲げモーメント M_{WV}(+) の船長方向分布を赤線で Fig. 6.4.23 に併せて示すが、この分布形状は、縦曲げモーメントの船長方向分布係数 C_2 によるものである。なお、対象船の波浪中縦曲げモーメントの最大値 $M_{WV}(+)_{max}$ は 3.492×10^6 *kN-m* である。

● **波浪中水平曲げモーメント**

波浪中水平曲げモーメント M_{WH1} および M_{WH2}（ただし、左舷側圧縮を正とする）は、次式で与えられる。

$$M_{WH1} = M_{WH} \cdot C_{H1} \tag{6.4.4}$$

$$M_{WH2} = M_{WH} \cdot C_{H2} \tag{6.4.5}$$

$$M_{WH} = 0.32 C_1 L^2 d_f \sqrt{\frac{L-35}{L}} \tag{6.4.6}$$

ここに、C_1 は、波浪中縦曲げモーメントの算式により、d_f は計画最大満載喫水である。また、C_{H1} および C_{H2} は、それぞれ、次式で表される分布形状である。

$$C_{H1} = -\cos\left[0.77\pi\left(\frac{z}{L}-0.52\right)\right]\sin^2\left(\frac{\pi z}{L}\right)\cdot\left(\frac{1-e^{\frac{-6z}{L}}}{1-e^{-3}}\right) \tag{6.4.7}$$

$$C_{H2} = -\sin\left[0.77\pi\left(\frac{z}{L}-0.52\right)\right]\sin^2\left(\frac{\pi z}{L}\right)\cdot\left(\frac{1-e^{\frac{-6z}{L}}}{1-e^{-3}}\right) \tag{6.4.8}$$

波浪中水平曲げモーメント M_{WH} の船長方向分布を Fig. 6.4.24 に示す。M_{WH1} および M_{WH2} の包絡線として得られる M_{WH} の最大値 $M_{WH\,max}$ は、2.810×10^6 *kN-m* である。

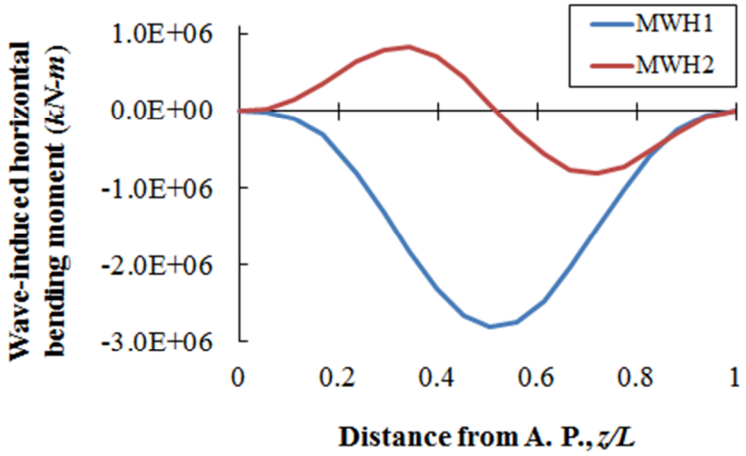


Fig. 6.4.24 Distribution of wave-induced horizontal bending moment of the target ship

● **波浪中捩りモーメント**

波浪中捩りモーメント M_{WT1} および M_{WT2}（ただし、右舷側を下げる方向を正とする）は、次式のように規定されている。

$$M_{WT1} = M_{WT}\cdot C_{T1} \tag{6.4.9}$$

$$M_{WT2} = M_{WT} \cdot C_{T2} \tag{6.4.10}$$

$$M_{WT} = 1.3C_1 L d_f C_b \cdot \left(0.65 d_f + e\right) + 0.2C_1 L B^2 C_w \tag{6.4.11}$$

ここに、

$$e = e_1 - \frac{d_0}{2}$$

$$e_1 = \frac{(3D_1 - d_1)d_1 t_d + (D_1 - d_1)^2 t_s}{3d_1 t_d + 2(D_1 - d_1)t_s + B_1 t_b/3}$$

d_0：二重底の高さ（m）

d_1：二重船側の幅（m）

$$D_1 = D_s - \frac{d_0}{2}$$

$$B_1 = D_s - d_1$$

t_d, t_s および t_b：甲板部、船側部および船底部の平均板厚（m）

また、C_{T1} および C_{T2} は、分布形状係数であり、次式で与えられる。

$$C_{T1} = 1.0\left[\sin\left(\frac{2\pi z}{L}\right) + 0.1\sin^2\left(\frac{\pi z}{L}\right)\right]\exp\left(-0.35\frac{z}{L}\right)\exp\left[-8\left(\frac{\frac{z}{L} - 0.5}{0.5}\right)^{10}\right] \tag{6.4.12}$$

$$C_{T2} = 0.5\left[-\sin\left(\frac{3\pi z}{L}\right) + 0.65\sin^3\left(\frac{\pi z}{L}\right)\right]\exp\left(-0.4\frac{z}{L}\right)\exp\left[-8\left(\frac{\frac{z}{L} - 0.5}{0.5}\right)^{10}\right] \tag{6.4.13}$$

波浪中振りモーメント M_{WT1} および M_{WT2} の船長方向分布を Fig. 6.4.25 に示す。その最大値 $M_{WT1\,max}$ および $M_{WT2\,max}$ は、それぞれ、1.205×10^6 $kN\text{-}m$ および 8.534×10^5 $kN\text{-}m$ である。

● **静水中振りモーメント**

コンテナの偏積によって生じる静水中振りモーメント M_{ST1} および M_{ST2} は、次式で与えられる。ただし、船長方向の C_{T1} および C_{T2} の分布は、波浪中振りモーメントの分布と同様である。

$$M_{ST1} = M_{ST} \cdot C_{T1} \tag{6.4.14}$$

$$M_{ST2} = M_{ST} \cdot C_{T2} \tag{6.4.15}$$

$$M_{ST} = 0.23 L N_R W_C \ \ (kN\text{-}m) \tag{6.4.16}$$

ここに、N_R は、倉内に積載するコンテナの最大列数（解析対象船では 14 列）、W_C は、積載する 20 フィートコンテナ 1 個当たりの平均重量（通常は 100 kN）である。

解析対象船に上式を適用すると、静水中捩りモーメントは、M_{ST} = 8.496×10^4 kN-m となり、波浪中捩りモーメントの約 6.7%となる。そこで、以下の解析においては、静水中捩りモーメントを無視し、波浪中捩りモーメントのみを考慮することとする。

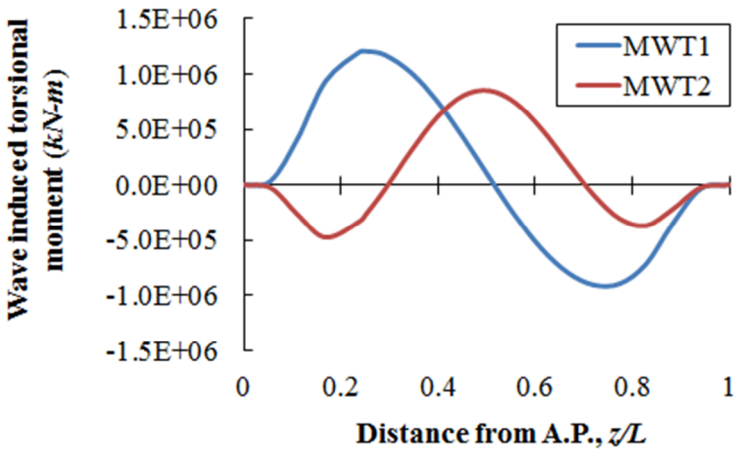


Fig. 6.4.25 Distribution of wave-induced torsional moment of the target ship

(2) 規則荷重による縦曲げ解析

第 6.4.4 項 (1) に示した静水中縦曲げモーメントおよび波浪中縦曲げモーメントを、解析対象船の全船モデルおよび 5 ホールドモデルに負荷し、梁要素モデルに生じる曲げ変形、曲げ応力および剪断応力について、LS-DYNA による解析結果と比較する。また、全船モデルおよび 5 ホールドモデルによる解析結果を比較し、モデル化範囲および境界条件の影響を検討する。

● **負荷縦曲げ荷重**

Fig.6.4.23 に示した静水中縦曲げモーメント M_{SV}（最大値 = 3.698×10^6 kN-m）、および、波浪中縦曲げモーメント M_{WV}(+)（最大値 = 3.492×10^6 kN-m）の合モーメント $M_{V,\,Total} = M_{SV} + M_{WV}$(+) を、Fig. 6.4.26 に示すような余弦 1 波長形状で模擬し、全船モデル、並びに、5 ホールドモデルに負荷する。

全船梁要素モデルに対しては、隣り合う梁要素のそれぞれの中央位置における剪断力の差分を、両要素間の節点に上下方向集中荷重として負荷することにより、Fig. 6.4.26 に示す曲げモーメントが作用することになる。また、5 ホールドモデルに対しては、機関室前方壁において固定条件を課すため、梁要素モデル内に生じる曲げモーメント分布が Fig. 6.4.26 に示す分布形状となるよう、節点ごとに上下方向集中荷重を負荷するとともに、梁要素モデ

ル先端にホギング曲げモーメント（3.043×10^6 *kN-m*）を負荷する。

一方、全船有限要素モデルに対しては、梁要素モデルと同様の上下方向集中荷重を横隔壁位置の甲板上節点に分散負荷する。また、5 ホールド有限要素モデルに対しては、梁要素モデルと同様の上下方向集中荷重を負荷するとともに、有限要素モデル前端断面に剛体板を設け、その重心位置に上記ホギング曲げモーメントを負荷する。全船モデルおよび 5 ホールドモデルに負荷する上下方向集中荷重を Fig. 6.4.27 に示す。

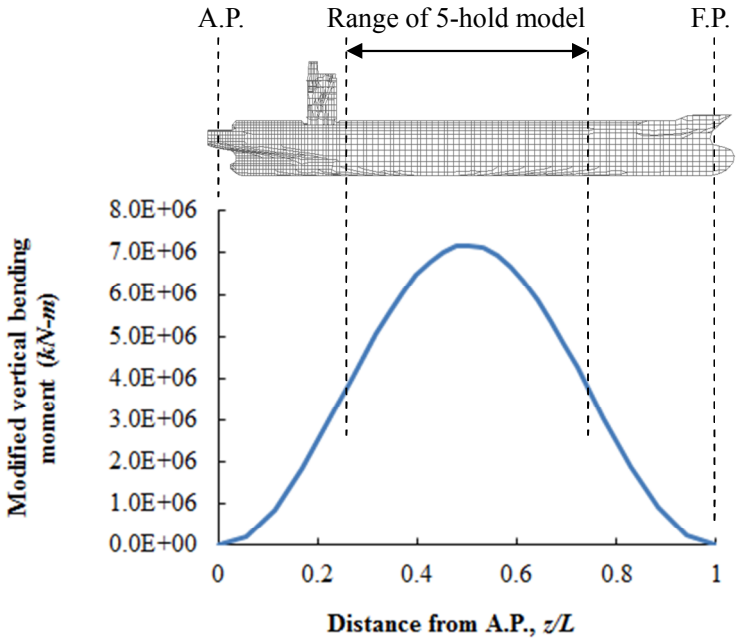
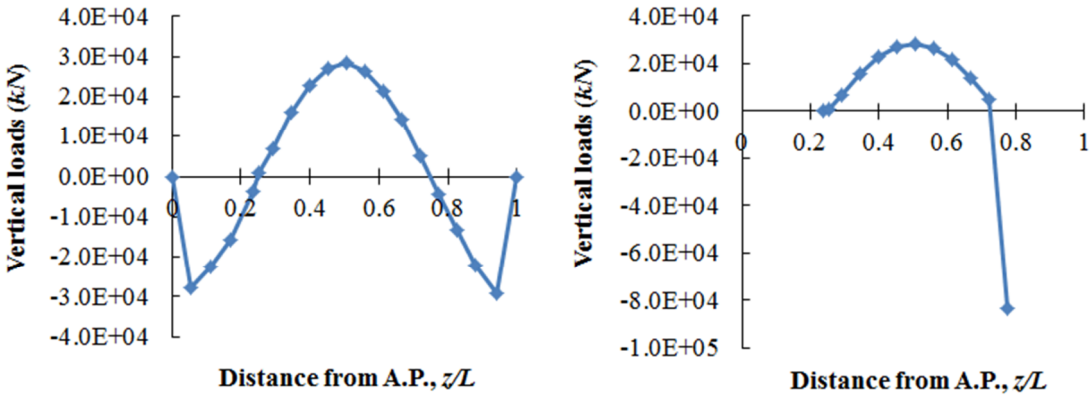


Fig. 6.4.26 Distribution of modified vertical bending moment, $M_{V,\,Total}$ for the target ship



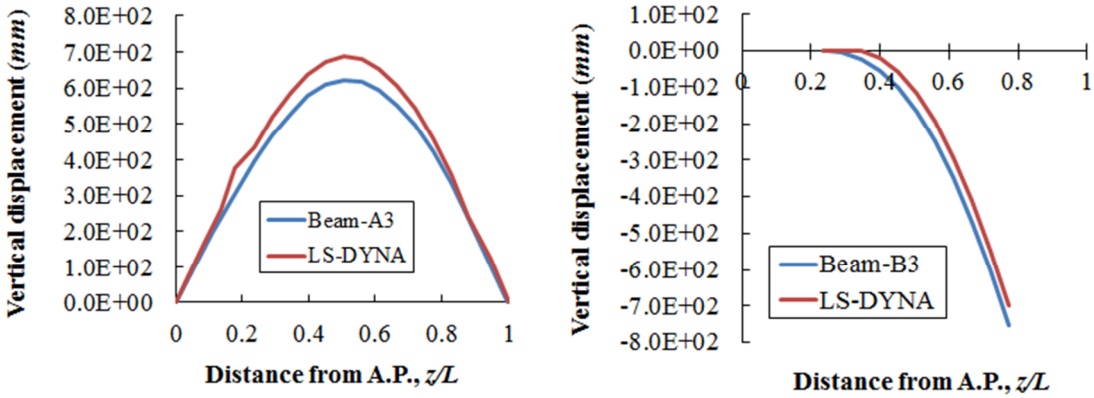
(a) Full model　　(b) 5-hold model

Fig. 6.4.27 Vertical loads applied to each nodal point

● **曲げ変形**

梁要素モデルおよび LS-DYNA によって得られた縦曲げ変形の船長方向分布を Fig.6.4.28 に示す。最大たわみ量については、全船モデル（同図(a)）では提案手法の結果が約 10%低め、5 ホールドモデル（同図(b)）では提案手法の結果が約 5%高めとなったが、曲げ変形形状は良い相関を示している。

また、梁要素モデルによって得られた水平軸回りの回転角の船長方向分布を Fig.6.4.29 に示す。同図より、全船モデルおよび 5 ホールドモデルから得られた水平軸回りの回転角の変化率は、5 ホールドモデルの範囲内においてほぼ一致していることがわかる。したがって、Fig. 6.4.27 (b) に示した節点荷重を負荷することにより、5 ホールドモデルによって全船モデルと同等の縦曲げ逐次崩壊解析が可能であることがわかる。



(a) Full model　　(b) 5-hold model

Fig.6.4.28 Distribution of vertical displacement induced by modified $M_{V,\,Total}$

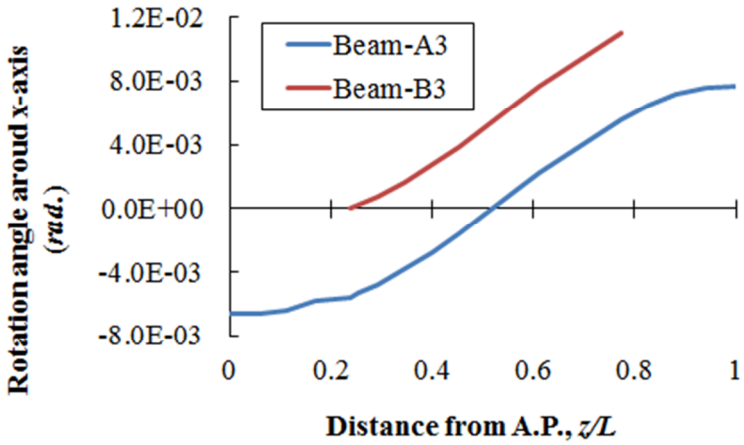


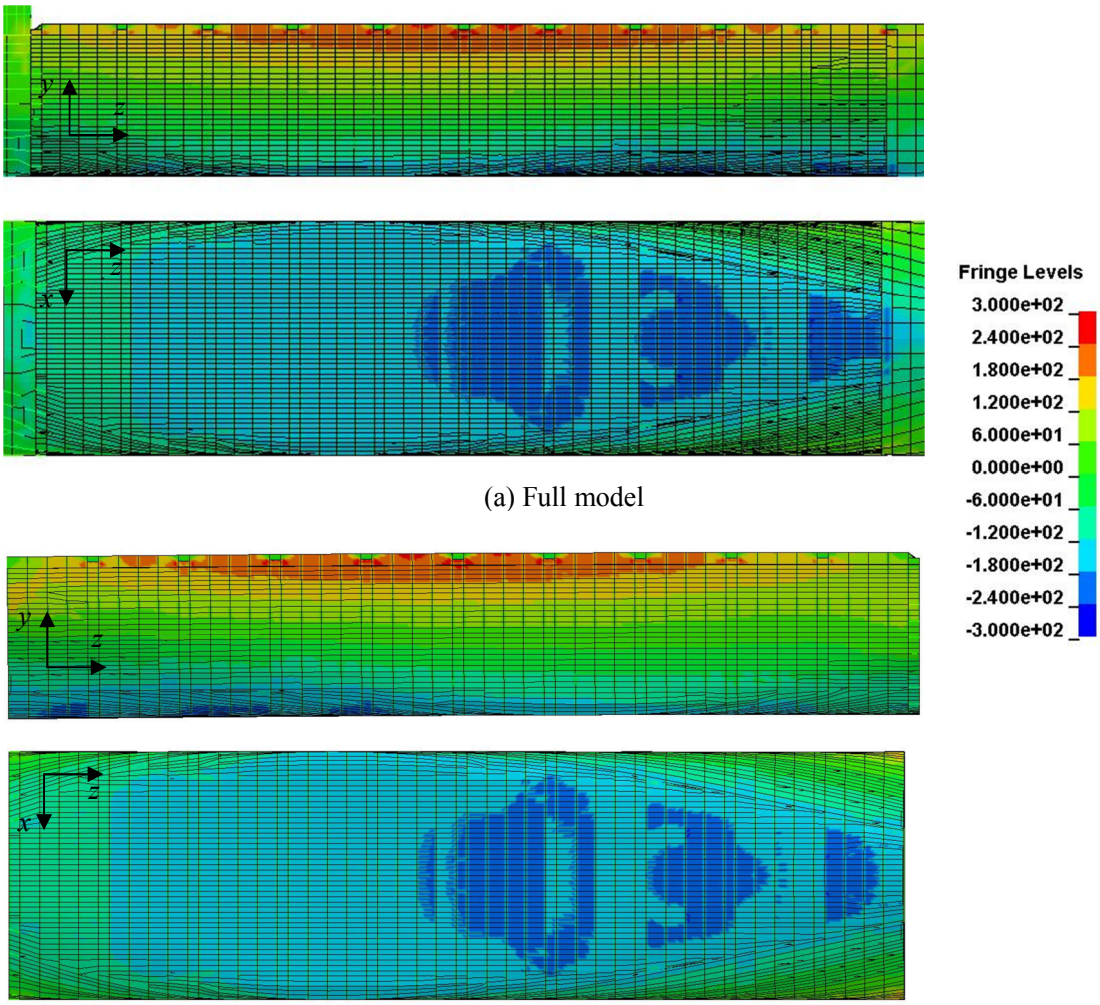
Fig.6.4.29 Distribution of rotation θ_x induced by modified $M_{V,\,Total}$

● **曲げ応力**

つぎに、上述の縦曲げモーメントによって外板に生じる曲げ応力を比較する。Fig. 6.4.30 に LS-DYNA 解析により得られた曲げ応力分布を示す。全船モデル（同図(a)）および 5 ホールドモデル（同図(b)）ともほぼ同様の曲げ応力分布が得られている。

また、Fig. 6.4.31 に梁要素モデル解析により得られた船側外板最上部および船底外板キール部における曲げ応力の船長方向分布を示す。同図より、全船モデルおよび 5 ホールドモデルの解析結果はほぼ一致しており、LS-DYNA 解析結果とも良い相関を示している。甲板側の引張応力は船体中央断面のやや前方 z/L = 0.506～0.560 の梁要素で最大となるのに対して、圧縮側の曲げ応力は船体中央断面近傍だけでなく、5 ホールドモデルの最前方に当たる z/L = 0.721～0.775 の梁要素で最大となる。この傾向は、Fig. 6.4.30 の LS-DYNA による解析結果も同様である。なお、解析対象船の規則縦曲げ荷重負荷時の引張側および圧縮側とも最大曲げ応力は降伏強度の約 66%である。第 3.1 節に示したように、解析対象船の設計計算書によると、中央横断面甲板側の曲げ応力の対降伏応力比は 59%であり、本計算結果が妥当であることがわかる。なお、7%の差は、対象船の設計当時と現行ガイドラインにおいて、静水中および波浪中曲げモーメントの規則算式が異なるためと考えられる。

一方、5 ホールドモデルの船体中央横断面近傍の要素⑤～⑧における船底外板の曲げ応力分布を Fig. 6.4.32 に示す。同図より、圧縮曲げ応力は、要素⑦（z/L = 0.506～0.560）で最大となる。また、水圧等のローカル荷重を考慮しない縦曲げモーメントのみの本解析では、船底外板の平面部分の応力は凹凸があるものの、船体中心線からビルジ側に向けて、応力レベルはほぼ一定となることがわかる。



(a) Full model

(b) 5-hold model

Fig.6.4.30 Contour of membrane bending stress induced by modified $M_{V,\ Total}$

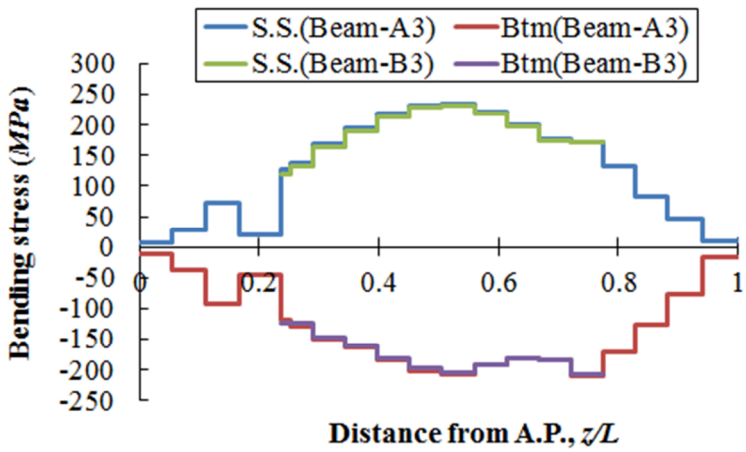


Fig.6.4.31 Longitudinal distribution of membrane bending stress induced by modified $M_{V,\ Total}$

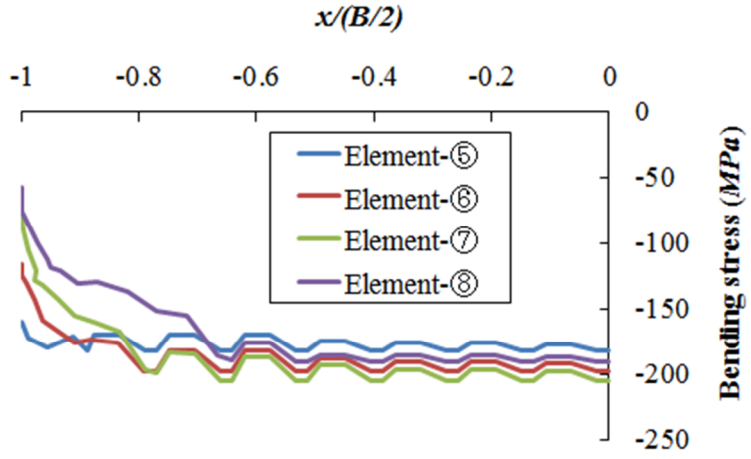
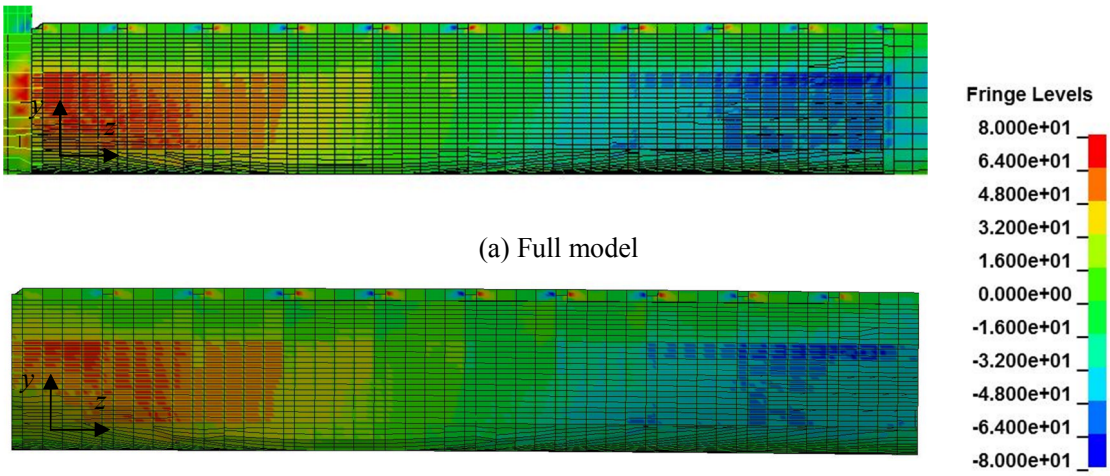


Fig.6.4.32 Transverse distribution of membrane bending stress induced by modified $M_{V,\ Total}$

● **曲げによる剪断応力**

同様に、上述の縦曲げ荷重によって船側外板に生じる剪断応力を比較する。Fig. 6.4.33 に LS-DYNA 解析により得られた剪断応力分布を示す。また、船側外板において板厚が最も薄い領域である、船底から高さ 15 *m*（$y / D = 0.64$）近傍の梁要素モデル解析により得られた剪断応力の船長方向分布を Fig. 6.4.34 に示す。同図より、縦曲げによる剪断応力についても全船モデルおよび 5 ホールドモデルの解析結果はほぼ一致し、剪断応力は 5 ホールドモデルの前方の梁要素（$z/L = 0.775$～0.828）で最大となる。なお、解析対象船の規則縦曲げ荷重負荷時の最大剪断応力は剪断降伏強度の約 51%である。



(a) Full model

(b) 5-hold model

Fig.6.4.33 Contour of membrane shear stress induced by modified $M_{V,\ Total}$

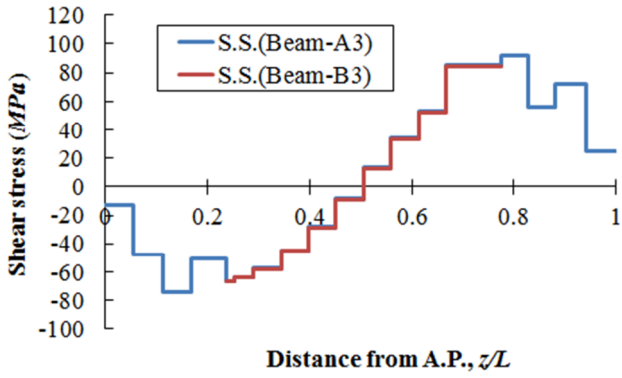


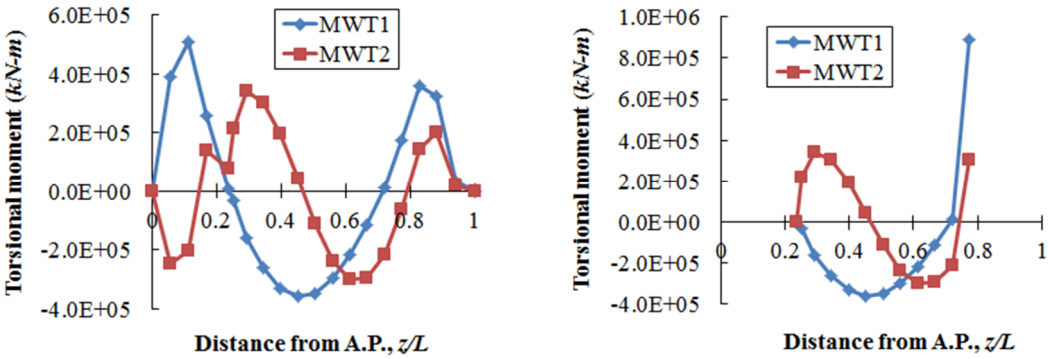
Fig.6.4.34 Distribution of membrane shear stress induced by modified $M_{V,\ Total}$

(3) 解析対象船の規則荷重による捩り解析

第 6.4.4 項(1) に示した波浪中捩りモーメントを解析対象船の全船モデルおよび 5 ホールドモデルに負荷し、梁要素モデルに生じる捩れ変形、反り応力および剪断応力について、FEM 解析結果と比較する。また、全船モデルおよび 5 ホールドモデルによる解析結果を比較し、モデル化範囲および境界条件の影響を検討する。

● **負荷捩りモーメント**

Fig.6.4.25 に示した波浪中捩りモーメント M_{WT1}（z/L = 0.255 において最大値 = 1.21×10^6 $kN\text{-}m$）、並びに、M_{WT2}（z/L = 0.494 において最大値 = 8.53×10^5 $kN\text{-}m$）を生じさせるための梁要素節点（有限要素モデルでは横隔壁位置）に負荷する捩りモーメントを Fig.6.4.35 に示す。この負荷捩りモーメントは、各梁要素の両端節点位置における波浪捩りモーメントの差分として求めたものであり、端部節点からの累積値が規則波浪中捩りモーメント分布となる。なお、有限要素モデルに対しては、横隔壁位置の負荷捩りモーメントを左右両舷で大きさが等しく逆向きの上下方向集中荷重として、上甲板上の節点に分散負荷する。

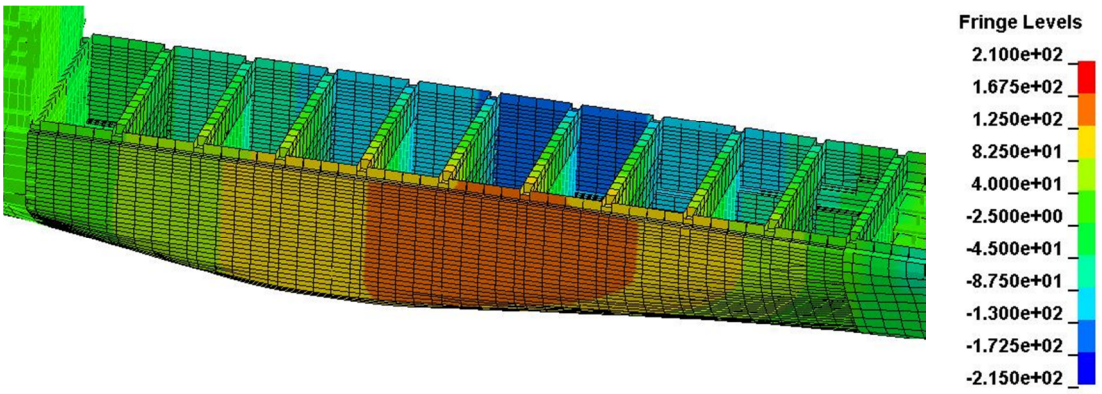


(a) Full model　　(b) 5-hold model

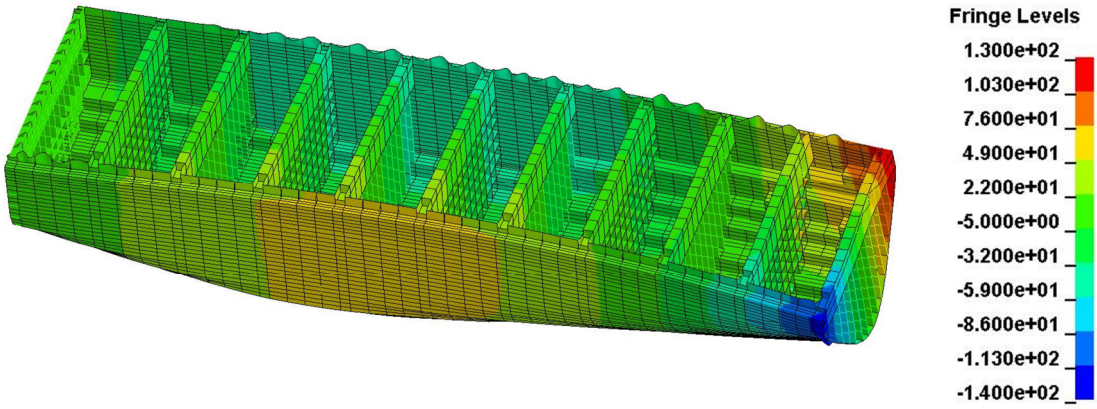
Fig. 6.4.35 Distributed torsional moment applied to each nodal point

● **捩れ変形**

捩りモーメント M_{WT1} によって生じる鉛直方向変位の FEM 解析結果を Fig.6.4.36 に示す。全船モデルの捩れ変形（同図(a)）は、機関室前面に固定条件を課す 5 ホールドモデルの捩れ変形（同図(b)）より大きめとなる。



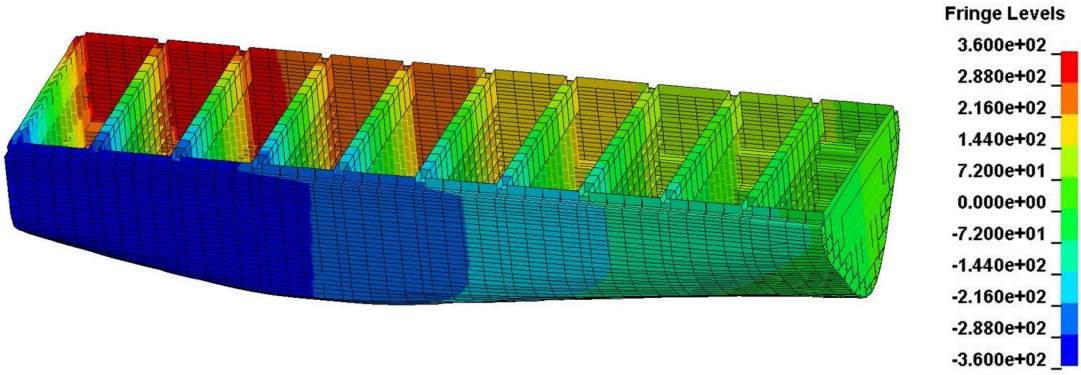
(a) Full model



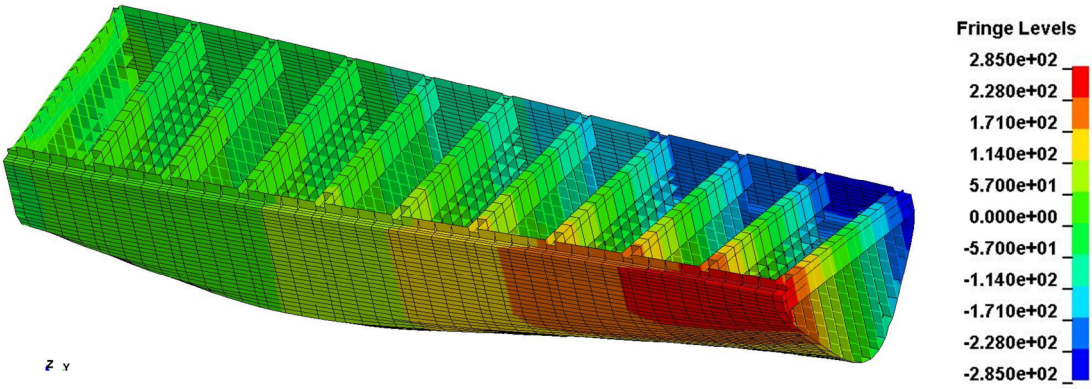
(b) 5-hold model

Fig. 6.4.36 Contour of vertical displacement calculated by LS-DYNA (Torsional moment, M_{WT1})

つぎに、捩りモーメント M_{WT2} によって生じる鉛直方向変位の FEM 解析結果を Fig.6.4.37 に示す。この場合も全船モデルの捩れ変形（同図(a)）は、機関室前面に固定条件を課す 5 ホールドモデルの捩れ変形（同図(b)）よりやや大きめとなる。



(a) Full model

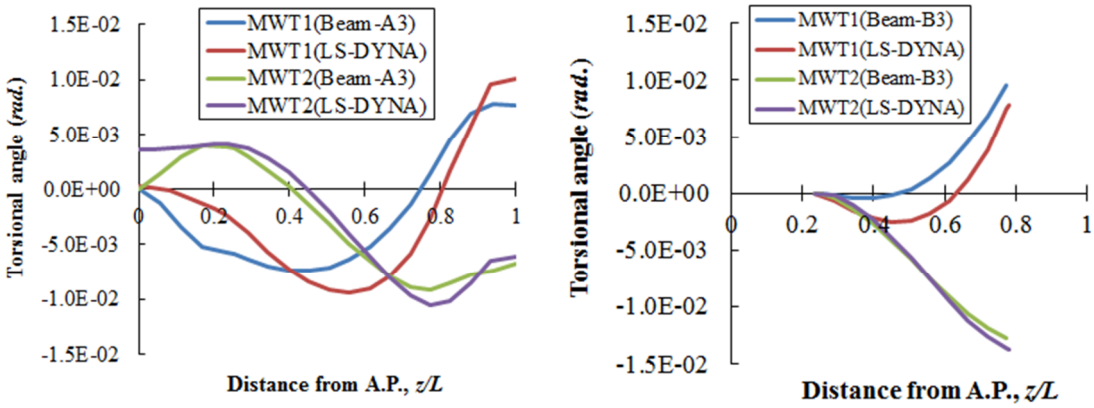


(b) 5-hold model

Fig. 6.4.37 Contour of vertical displacement calculated by LS-DYNA (Torsional moment, M_{WT2})

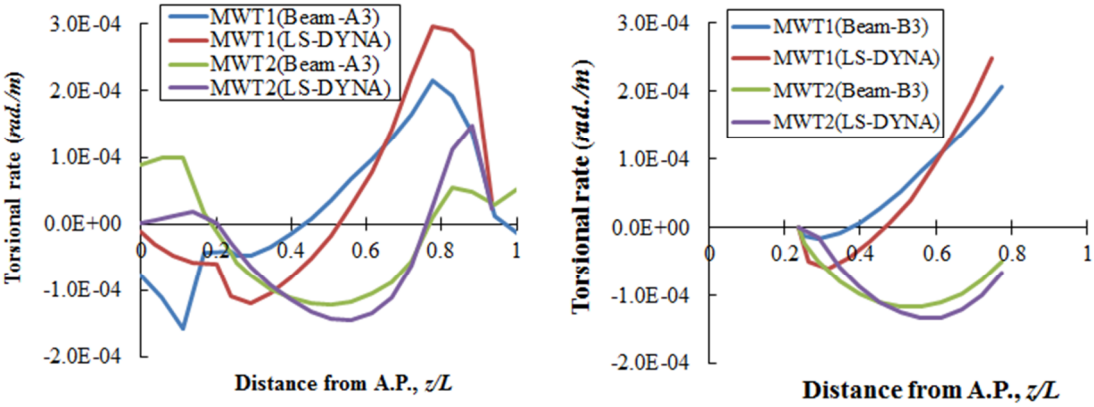
Fig. 6.4.36 および Fig. 6.4.37 に示した捩れ変形のうち、全船モデルの結果には剛体回転成分が含まれるため、これを除去した捩れ変形を提案手法による結果と比較して Fig. 6.4.38 および Fig. 6.4.39 に示す。ただし、FEM 解析による捩れ角は、横隔壁位置での左右両舷の上下変位差を船幅で除し、捩れ率は捩れ角の長さ方向の変化率として計算した。

これらの図より、全船モデルおよび 5 ホールドモデルともに、規則捩りモーメント下における梁要素モデルの捩れ変形は、FEM 解析結果と良い相関を示すことがわかる。



(a) Full model　　(b) 5-hold model

Fig. 6.4.38 Distribution of torsional angle induced by M_{WT1} and M_{WT2}

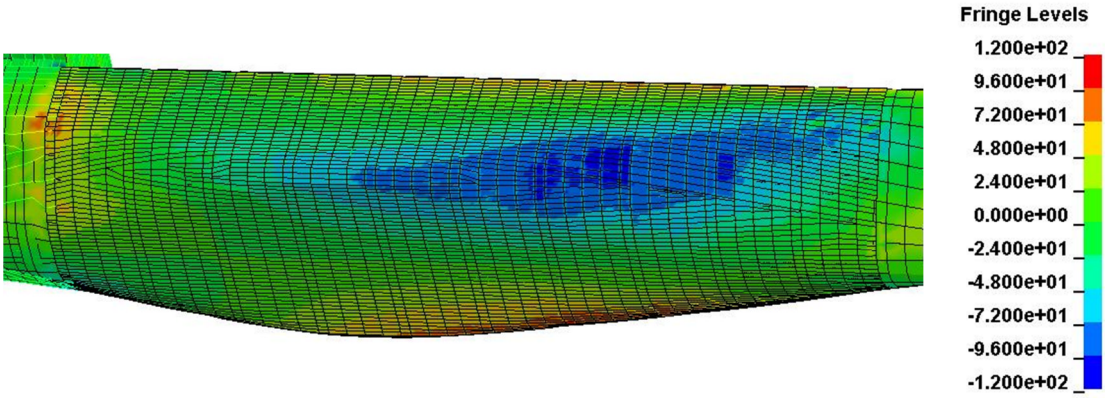


(a) Full model　　(b) 5-hold model

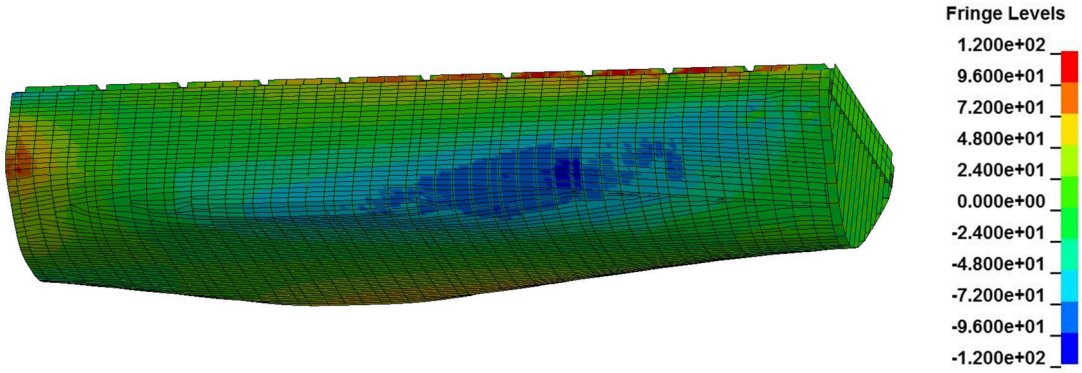
Fig. 6.4.39 Distribution of torsional rate induced by M_{WT1} and M_{WT2}

● **捩りによる反り応力**

捩りモーメント M_{WT1} によって解析対象船の外板に生じる反り応力の FEM 解析結果を Fig. 6.4.40 に示す。反り応力分布は、全船モデル（同図(a)）と 5 ホールドモデル（同図(b)）とで良い一致を示しており、この荷重条件に対してはモデル化範囲の影響は小さい。



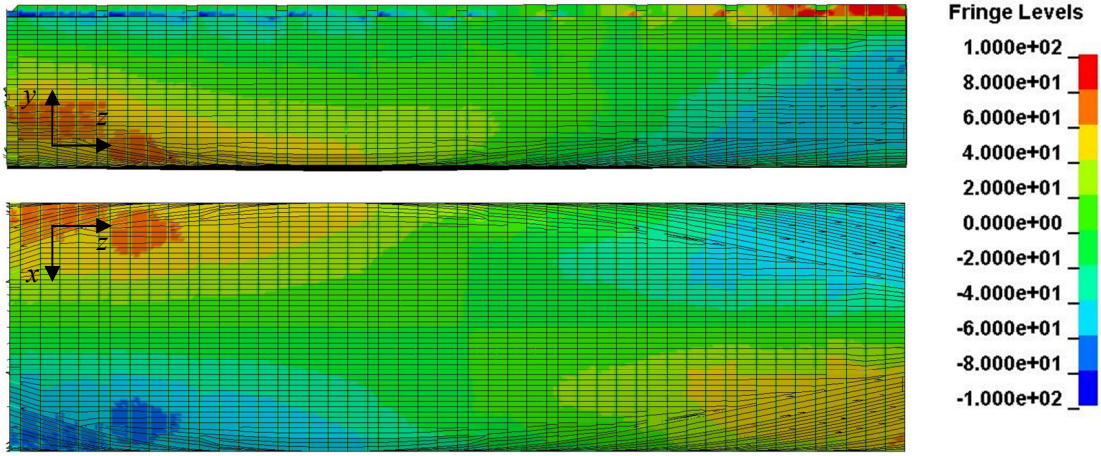
(a) Full model



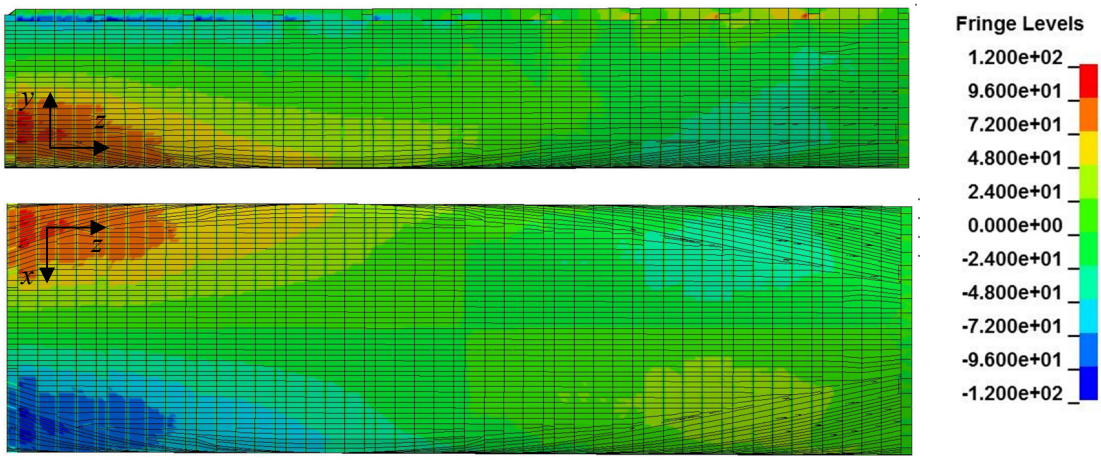
(b) 5-hold model

Fig. 6.4.40 Warping stress induced by torsional moment, M_{WT1}

一方、捩りモーメント M_{WT2} によって解析対象船の外板に生じる反り応力の FEM 解析結果を Fig. 6.4.41 に示す。この場合、5 ホールドモデルの固定端近傍での反り応力（同図(b)）が、全船モデルの反り応力（同図(a)）より約 20%高めとなり、この荷重条件に対してはモデル化範囲の影響が現れる。この理由として、固定条件を課した機関室前面近傍での分布捩りモーメントが、M_{WT1} ではほぼゼロであるのに対し、M_{WT2} では最大分布捩りモーメントの 1/2 程度が作用するためである。



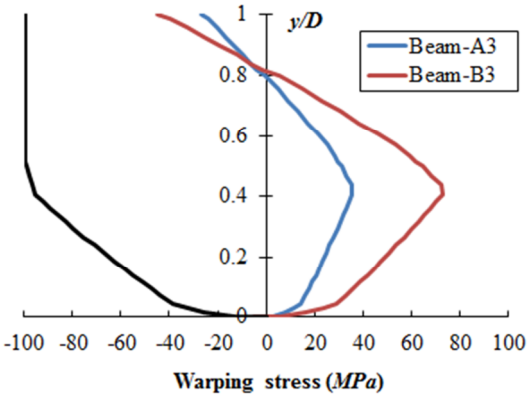
(a) Full model



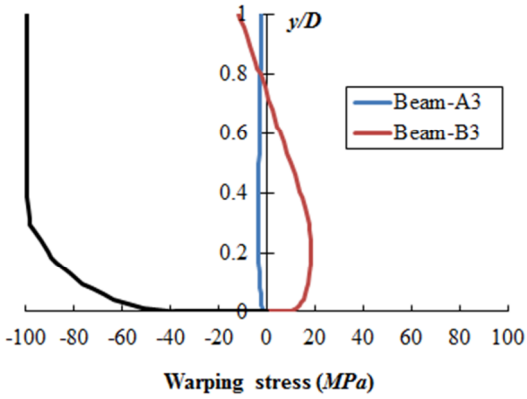
(b) 5-hold model

Fig. 6.4.41 Warping stress induced by torsional moment, M_{WT2}

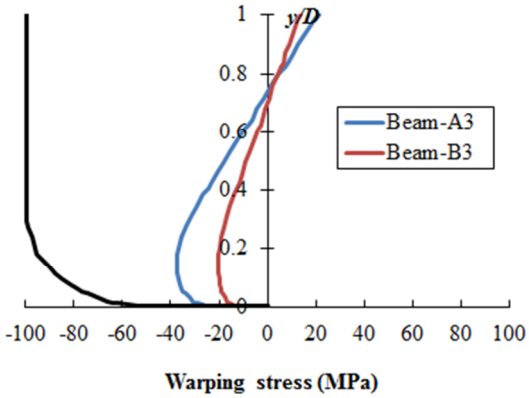
つぎに、捩りモーメント M_{WT1} が作用する場合について、提案手法によって得られた梁要素断面ごとの反り応力を全船モデルおよび 5 ホールドモデルの結果を比較しつつ、Fig. 6.4.42 に示す。この場合、5 ホールドモデルの固定端に近い要素では、反り応力の分布に両モデル間の差が見られるが、反り応力が相対的に大きくなる全船モデルの梁要素⑨～⑫、および、5 ホールドモデルの梁要素⑤～⑧（z/L = 0.398～0.613）では、両者の誤差が 10%程度となっている。この区間では、圧縮側反り応力が 80～100 *MPa* 程度に達しているとともに、縦曲げモーメントによる圧縮側曲げ応力も Fig.6.4.32 に示したように約 200 *MPa* に達する。したがって、捩りモーメント M_{WT1} と曲げモーメント間の位相関係にもよるが、荷重条件 M_{WT1} は縦曲げ強度に及ぼす影響が大きいと考えられる。



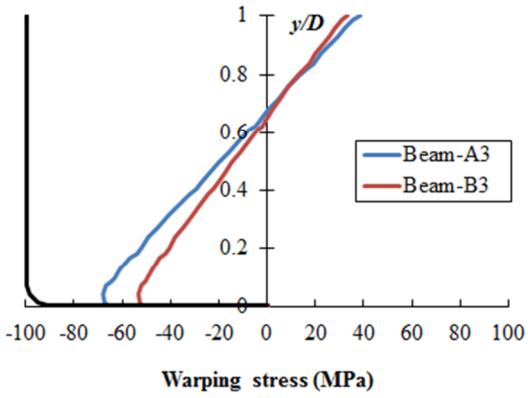
(a) Element ⑤ of Beam-A3 and ① of Beam-B3 (z / L = 0.237～0.253)



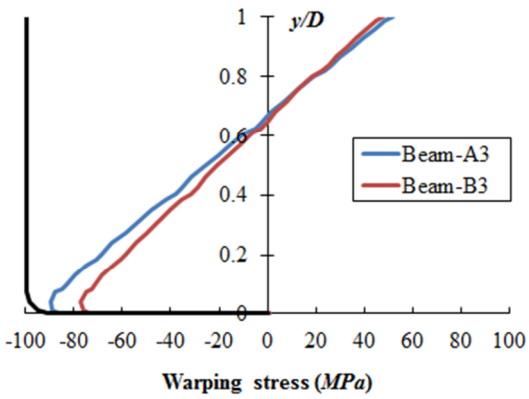
(b) Element ⑥ of Beam-A3 and ② of Beam-B3 (z / L = 0.253～0.291)



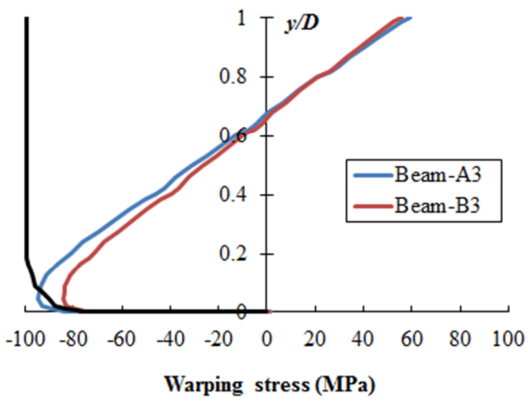
(c) Element ⑦ of Beam-A3 and ③ of Beam-B3 (z / L = 0.291～0.345)



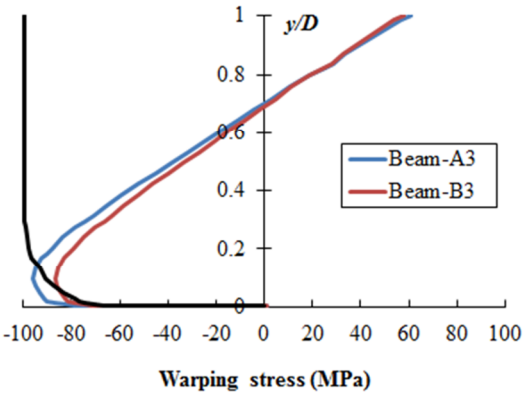
(d) Element ⑧ of Beam-A3 and ④ of Beam-B3 (z / L = 0.345～0.398)



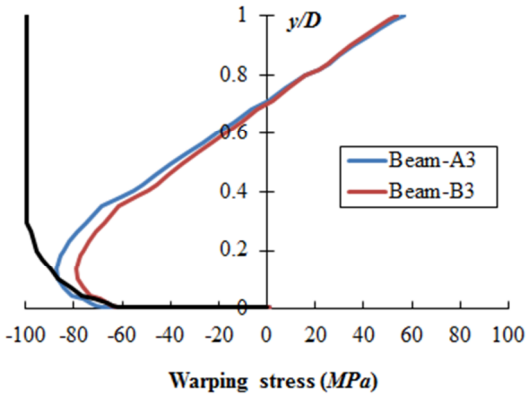
(e) Element ⑨ of Beam-A3 and ⑤ of Beam-B3 (z / L = 0.398～0.452)



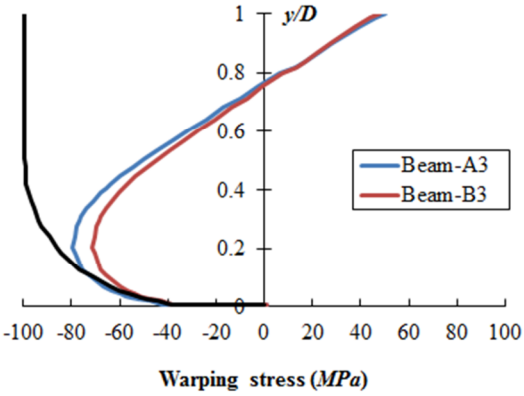
(f) Element ⑩ of Beam-A3 and ⑥of Beam-B3 (z / L = 0.452～0.506)



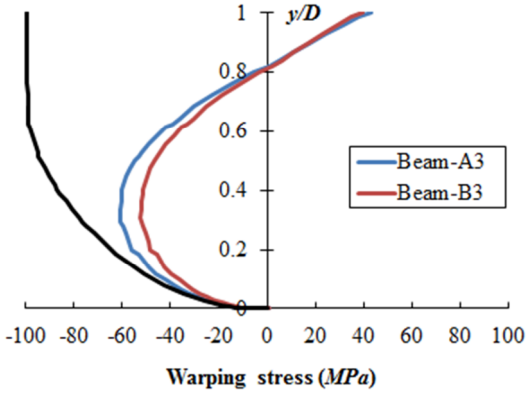
(g) Element ⑪ of Beam-A3 and ⑦ of Beam-B3 (z / L = 0.506～0.560)



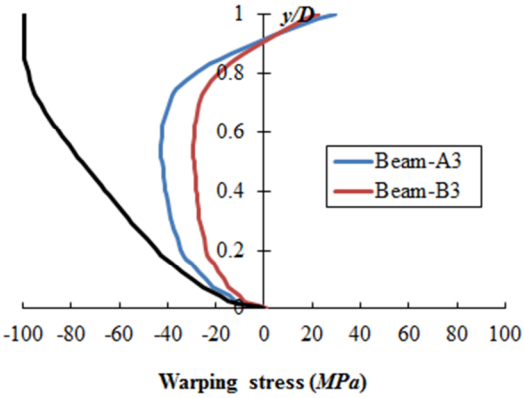
(h) Element ⑫ of Beam-A3 and ⑧ of Beam-B3 (z / L = 0.560～0.613)



(i) Element ⑬ of Beam-A3 and ⑨ of Beam-B3 (z / L = 0.613～0.667)

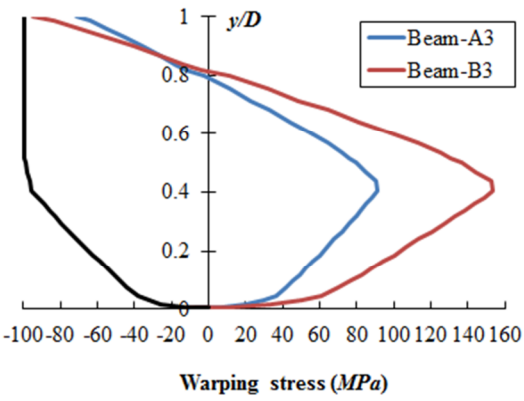


(j) Element ⑭ of Beam-A3 and ⑩ of Beam-B3 (z / L = 0.667～0.721)

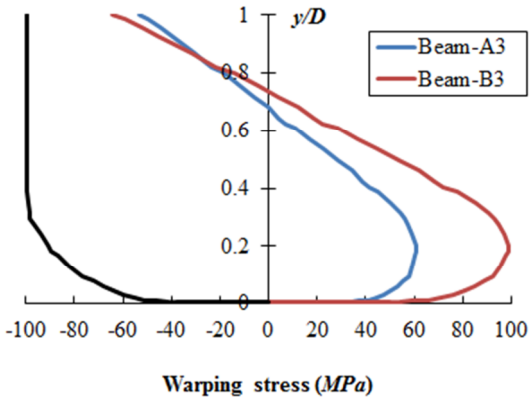


(k) Element ⑮ of Beam-A3 and ⑪ of Beam-B3 (z / L = 0.721～0.775)

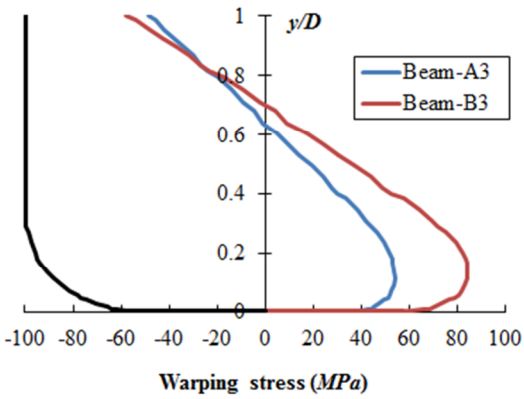
Fig. 6.4.42 Distribution of warping stress induced by M_{WT1}



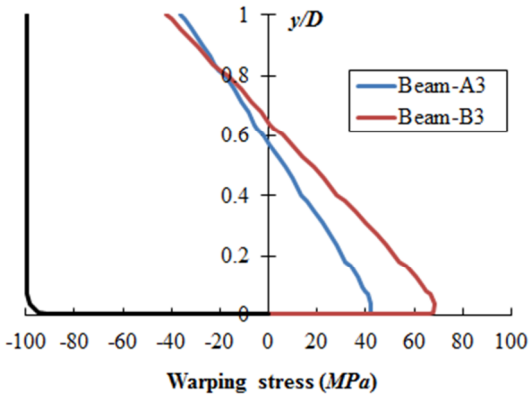
(a) Element ⑤ of Beam-A3 and ① of Beam-B3 (z / L = 0.237～0.253)



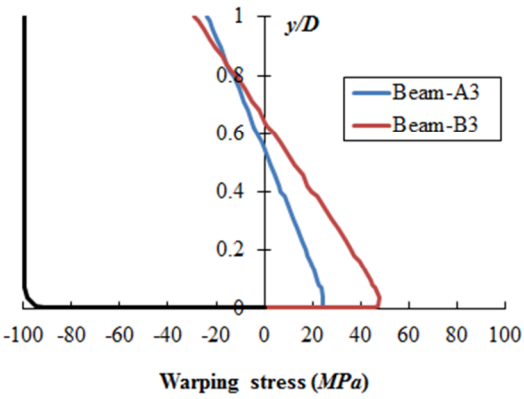
(b) Element ⑥ of Beam-A3 and ② of Beam-B3 (z / L = 0.253～0.291)



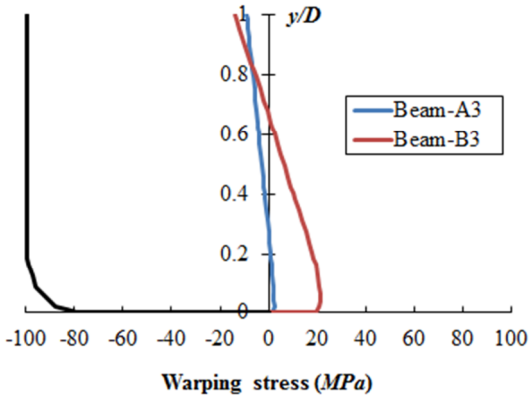
(c) Element ⑦ of Beam-A3 and ③ of Beam-B3 (z / L = 0.291～0.345)



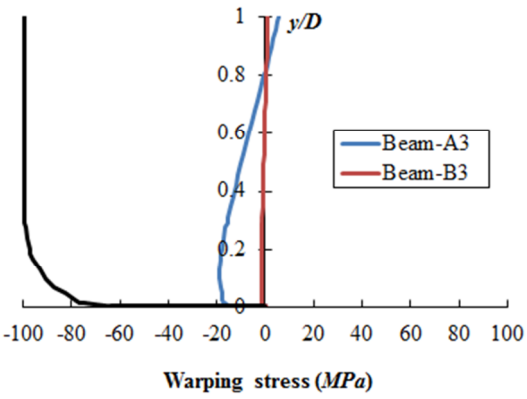
(d) Element ⑧ of Beam-A3 and ④ of Beam-B3 (z / L = 0.345～0.398)



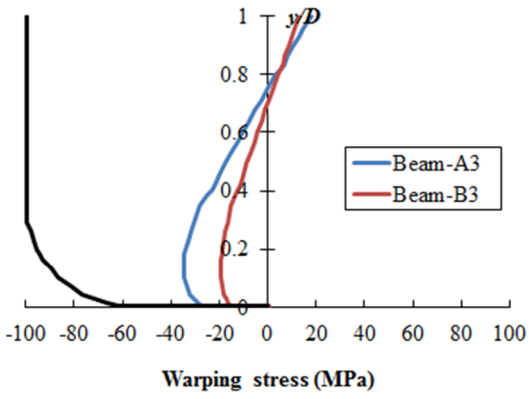
(e) Element ⑨ of Beam-A3 and ⑤ of Beam-B3 (z / L = 0.398～0.452)



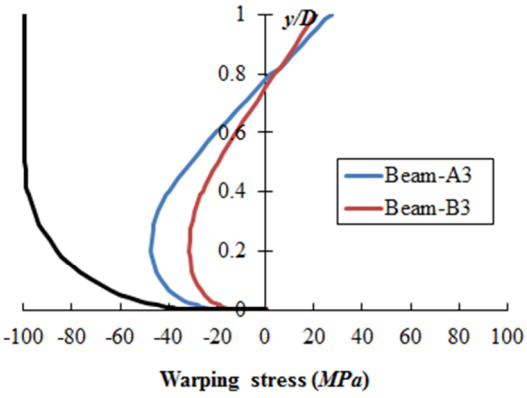
(f) Element ⑩ of Beam-A3 and ⑥of Beam-B3 (z / L = 0.452～0.506)



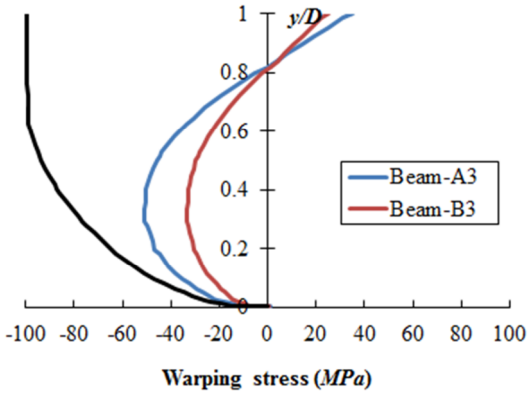
(g) Element ⑪ of Beam-A3 and ⑦ of Beam-B3 (z / L = 0.506～0.560)



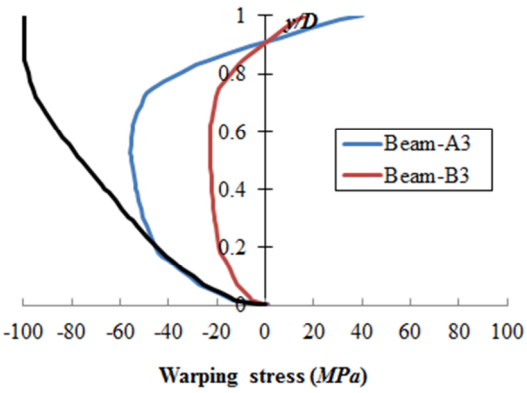
(h) Element ⑫ of Beam-A3 and ⑧ of Beam-B3 (z / L = 0.560～0.613)



(i) Element ⑬ of Beam-A3 and ⑨ of Beam-B3 (z / L = 0.613～0.667)



(j) Element ⑭ of Beam-A3 and ⑩ of Beam-B3 (z / L = 0.667～0.721)



(k) Element ⑮ of Beam-A3 and ⑪ of Beam-B3 (z / L = 0.721～0.775)

Fig. 6.4.43 Distribution of warping stress induced by M_{WT2}

一方、捩りモーメント M_{WT2} が作用する場合、Fig. 6.4.43 に示すように、全船モデルおよび 5 ホールドモデル間の反り応力分布の差が大きい。この理由として、捩りモーメント M_{WT2} は、z/L = 0.25 近傍の反り応力を相対的に大きくする荷重条件となっており、その位置に固定条件を課す 5 ホールドモデルでは、その影響がモデル全体に及ぶためと考えられる。この傾向は Fig. 6.4.41 の FEM 解析結果でも同様である。したがって、荷重条件 M_{WT2} による曲げ捩り解析には、5 ホールドモデルは不適当である。ただし、縦曲げモーメントが相対的に大きくなる全船モデルの梁要素⑨～⑫、および、5 ホールドモデルの梁要素⑤～⑧（z/L = 0.398～0.613）では、反り応力は最大でも 45 *MPa* 程度であり、船体中央断面近傍の縦曲げ強度に及ぼす影響は小さいと考えられる。

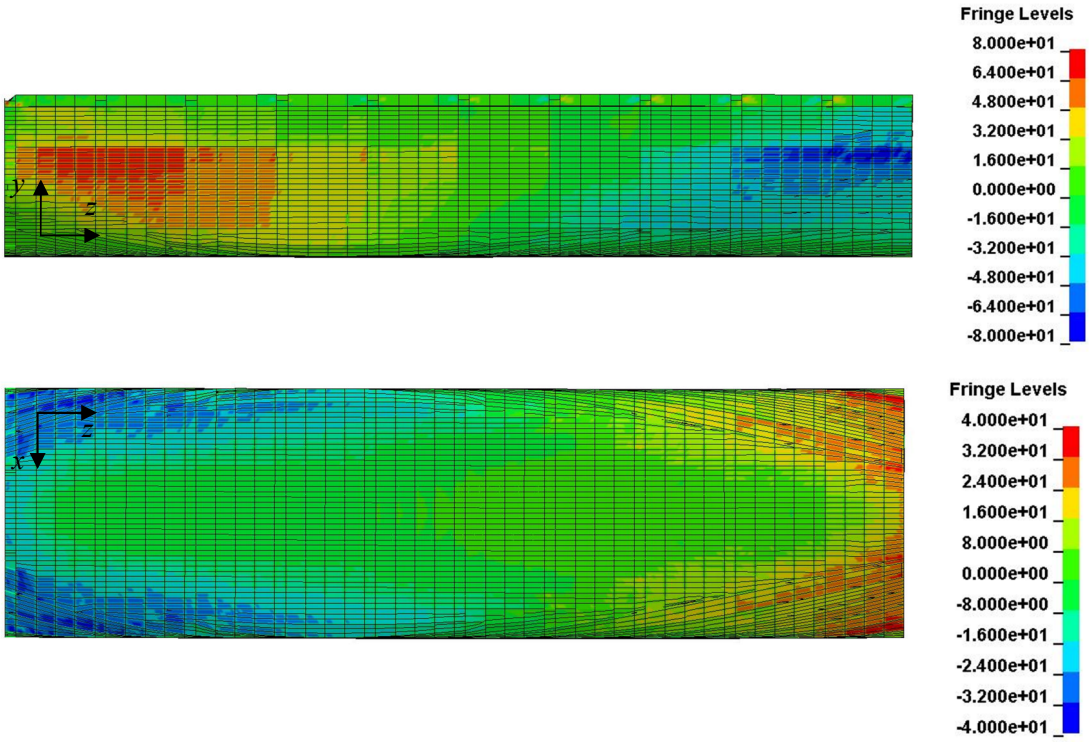
● **捩りによる剪断応力**

捩りモーメント M_{WT1} によって解析対象船の外板に生じる剪断応力の FEM 解析結果を Fig. 6.4.44 に示す。剪断応力分布は、全船モデル（同図(a)）と 5 ホールドモデル（同図(b)）とで良い相関を示しており、この荷重条件に対してはモデル化範囲の影響は小さい。

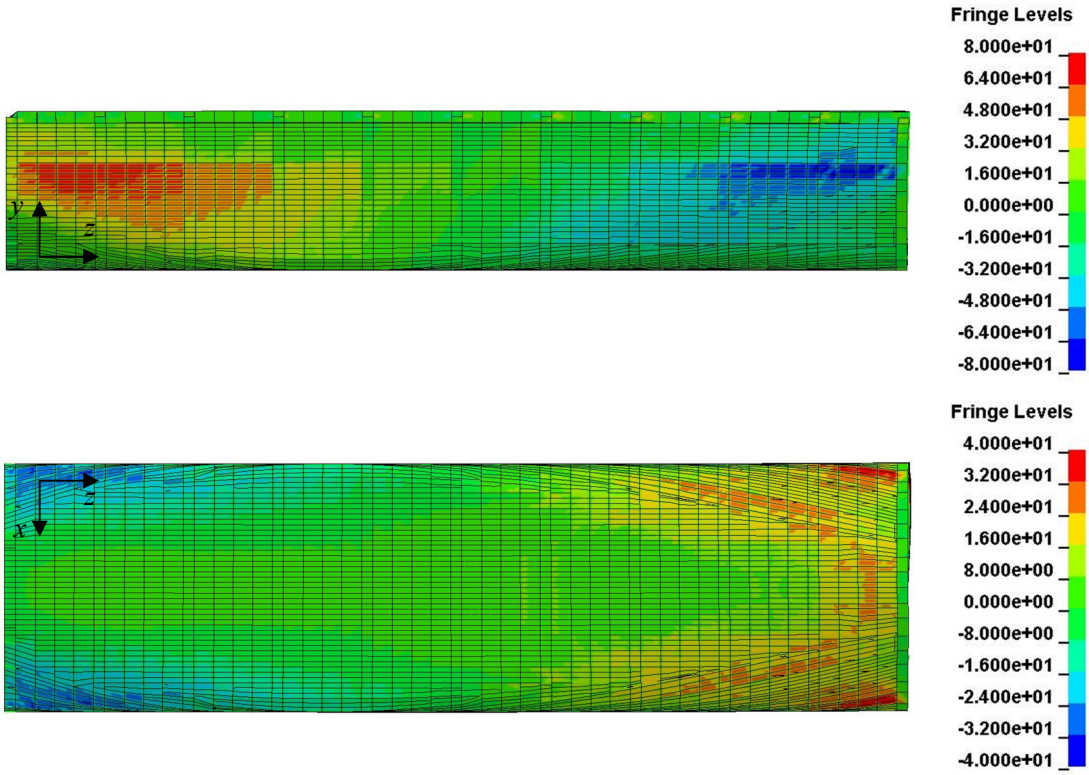
一方、捩りモーメント M_{WT2} によって解析対象船の外板に生じる剪断応力の FEM 解析結果を Fig. 6.4.45 に示す。この場合も剪断応力分布は、全船モデル（同図(a)）と 5 ホールドモデル（同図(b)）とで良い相関を示しており、この荷重条件に対してもモデル化範囲の影響は小さい。

つぎに、これらの場合について、提案手法によって得られた梁要素断面ごとの剪断応力を全船モデルおよび 5 ホールドモデルの結果を比較しつつ、Fig. 6.4.46 および Fig. 6.4.47 に示す。外板に生じる剪断応力分布については、提案手法においても全船モデルと 5 ホールドモデルとで良い一致を示しており、モデル化範囲の影響は小さい。提案手法により得られた剪断応力は、局所的には FEM 解析結果と比較してやや大きめとなっているが、全体的な応力分布の傾向は、捩りモーメント M_{WT1} および M_{WT2} とも FEM 解析結果と良い相関を示している。

以上より、捩りによる剪断応力に関しても、提案手法による解析結果が FEM 解析結果と良い相関を示すことが明らかになった。なお、捩りモーメント M_{WT1} が作用する場合、$z = L/4$ および $3L/4$ 近傍において剪断応力が大きく、船側外板の極厚部直下で部分的に 100 *MPa* に達する箇所もあるが、縦曲げの中立軸近傍であるため、縦曲げ最終強度に及ぼす影響は小さいと考えられる。また、船体中央断面近傍（$z = L/2$）では、剪断応力が 20 *MPa* 以下となっており、縦曲げ最終強度に及ぼす影響はかなり小さいと考えられる。一方、捩りモーメント M_{WT2} が作用する場合、船体中央断面近傍（$z = L/2$）の船側外板の極厚部直下において、最大で 50 *MPa* 程度の剪断応力が生じるが、この場合も縦曲げ最終強度に及ぼす影響は小さいと考えられる。

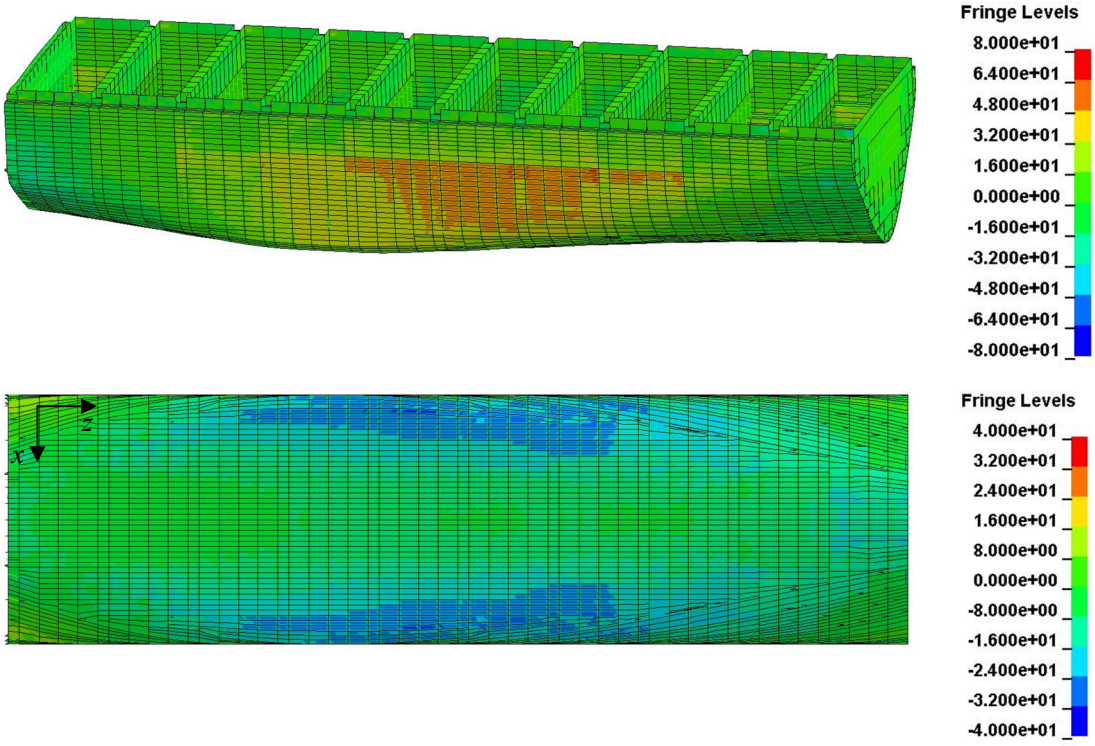


(a) Full model

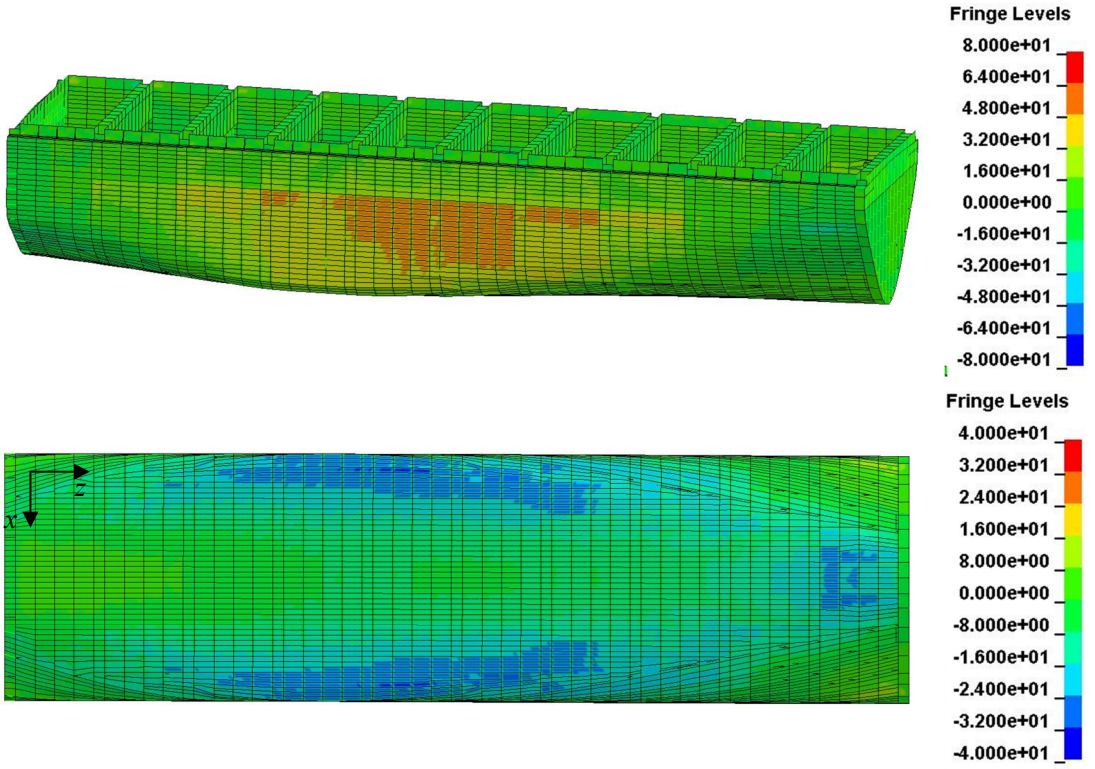


(b) 5-hold model

Fig. 6.4.44 Shear stress induced by torsional moment, M_{WT1}

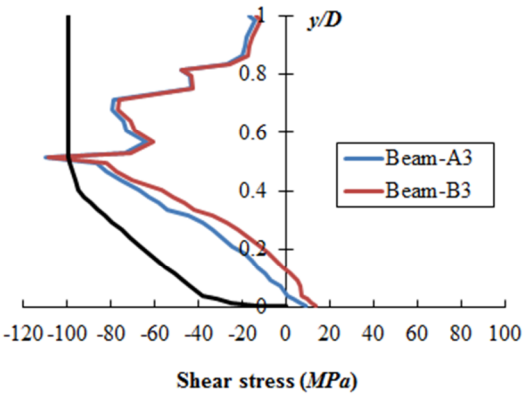


(a) Full model

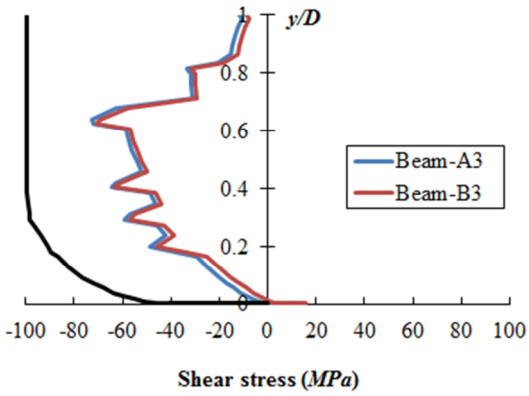


(b) 5-hold model

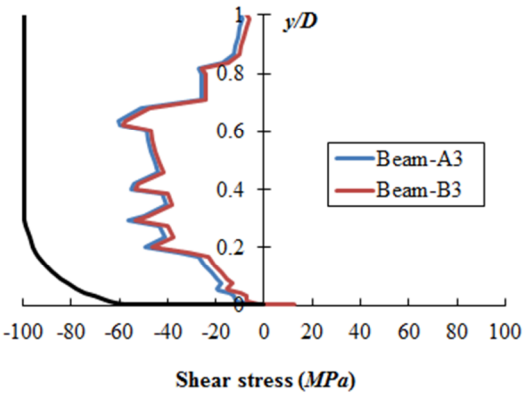
Fig. 6.4.45 Shear stress induced by torsional moment, M_{WT2}



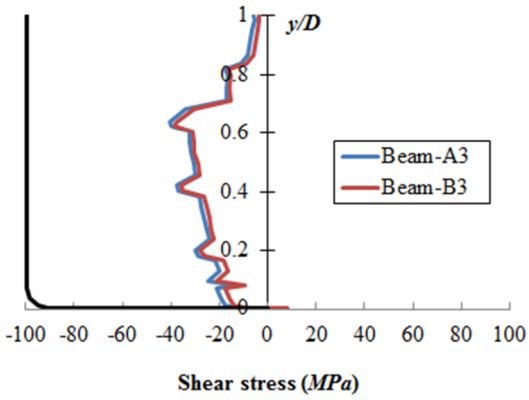
(a) Element ⑤ of Beam-A3 and ① of Beam-B3 (z / L = 0.237～0.253)



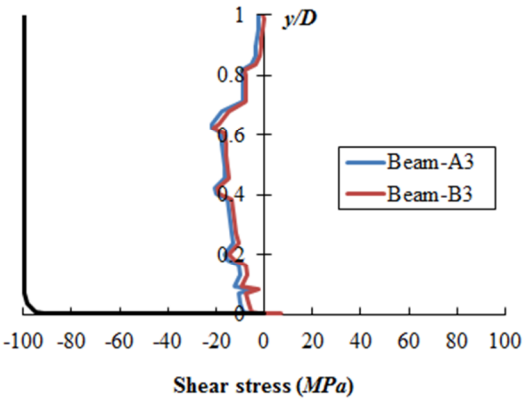
(b) Element ⑥ of Beam-A3 and ② of Beam-B3 (z / L = 0.253～0.291)



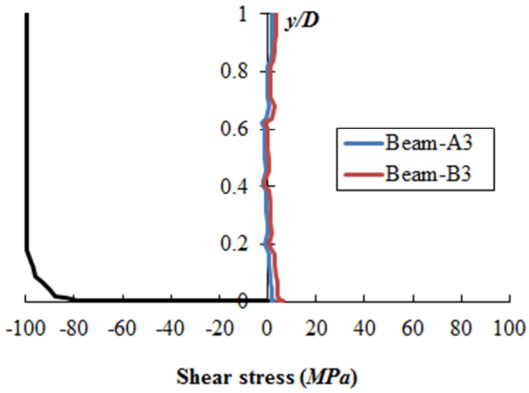
(c) Element ⑦ of Beam-A3 and ③ of Beam-B3 (z / L = 0.291～0.345)



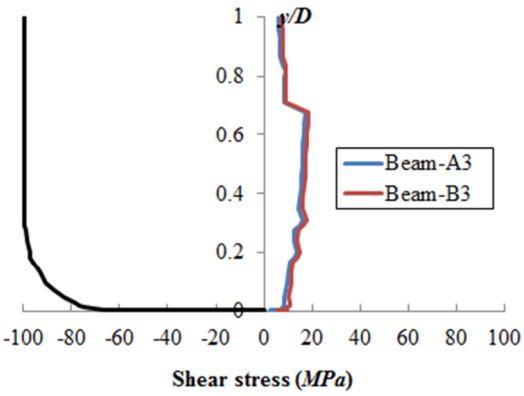
(d) Element ⑧ of Beam-A3 and ④ of Beam-B3 (z / L = 0.345～0.398)



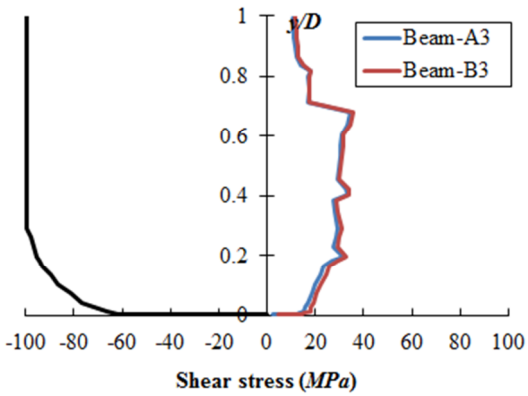
(e) Element ⑨ of Beam-A3 and ⑤ of Beam-B3 (z / L = 0.398～0.452)



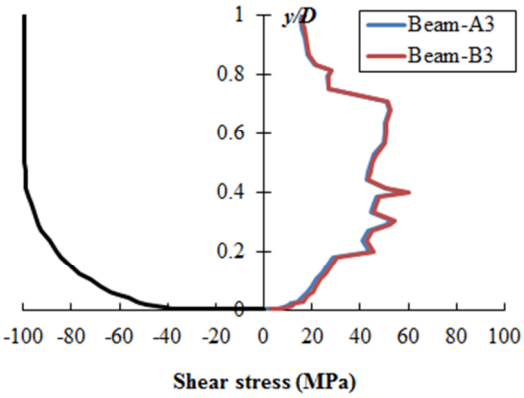
(f) Element ⑩ of Beam-A3 and ⑥of Beam-B3 (z / L = 0.452～0.506)



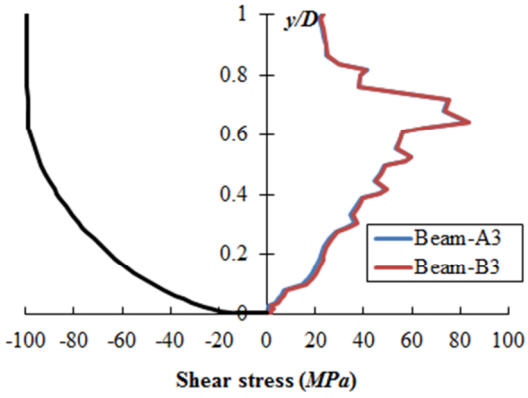
(g) Element ⑪ of Beam-A3 and ⑦ of Beam-B3 (z / L = 0.506～0.560)



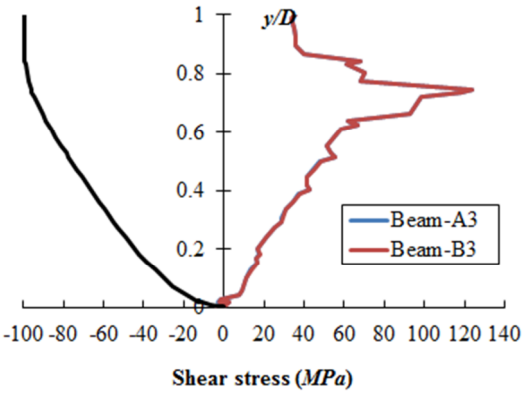
(h) Element ⑫ of Beam-A3 and ⑧ of Beam-B3 (z / L = 0.560～0.613)



(i) Element ⑬ of Beam-A3 and ⑨ of Beam-B3 (z / L = 0.613～0.667)

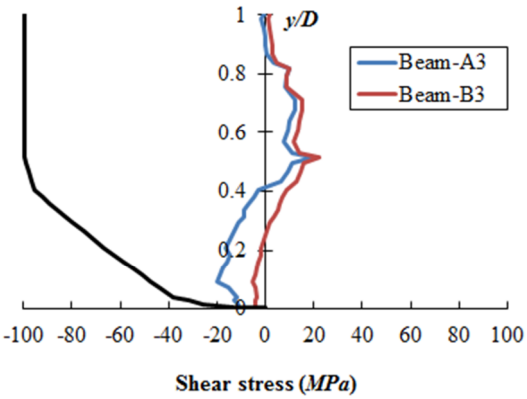


(j) Element ⑭ of Beam-A3 and ⑩ of Beam-B3 (z / L = 0.667～0.721)

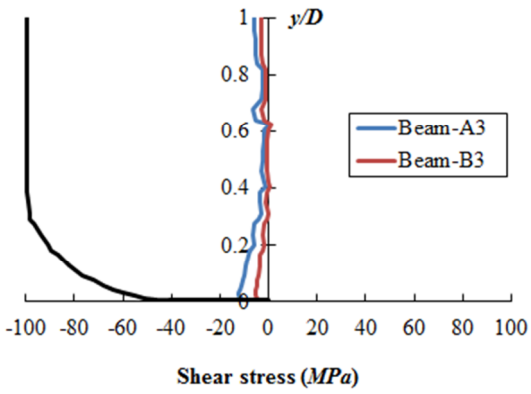


(k) Element ⑮ of Beam-A3 and ⑪ of Beam-B3 (z / L = 0.721～0.775)

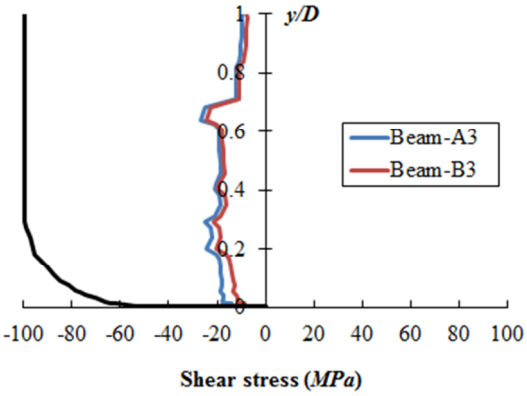
Fig. 6.4.46 Distribution of shear stress induced by M_{WT1}



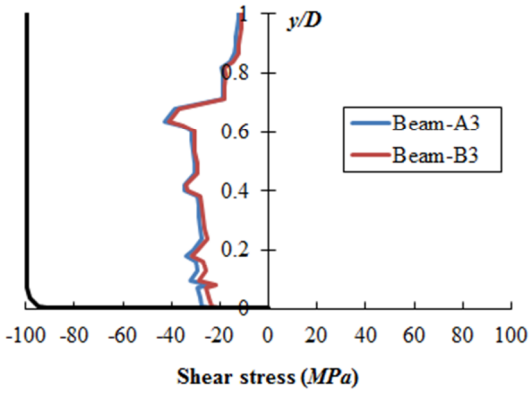
(a) Element ⑤ of Beam-A3 and ① of Beam-B3 (z / L = 0.237～0.253)



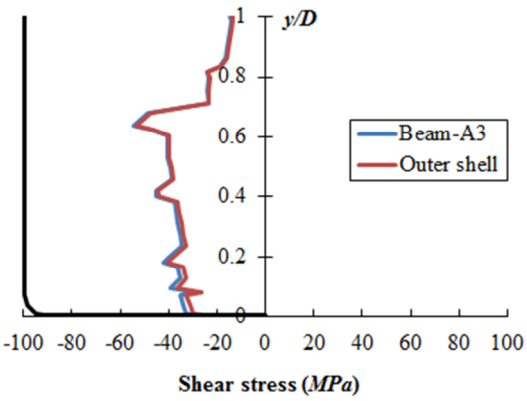
(b) Element ⑥ of Beam-A3 and ② of Beam-B3 (z / L = 0.253～0.291)



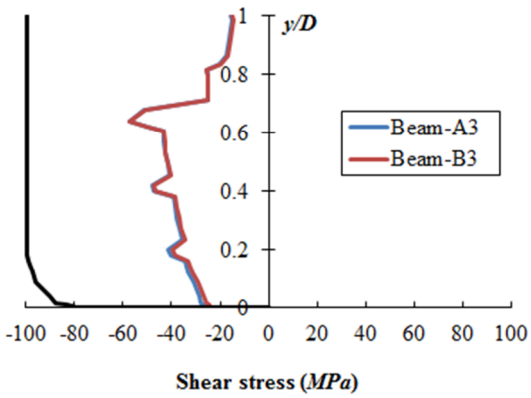
(c) Element ⑦ of Beam-A3 and ③ of Beam-B3 (z / L = 0.291～0.345)



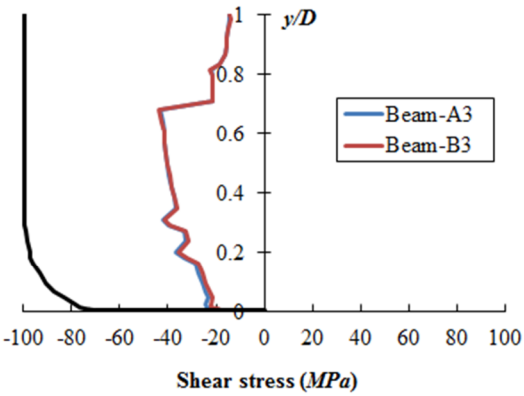
(d) Element ⑧ of Beam-A3 and ④ of Beam-B3 (z / L = 0.345～0.398)



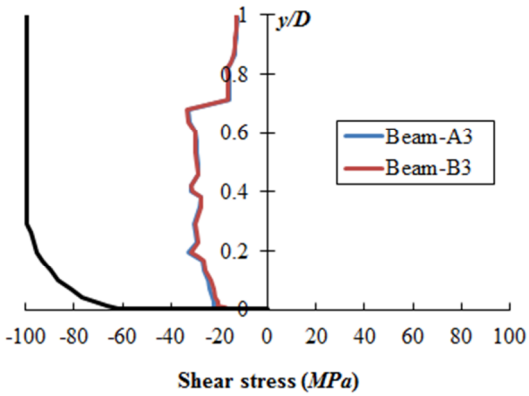
(e) Element ⑨ of Beam-A3 and ⑤ of Beam-B3 (z / L = 0.398～0.452)



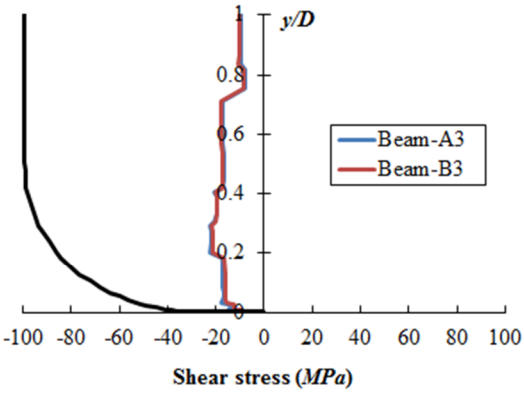
(f) Element ⑩ of Beam-A3 and ⑥of Beam-B3 (z / L = 0.452～0.506)



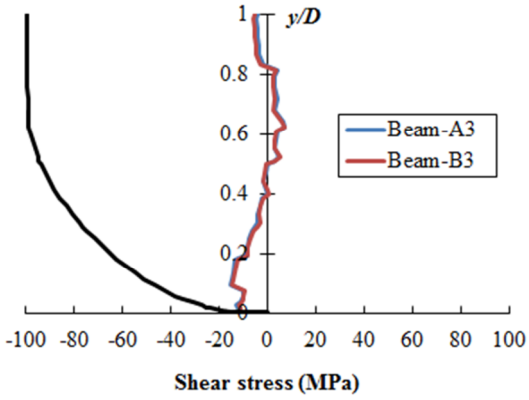
(g) Element ⑪ of Beam-A3 and ⑦ of Beam-B3 (z / L = 0.506～0.560)



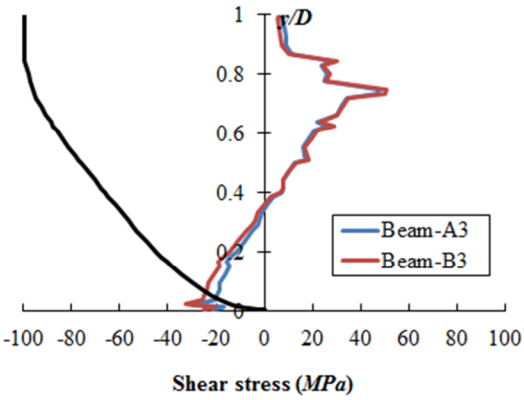
(h) Element ⑫ of Beam-A3 and ⑧ of Beam-B3 (z / L = 0.560～0.613)



(i) Element ⑬ of Beam-A3 and ⑨ of Beam-B3 (z / L = 0.613～0.667)



(j) Element ⑭ of Beam-A3 and ⑩ of Beam-B3 (z / L = 0.667～0.721)



(k) Element ⑮ of Beam-A3 and ⑪ of Beam-B3 (z / L = 0.721～0.775)

Fig. 6.4.47 Distribution of shear stress induced by M_{WT2}

(4) 解析対象船の縦曲げ逐次崩壊解析

ここでは、解析対象船の全船モデルおよび 5 ホールドモデルを用いた縦曲げ逐次崩壊解析を実施し、提案手法により得られた最終強度を FEM 解析結果と比較する。なお、梁要素モデルによる逐次崩壊解析では、第 5.4.1 項の CSR-BC の方法により、断面構成要素の平均軸応力～平均軸ひずみ関係を計算する。

● **負荷縦曲げモーメント**

第 6.4.4 項(2)に示した静水曲げモーメント M_{SV} および波浪中縦曲げモーメント $M_{WV}(+)$ の和を余弦 1 波長形状で模擬したホギングモーメント（Fig. 6.4.26 参照）を縦曲げ最終強度に達するまで段階的に負荷する。ただし、提案手法および LS-DYNA による解析とも荷重制御で実施し、提案手法においては変位が不安定になるステップを縦曲げ最終強度とする。

なお、機関室前方断面において固定条件を課す 5 ホールドモデルでは、設定した曲げモーメント分布を実現するために、モデル前方自由端に剛体板を設け、その重心回りに縦曲げモーメントを負荷する。そのため、剛体板近傍では、荷重の集中により局所的に塑性化が進行する恐れがある。そこで、5 ホールドモデルによる LS-DYNA 解析においては、モデル前方 1.5 ホールド内要素の降伏応力を 50%高めに設定して解析を実施する。

● **梁要素モデルによる解析結果**

全船モデルおよび 5 ホールドモデルによる縦曲げモーメント～曲率関係を Fig. 6.4.48 に示す。両モデルともに、船体中央断面のやや前方 z/L = 0.506～0.560 の要素（要素⑪および要素⑦）で崩壊に至った。縦曲げ最終強度は、それぞれ、10.96×10^6 *kN*−*m* および 11.10×10^6 *kN*−*m* であり、モデル化領域による最終強度の差は 1.3%程度であった。

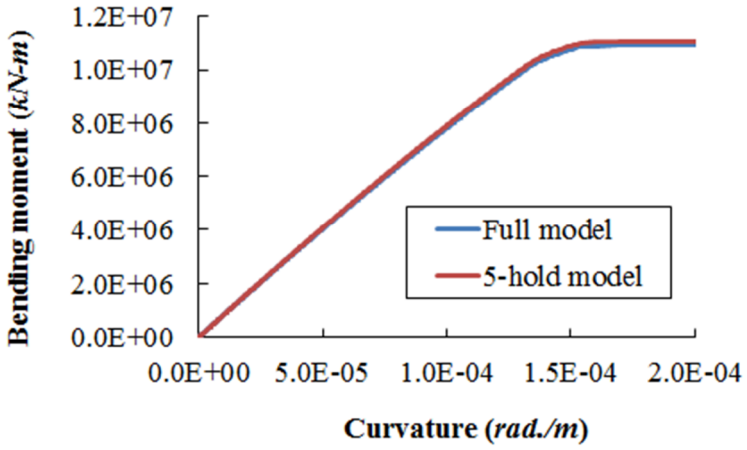
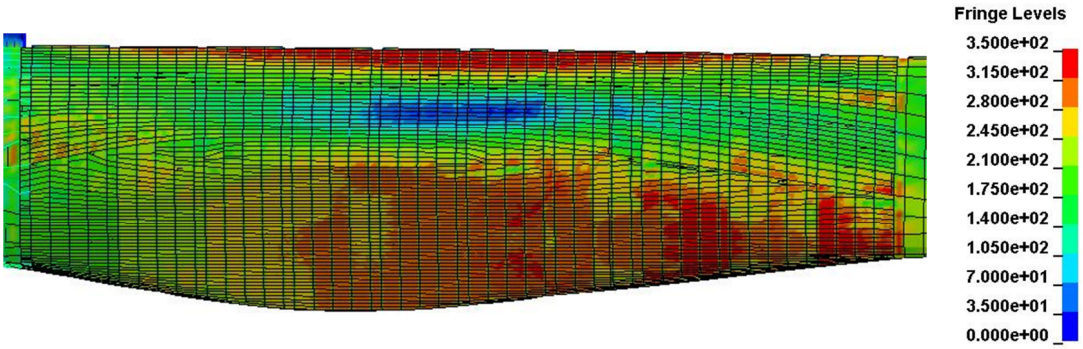


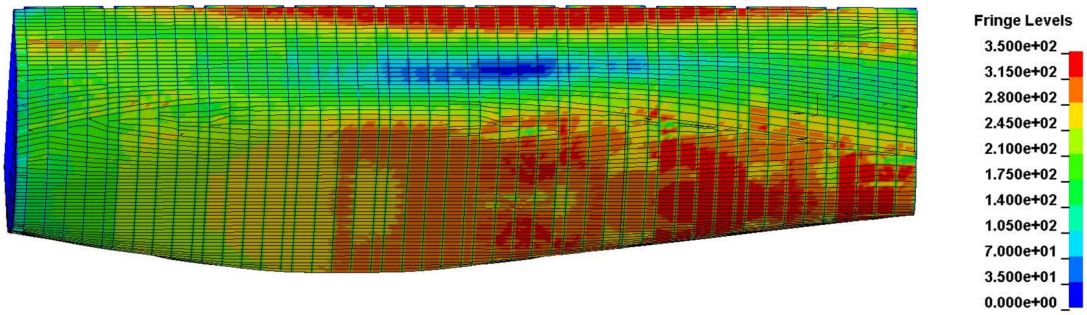
Fig.6.4.48 Bending moment−curvature relationship under $M_{V,\,total}$

● **LS-DYNA による解析結果**

全船モデルおよび 5 ホールドモデルによって得られた縦曲げ最終強度時における Mises 等価応力分布および相当塑性ひずみ分布をそれぞれ、Fig. 6.4.49 および Fig. 6.4.50 に示す。両図より、崩壊断面は両モデルとも船体中央断面近傍（$z/L = 0.507$）であり、梁要素モデルによる解析結果と同位置である。また、Fig.6.4.51 に崩壊断面における縦曲げモーメントの時系列を示す。LS-DYNA 解析の結果は、提案手法の結果と比較して 13.5% 高めの最終強度を与える。この理由として、梁要素モデルでは平板要素としている曲面板での有限要素モデルにおける座屈強度上昇等が考えられるが、他船種について実施された Smith の方法による逐次崩壊解析結果と LS-DYNA 解析結果においても同様の結果が得られており [9)]、提案手法による結果も妥当であると考えられる。

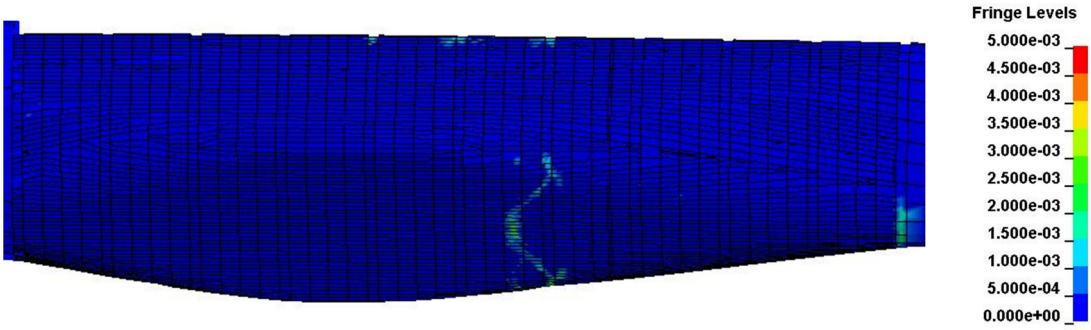


(a) Full model

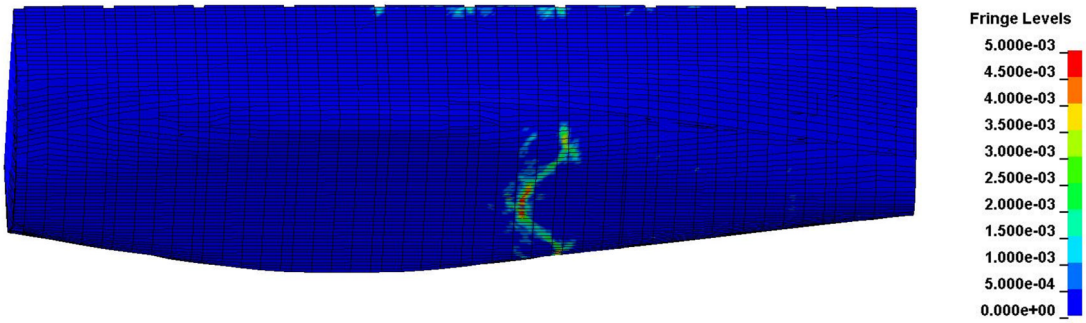


(b) 5-hold model

Fig.6.4.49 Contour of von-Mises equivalent stress under $M_{V,\,total}$



(a) Full model



(b) 5-hold model

Fig.6.4.50 Contour of equivalent plastic strain under $M_{V,\,total}$

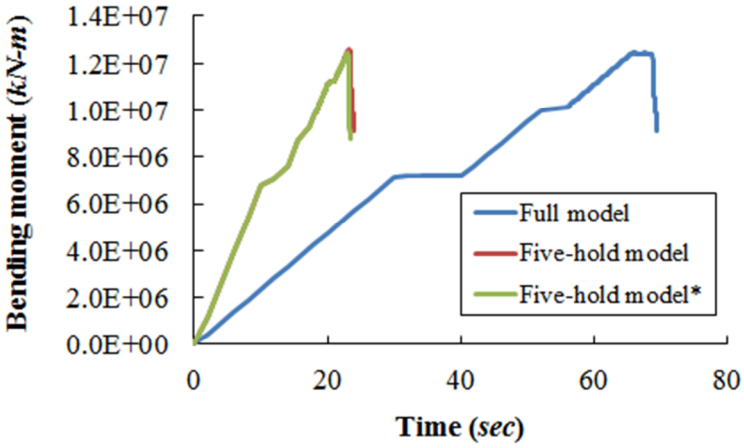


Fig. 6.4.51 Time history of vertical bending moment at collapse section

(Note, *: definition of elastic-perfect plastic for material properties)

(5) 捩りの影響を考慮した要素ごとの縦曲げ逐次崩壊解析

ここでは、捩りモーメントが船体梁の縦曲げ最終強度に及ぼす影響を提案手法により検討する。まず、解析対象船の全船モデルおよび 5 ホールドモデルに第 6.4.4 項(1)に示した波浪中捩りモーメント M_{WT1} または M_{WT2} を負荷する。つぎに、船体中央断面近傍の 4 要素（z/L = 0.398～0.613）を対象に、波浪中捩りモーメント作用下において、縦曲げによる逐次崩壊解析を実施し、縦曲げ最終強度を得る。解析結果より、捩りモーメントが縦曲げ最終強度に及ぼす影響を検討する。

- **負荷捩りモーメント**

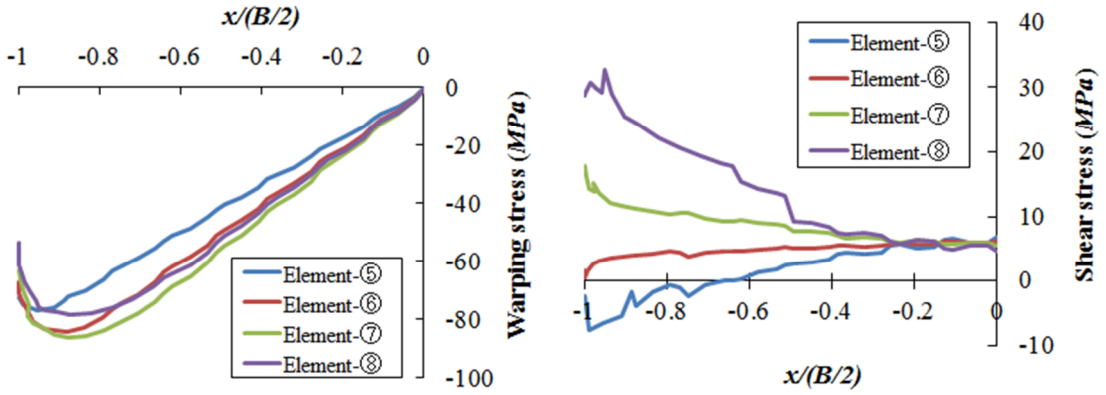
第 6.4.4 項(3)と同様、Fig. 6.4.35 に示した波浪中捩りモーメント M_{WT1} または M_{WT2} を全船モデルおよび 5 ホールドモデルに負荷する。

- **反り応力および剪断応力**

負荷捩りモーメント M_{WT1} または M_{WT2} 負荷時において、5 ホールドモデルの当該梁要素の船底外板に生じる断面幅方向の反り応力分布および剪断応力分布を、それぞれ、Fig. 6.4.52 および Fig. 6.4.53 に示す。

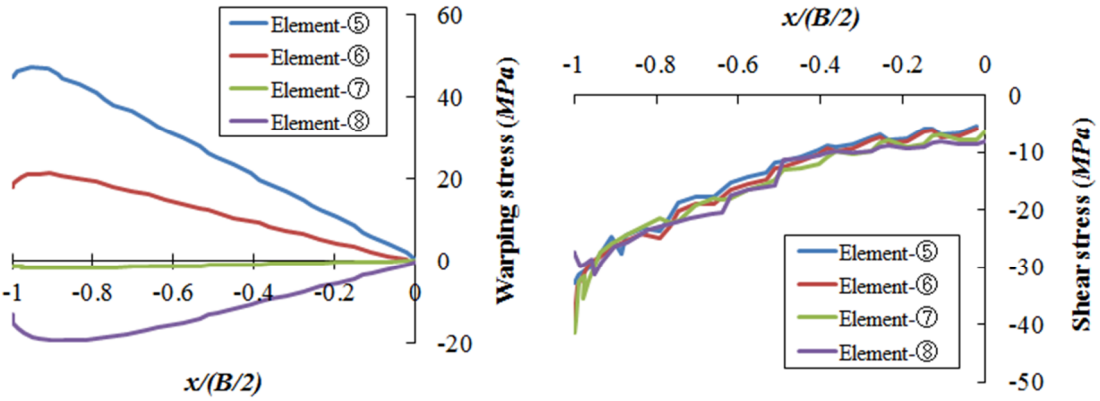
Fig. 6.4.52 より、捩りモーメント M_{WT1} 作用時には、梁要素⑥（z/L = 0.452～0.506）および梁要素⑦（z/L = 0.506～560）において、船底外板ビルジ側で 80 *MPa* を超える反り応力が生じるが、剪断応力は 15 *MPa* 以下である。したがって、捩りモーメント M_{WT1} の場合、船体全体の縦曲げ最終強度に及ぼす影響は、反り応力が支配的であると考えられる。

一方、捩りモーメント M_{WT2} 作用時には、剪断応力は船底外板ビルジ側で 30 *MPa* 程度に達するものの、船体中央断面近傍の反り応力が小さいため、船体全体の縦曲げ最終強度に及ぼす影響は小さいと考えられる（剪断応力が防撓パネルの最終強度に及ぼす影響については、Appendix B 参照）。



(a) Warping stress　　(b) Shear stress

Fig. 6.4.52 Warping and shear stress induced by torsional moment, M_{WT1}



(a) Warping stress　　(b) Shear stress

Fig. 6.4.53 Warping and shear stress induced by torsional moment, M_{WT2}

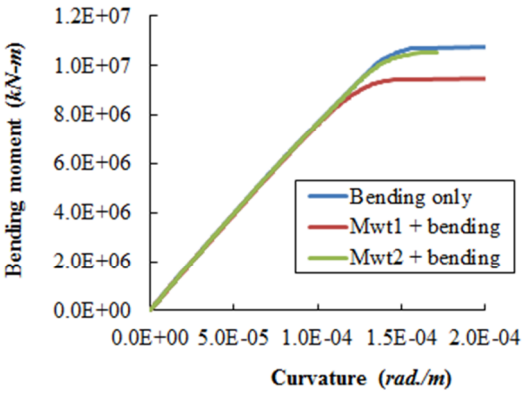
● **負荷縦曲げモーメント**

捩りモーメント M_{WT1} または M_{WT2} を負荷した状態で、余弦 1 波長形状で模擬したホギングモーメント（Fig. 6.4.26 参照）を全船モデルおよび 5 ホールドモデルに縦曲げ最終強度に達するまで段階的に負荷する。

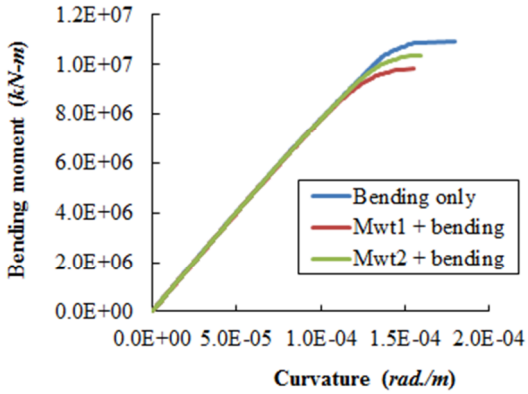
● **捩りの影響を考慮した要素ごとの縦曲げ最終強度**

Fig. 6.4.54 に縦曲げモーメントのみ、捩りモーメント M_{WT1} および縦曲げモーメント、並びに、捩りモーメント M_{WT2} および縦曲げモーメントを負荷した場合の縦曲げモーメント～曲率関係を全船モデルおよび 5 ホールドモデルについて示す。いずれの梁要素においても前述のように、捩りモーメント M_{WT1} の影響が顕著であり、捩りモーメント M_{WT2} の影響は小さいことがわかる。全船モデルの梁要素⑨～⑫における捩りモーメント M_{WT1} 負荷による最終強度の低下率は、順に 11.7%、14.0%、13.4%および 11.1%である。同様に、捩りモーメント M_{WT2} では、順に 2.11%、0.32%、1.31%および 2.40%である。したがって、対象船において、捩りモーメント M_{WT1} と縦曲げモーメントが同位相で作用すると仮定した場合、縦曲げ最終強度の低下率は、崩壊断面を含む梁要素⑪での低下率となり 13.4%となる。

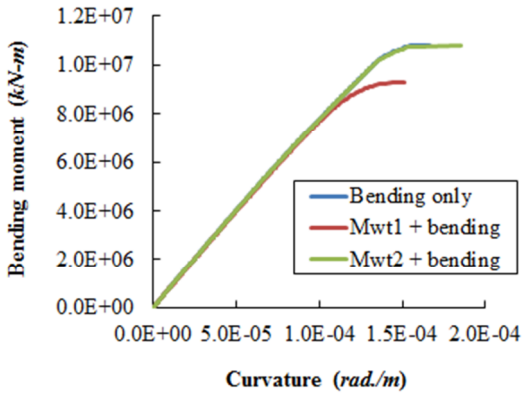
また、当該要素の全船モデルおよび 5 ホールドモデルの最終強度を比較して Fig. 6.4.55 に示す。5 ホールドモデルの解析結果が全船モデルの解析結果よりやや高めではあるが、その誤差は 1.6%程度であり、機関室前面近傍で反り応力が大くなる捩りモーメント M_{WT2} による捩り解析を除いて（第 6.4.4 項(3)参照）、機関室前面に固定条件を課す 5 ホールドモデルの解析で十分であることが明らかになった。



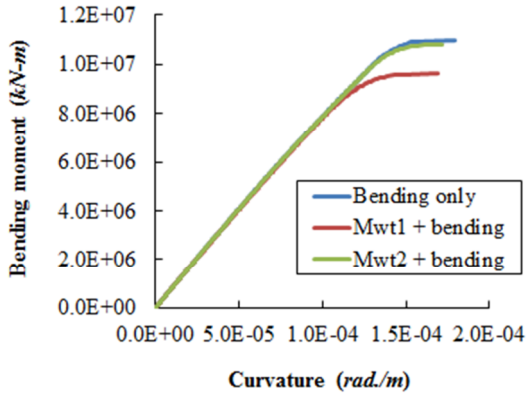
(a) Element ⑨ of full model
(0.398 ≦ z/L ＜ 0.452)



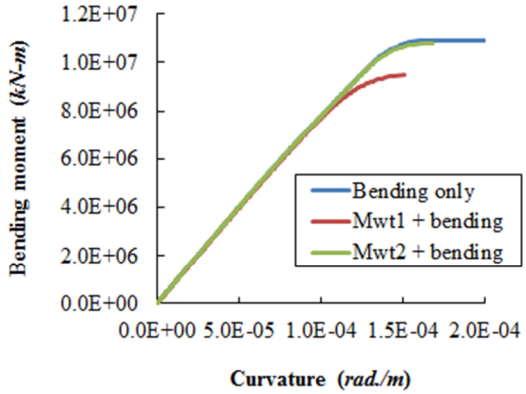
(b) Element ⑤ of five-hold model
(0.398 ≦ z/L ＜ 0.452)



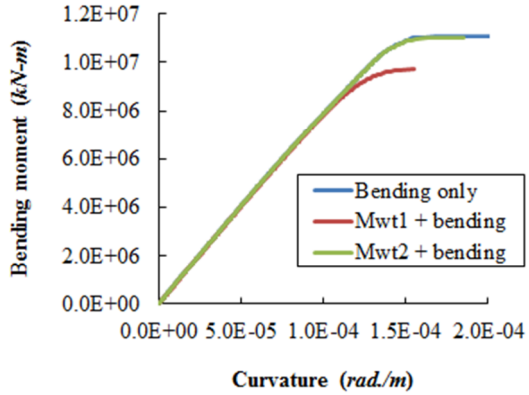
(c) Element ⑩ of full model
(0.452 ≦ z/L ＜ 0.506)



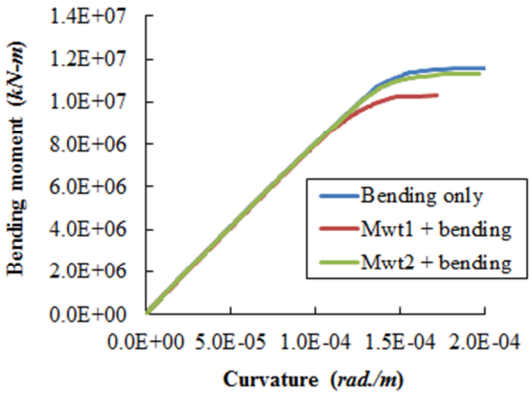
(d) Element ⑥ of five-hold model
(0.452 ≦ z/L ＜ 0.506)



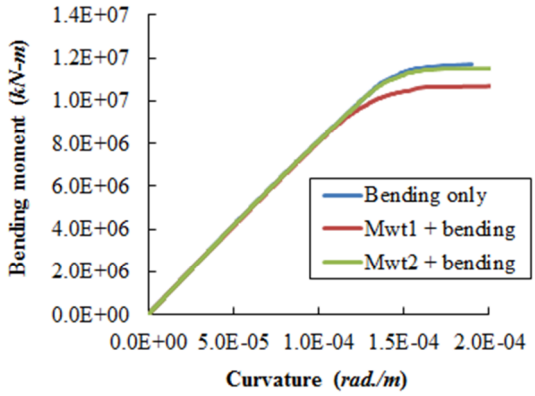
(e) Element ⑪ of full model
(0.506 ≦ z/L ＜ 0.560)



(f) Element ⑦ of five-hold model
(0.506 ≦ z/L ＜ 0.560)



(g) Element ⑫ of full model
(0.560 ≦ z/L ＜ 0.613)



(h) Element ⑧ of five-hold model
(0.560 ≦ z/L ＜ 0.613)

Fig. 6.4.54 Vertical bending moment – curvature relationships under combined loads

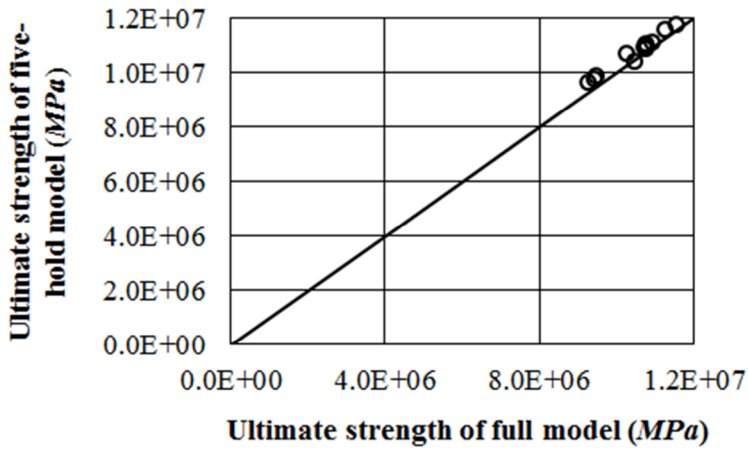


Fig. 6.4.55 Comparison of ultimate strength between full model and five-hold model

6.5　結言

第 3 章～第 5 章では、捩りの影響を考慮可能な薄肉断面梁の実用的縦曲げ最終強度解析法の解析理論について述べた。この方法は、基本的に Smith の方法に準じた 2 段階解析法である。すなわち、Smith の方法をそのまま薄肉断面梁の曲げ捩り解析に適用できないため、横断面を Smith の方法のように板要素で分割した直線梁要素を考案した。これを一様断面の梁要素として材軸方向につなぎ、弾性範囲内で曲げ捩り解析を行い、得られた反り応力および剪断応力を第 2 ステップの断面構成要素に組み込むことにより、Smith の方法に基づく逐次崩壊解析を行う方法である。

本章では、提案手法を開口付きボックスガーダー、コンテナ船を模擬した縮尺模型試験体（第 2 章参照）、並びに、実コンテナ船に適用し、弾性解析による曲げ剛性、捩り剛性、曲げ応力分布、反り応力分布および剪断応力分布を 3 次元シェルモデルによる FEM 解析結果と比較した。また、縮尺模型試験体に対しては、曲げおよび捩りに関する最終強度相関関係を FEM 解析結果と比較した。さらに、実コンテナ船に対しては、日本海事協会の荷重算式による捩りモーメントを梁要素モデルおよび有限要素モデルに負荷し、応力応答特性を検討するとともに、捩りモーメントが縦曲げ最終強度に及ぼす影響を検討した。以上の検討から得られた知見を以下に示す。

(1) 横隔壁のない開断面あるいは閉断面のみからなる薄肉断面梁の捩り問題に提案手法を適用した結果、捩れ変形については FEM 解析結果とほぼ一致する（誤差 2%以内）。しかしながら、開断面と閉断面とが混在する梁要素モデルに対しては、開断面での捩れ角が過大となるほか、開断面と閉断面とをつなぐ節点近傍において、反り応力が精度良く計算されない。したがって、このような梁要素モデルの捩り問題を精度良く解析するためには、材軸方向の変位の適合条件を近似的に満足させる何らかの方法を提案手法に導入する必要がある。

(2) コンテナ船を参照した縮尺模型試験体に提案手法を適用し、弾性範囲内で縦曲げおよび捩り解析を実施した結果、梁の長さ方向の鉛直変位および捩れ角は、FEM 解析結果と良い相関を示した。

(3) 曲げおよび捩りモーメントを受ける縮尺模型試験体の提案手法による逐次崩壊解析結果は、曲げモーメントが支配的な場合、FEM 解析結果と良い相関を示すが、捩りモーメントの増加に伴い、最終強度を低めに推定するようになる。この理由として、提案手法では、捩りによる剪断応力の影響を断面構成要素の降伏応力低下として考慮しているが、捩りが支配的な場合には過大に評価されるである（Appendix B 参照）。

(4) 5,250TEU コンテナ船に提案手法を適用し、弾性範囲内で縦曲げおよび捩り解析を行った結果、曲げ剛性、捩り剛性、曲げ応力分布、反り応力分布および剪断応力分布とも、FEM 解析結果と良い相関を示した。

(5) 5,250TEU コンテナ船に提案手法を適用し、静水中縦曲げモーメント（設計荷重）およびホギングの波浪中縦曲げモーメント（規則荷重）を負荷した場合、Fig. 6.4.31 に示したように、引張側は船体中央断面近傍で曲げ応力が最大になるのに対し、圧縮側は船体中央断面近傍に加えて $z = 3L/4$ 付近も最大レベルとなる。ただし、引張側および圧縮側とも応力レベルは降伏応力の約 66%となる。一方、この場合の剪断応力は、Fig. 6.4.34 に示したように、$z = L/4$ 付近（機関室前方壁近傍）が最大で、剪断降伏強度の約 50%となる。

(6) 日本海事協会のコンテナ船の曲げ捩り強度ガイドラインによる捩りモーメント M_{WT1} を負荷した場合、船体中央断面近傍の反り応力が最大となり、縦曲げ最終強度に及ぼす影響が大きいと考えられる。また、捩りモーメント M_{WT2} を負荷した場合、$z = L/4$ 付近で反り応力が最大となる。そのため、5 ホールドモデル（機関室前面に固定条件を課すモデル）を用いる捩り解析には、境界条件の影響が無視できないため、全船モデルによる捩り解析が必要である。一方、剪断応力分布については、M_{WT1} の場合および M_{WT2} の場合ともに全船モデルと 5 ホールドモデルの結果がほぼ一致し、モデル化範囲および境界条件の影響は無視できるほど小さい。また、剪断応力が縦曲げ最終強度に及ぼす影響も小さく、反り応力の影響が支配的になると考えられる。

(7) 捩りモーメント $M_{WT\,1}$ の影響による縦曲げ最終強度の低下率は、崩壊断面を含む梁要素⑪での低下率となり、13.4%低下することとなる。なお、$M_{WT\,2}$ の影響は 2.4%以下である。

以上の結果を踏まえ、開断面と閉断面との接続方法の工夫、並びに、実コンテナ船に多く存在する曲面板の平均軸応力～平均軸ひずみ関係の組み込み等により、提案手法の解析精度をさらに向上させることが可能である。

第 6 章の参考文献

1) Smith, C. S.: Influence of local compressive failure on ultimate longitudinal strength of a ship's hull, *Proceedings of PRADS*, Tokyo, pp.73-79, 1977.
2) Senjanovic, I., Tomasevic, S., Rudan, S. and Senjanovic, T.: Role of transverse bulkheads in hull stiffness of large container ships, Engineering Structures, 30:9, 2492-2509, 2008.
3) Pedersen, P. T: Beam Theories for Torsional-Bending Response of Ship Hulls, *Journal of Ship Research*, 35:3, pp.254−265, 1991.
4) 日本海事協会：船体曲げ捩り強度評価ガイドライン（改訂版），(2012).
5) 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論文集，第 16 号，pp. 121-130，2012.

6) 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，pp. 449-461，1991.
7) 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，pp. 437-446，1992.
8) International Association of Classification Societies (IACS): Common structural rules for bulk carriers (Chapter 5 Appendix 1), pp. 21–26, 2006.
9) 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、pp. 215，2011.

第７章　総括

本研究は、昨今のコンテナ船の大型化を背景として、複合荷重を受ける船体梁の実用的縦曲げ最終強度解析法の構築、並びに、その妥当性の検証を目的として実施した。本章では、研究全体について総括を行うとともに、今後の課題を示す。

第 1 章では、本研究を始めるに至った背景について述べ、つづいて、本研究の内容に関連した研究の沿革について述べた。最後に、本研究の目的および本論文の構成を示した。

船体梁の縦曲げ最終強度は、極限海象における survivability を評価するための強度評価項目であり、人命・財産の喪失に繋がるだけでなく、時には甚大な環境被害をもたらすこともある。構造安全性評価には、作用荷重の厳密な算定が必要であり、とくに昨今の超大型コンテナ船では、スラミングによるホイッピング荷重の評価も重要であるが、これについては、現在のところ議論の最中でもあるため、本研究では、荷重計算に関しては船級協会の構造強度評価ガイドライン算式を使用するにとどめた。また、より厳密な構造安全性評価を行うためには、荷重および強度のばらつきを含めた信頼性解析を実施する必要がある。

本研究では、捩りの影響を考慮可能な縦曲げ最終強度の簡易解析法を構築することが主目的である。そこで、解析法の構築に先立ち、曲げ捩りを受ける薄肉断面梁の応力状態、逐次崩壊挙動、最終強度、最終強度後の挙動を確認するための模型試験を実施した。

第 2 章では、縦曲げと捩りを受ける薄肉断面梁の崩壊挙動を明らかにするとともに、提案手法および FEM 解析の参照解を得るために実施したコンテナ船模型の逐次崩壊試験について、コンテナ船模型の設計・製作、試験方法、並びに、試験結果の概要について述べた。得られた主な知見は、以下の通りである。

(1) 捩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。
- つぎに、圧縮の反り応力が発生する固定端近傍において、ビルジコーナー付近の外板に座屈および降伏が生じる。これは、片舷の船側構造を 1 つの桁構造とみなすと、船底側が甲板側より板厚がかなり薄いため、船底が引張となる側の船側構造より先に断面剛性が減少するためである。
- その後、断面の捩り剛性が大きく変化する閉断面に隣接するハッチコーナー部に破断が生じる。
- 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、固定端近傍の船底外板および船側外板下部に広く拡大し、全体座屈崩壊に至る。

(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。そのため、縦曲げが支配的な場合

を想定する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、捩りによる剪断応力は、断面構成要素の降伏応力を低下させることで考慮し、反り応力は、防撓パネル要素等断面構成要素の初期応力として考慮することとする。

コンテナ船模型の逐次崩壊試験結果をもとに、本研究では、基本的には Smith の方法に準じつつ、2 段階の解析法の構築を試みた。すなわち、Smith の方法は、純曲げ状態にある横断面の逐次崩壊解析法であり、そのままでは捩り解析に適用できない。そこで、Smith の方法と同様に横断面を防撓パネル要素等に分割した直線梁要素を新たに考案し、それを長さ方向に繋ぐことにより、変断面梁の曲げ捩り解析を行う手法を構築した（第 1 ステップ）。さらに、この曲げ捩り解析結果を考慮して横断面の逐次崩壊解析を行う方法を構築した（第 2 ステップ）。提案手法の最大の特長は、これら両ステップにおいて横断面の要素分割を共用できる点であり、解析モデルの作成工数についても FEM 解析と比較して圧倒的に有利である。

第 3 章では、提案手法の第 1 ステップに用いる曲げ捩りを受ける梁要素の定式化について述べるとともに、横断面の剪断中心回りの反り関数を簡便に求める手法を示した。これらの手法は、以下のようにまとめられる。

(1) 薄肉断面梁の座標系を定義し、曲げおよび捩り変形に基づく変位関数を示した。この変位関数をもとに、梁要素内の変位～ひずみ関係、並びに、応力～ひずみ関係を導いた。

(2) (1)に基づき、梁要素を用いた 1 次元有限要素法の定式化について示し、仮想仕事の原理により剛性方程式を導いた。

(3) さらに、梁要素横断面の剪断中心回りの反り関数を、横断面を直線要素で分割することによって、有限要素法により簡便に求める手法を示した。この方法は、閉断面だけでなく、開断面および閉断面を一部含む開断面等、任意形状の薄肉断面に適用可能であり、梁の曲げ捩り解析の精度を失わずに簡便化することに貢献している。

(4) 本研究で提案した梁要素モデルは、基本的に藤谷の方法に準じているが、梁要素に軸方向の変位を新たに導入することにより、Smith の方法が縦曲げによる横断面の瞬時中立軸の移動を自動的に考慮できるのと同様、捩りによる梁横断面の瞬時剪断中心の移動を自動的に考慮できるという特長を持つ。

第 4 章では、開断面梁の捩り剛性に影響を及ぼす横隔壁および船側構造上部の取り扱い方法について述べた。これらの影響を考慮する方法は、以下のようにまとめられる。

(1) まず、船体を U 字型断面梁と仮定して、捩りによる梁の反り変形を 1 次式で表すとともに、梁要素モデルの反り変形に抵抗する横隔壁の曲げ変形を簡素な 3 次式でモデル化し、横隔壁の変形にともなう曲げ、捩りおよび剪断のひずみエネルギを導出した。

(2) エネルギ法に基づき、(1)で得られたひずみエネルギを薄肉断面梁全体のひずみエネルギに足し込むことにより、梁要素モデルの曲げ捩り解析手法に横隔壁の影響を考慮す

る方法を示した（Senjanovic の方法）。

(3) さらに、本研究では、横隔壁スツール部とこれに接続する船側構造上部のボックスガーダー部の間に回転バネを導入することにより、横隔壁スツール部の曲げ変形に起因する船側構造上部の曲げ変形の影響を考慮する方法を開発した。

(4) 最後に、閉断面としての横隔壁部分の影響を導入する方法を示した。

第 5 章では、まず、提案手法の第 2 ステップの横断面の逐次崩壊解析に適用した Smith の方法の基本概念について説明した。つぎに、提案手法の第 1 ステップの結果を第 2 ステップに導入する方法を示した。その内容は以下のように要約される。

(1) Smith の方法に基づく一般的な逐次崩壊解析手順について述べ、船体横断面を板要素、防撓パネル要素およびハードコーナー要素（断面構成要素）に分割する方法を示した。

(2) 断面構成要素ごとに、座屈や降伏の影響を考慮して平均軸応力～平均軸ひずみ関係をを求める手順について、CSR-BC の計算式に基づく方法、並びに、矢尾らによる解析手法を示した。

(3) 提案手法の第1ステップにおける梁要素モデルの曲げ捩り解析によって得られた要素ごとの反り応力は、そのまま第2ステップの断面構成要素の平均軸応力に足し込んだ。一方、剪断応力は Mises 降伏条件に従い、材料の降伏強度を低下させることにより考慮した。なお、剪断と圧縮を同時に受ける防撓パネルの FEM 最終強度解析を別途実施し（Appendix B 参照）、上記のように剪断応力影響を簡易的に評価する方法の適用範囲を確認した結果、防撓パネルに作用する剪断応力τの剪断降伏応力τ_Yに対する比τ / τ_Yが 0.5 以下であれば、提案手法と FEM 解析結果間の誤差は 3.5% 以内となることが明らかになった。

第 6 章では、構築した解析手法を防撓材および横隔壁のない開口付きボックスガーダー、第 2 章で示したコンテナ船模型、並びに、実コンテナ船に適用し、3 次元シェルモデルによる FEM 解析結果と比較することにより、提案手法によって変形、応力分布および最終強度が実用上十分な精度で、かつ短時間で求められることを明らかにした。弾性解析による曲げ剛性、捩り剛性、曲げ応力分布、反り応力分布および剪断応力分布を FEM 解析結果と比較した。また、縮尺模型試験体に対しては、曲げおよび捩りに関する最終強度相関関係を FEM 解析結果と比較した。さらに、実コンテナ船に対しては、日本海事協会の荷重算式による捩りモーメントを梁要素モデルおよび有限要素モデルに負荷し、応力応答の特性を検討するとともに、捩りモーメントが縦曲げ最終強度に及ぼす影響を検討した。以上の検討から得られた知見を以下に示す。

(1) 開断面あるいは閉断面のみからなる薄肉断面梁の捩り問題に提案手法を適用すると、精度の高い解析結果が得られる。しかしながら、開断面と閉断面が混在する梁に対しては、材軸方向の変位の適合条件を近似的に満足させる何らかの方法の導入が必要である。

(2) コンテナ船を参照した縮尺模型試験体に提案手法を適用し、弾性範囲内で縦曲げおよび捩り解析を実施した結果、梁の長さ方向の鉛直変位および捩れ角は、FEM 解析結果と良い相関を示した。

(3) 曲げおよび捩りモーメントを受ける縮尺模型試験体の提案手法による逐次崩壊解析結果は、曲げモーメントが支配的な場合、FEM 解析結果と良い相関を示すが、捩りモーメントの増加に伴い、最終強度を低めに推定するようになる。この理由として、提案手法では、捩りによる剪断応力の影響を断面構成要素の降伏応力低下として考慮しているが、捩りが支配的な場合には過大に評価されるためと考えられる。

(4) 5,250TEU コンテナ船に提案手法を適用し、弾性範囲内で縦曲げおよび捩り解析を行った結果、曲げ剛性、捩り剛性、曲げ応力分布、反り応力分布および剪断応力分布とも、FEM 解析結果と良い相関を示した。

(5) 5,250TEU コンテナ船に提案手法を適用し、静水中縦曲げモーメント（設計荷重）およびホギングの波浪中縦曲げモーメント（規則荷重）を負荷した場合、Fig. 6.4.31 に示したように、引張側は船体中央断面近傍で曲げ応力が最大になるのに対し、圧縮側は船体中央断面近傍に加えて $z = 3L/4$ 付近も最大レベルとなる。ただし、引張側および圧縮側とも応力レベルは降伏応力の約 66%となる。一方、この場合の剪断応力は、Fig. 6.4.34 に示したように、$z = L/4$ 付近（機関室前方壁近傍）が最大で、剪断降伏強度の約 50%となる。

(6) 日本海事協会のコンテナ船の曲げ捩り強度ガイドラインによる捩りモーメント M_{WT1} を負荷した場合、船体中央断面近傍の反り応力が最大となり、縦曲げ最終強度に及ぼす影響が大きいと考えられる。また、捩りモーメント M_{WT2} を負荷した場合、$z = L/4$ 付近で反り応力が最大となる。そのため、5 ホールドモデルを用いた捩り解析には、境界条件（固定条件）の影響が無視できないため、全船モデルによる捩り解析が必要である。一方、剪断応力分布については、M_{WT1} の場合および M_{WT2} の場合ともに全船モデルと 5 ホールドモデルの結果がほぼ一致し、モデル化範囲および境界条件の影響は無視できるほど小さい。また、剪断応力が縦曲げ最終強度に及ぼす影響も小さく、反り応力の影響が支配的になると考えられる。

(7) 捩りモーメント $M_{WT\,1}$ の影響による縦曲げ最終強度の低下率は、崩壊断面を含む梁要素⑪での低下率となり、13.4%低下することとなる。なお、$M_{WT\,2}$ の影響は 2.4%以下である。

以上の結果を踏まえ、今後の課題を以下に示す。

(1) 本研究では、捩りモーメント最大時の船体横断面の縦曲げ最終強度を評価しており、安全側の評価ではあるが、実船の最終強度評価においては、捩りモーメントと縦曲げモーメントの位相差を考慮した荷重設定が必要である。

(2) また、捩りモーメントと相関の強い水平曲げモーメントの影響、また、船体に作用す

る水圧、貨物重量、自重等のローカル荷重の影響についても検討する必要がある。

(3) 提案手法の解析精度を向上させるため、開断面・閉断面間の節点における変位の連続性を満足するための手法を導入する必要がある。

(4) 本研究では、複合荷重として曲げモーメントおよび捩りモーメントのみを考慮しているが、提案手法第 1 ステップに縦剪断力によって生じる剪断応力の影響を組み込むことにより、さらなる精度向上が期待される。

謝辞

本研究を実施するにあたり、指導教官の大阪大学大学院教授 藤久保昌彦先生には、研究の方向付けから本論文の取りまとめまで、ひとかたならぬご指導・ご鞭撻、並びに、暖かい激励を頂戴いたしました。在学中の 2013 年 6 月には、大型コンテナ船の折損・沈没事故が発生し、藤久保先生は海事局の「コンテナ運搬船安全対策検討委員会」委員として、私は海事局傘下研究機関の解析担当者として、数多くの FEM 解析を実施・分析いたしました。その間、本研究自体は著しく停滞し、先生には多々ご迷惑をおかけすることになってしまいましたが、先生との意見交換が本研究だけでなく、その後の関連研究の実施に大いに役立っております。お詫びいたしますとともに、心から感謝し、御礼申し上げます。また、論文の審査にあたり貴重なご意見、ご指導をいただきました大阪大学大学院教授 村川英一先生、大沢直樹先生、同准教授 飯島一博先生に厚く御礼申し上げます。

大阪大学大学院名誉教授 矢尾哲也先生には、本研究のきっかけとなった科学研究費補助金・基盤研究(S)の研究分担者に加えていただき、実験を中心に実施させていただきました。先生のご助言があったればこそ、博士後期課程への入学を決意できたものと心より感謝申し上げます。

藤久保先生の研究室の皆様には、Smith の方法に基づく曲げモーメント～曲率関係を梁による 1 次元有限要素に組み込み、捩りの影響を考慮可能な BeamHULLST として構築いただき、本研究の緒を開いていただきました。とくに、卒業論文、修士論文、並びに、共同研究でご一緒させていただきました小河寛明氏（現ジャパンマリンユナイテッド株式会社）、並びに、辰巳晃先生（現大阪大学大学院助教）には御礼申し上げたいと存じます。

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）、並びに、独立行政法人（現国立研究開発法人）海上技術安全研究所の安藤孝弘主任研究員、穴井陽祐主任研究員、渡邉尚彦氏（現岐阜工業高等専門学校）、および、佐久間正明専門研究員に多大なるご協力をいただいきました。

また、本研究の FEM 解析実施に当たり、橋爪豊専門研究員にはコンテナ船の構造モデルの作成から LS-DYNA を用いた陽解法解析に至るまで、絶大なご助力を賜りました。各位の労に感謝致しますとともに厚く御礼申し上げます。

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の基盤研究(S)（課題番号：18106015；研究代表者：矢尾哲也）、基盤研究(A)（課題番号：23246150；研究代表者：藤久保昌彦）、および、基盤研究(A)（課題番号：15H02328；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し、関係各位に感謝申し上げます。

本論文に関連した発表論文

1) 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論文集，第 16 号，pp. 121-130，2012.

2) 田中義照，橋爪豊，小河寛明，辰巳晃，藤久保昌彦：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２　簡易解析手法の構築－，日本船舶海洋工学会論文集，第 20 号，pp. 137-145，2014.

3) Tanaka, Y., Ogawa, H., Tatsumi, A. and Fujikubo, M.: Analysis method of ultimate hull girder strength under combined loads, *Proceedings of the 7th International Conference on Thin-Walled Structures*, (CD-ROM), 2014.

4) 田中義照，橋爪豊，小河寛明，辰巳晃，藤久保昌彦：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－簡易解析手法の構築と妥当性検証－，日本船舶海洋工学会講演会論文集　第 19 号，pp. 475-478，2014.

5) 田中義照，橋爪豊，小河寛明，辰巳晃，藤久保昌彦：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－実コンテナ船への適用－，日本船舶海洋工学会講演会論文集，第 20 号，pp.287-290，2015.

6) Tanaka, Y., Ogawa, H., Tatsumi, A. and Fujikubo, M.: Analysis method of ultimate hull girder strength under combined loads, *Ships and Offshore Structures*, Volume 10, Issue 5, pp. 587-598, 2015（2015 Best Paper Awards 受賞）.

Appendix A　横隔壁および船側構造の剛性計算法

コンテナ船の横隔壁を構成する水平および鉛直方向のガーダーは、一般的にI型断面の桁であり、横隔壁スツール部および船側構造上部はボックスガーダーと見なすことができる。これらの部材の横断面の慣性モーメント I_b は、次式によって表される[1)]。

$$I_b = \frac{a^2}{A_p + A_w + A_f}\left[A_p A_f + \frac{A_w}{3}\left(A_p + \frac{A_w}{4} + A_f\right)\right] \tag{A.1}$$

ここに、a は断面の高さ、A_p は板の有効面積、A_w はウェブの面積、および、A_f はフランジの面積である。また、剪断面積は近似的にウェブの面積に等しいとする。

一方、捩り定数 I_t は、I型断面の捩り定数は有効な板およびフランジの慣性モーメントがそれらの重心に関する慣性モーメントに等しいとして、次式により計算する。

$$I_t = \frac{A_p A_f}{A_p + A_f} a^2 \tag{A.2}$$

ただし、ウェブは、横方向に剪断荷重を伝達しないため、上記の計算から除外する。

さらに、ボックスガーダーの捩り定数 I_{ts} は、次式により計算される。

$$I_{ts} = \frac{ab}{2}(at_a + bt_b) \tag{A.3}$$

ここに、a および b は、それぞれ、幅および高さであり、t_a および t_b は、それぞれ、それらの板厚である。

Appendix B

剪断応力が防撓パネルの圧縮強度に及ぼす影響

B.1　緒言

本研究では、曲げと捩りの複合荷重下における船体梁の縦曲げ最終強度を簡便に推定するための手法を構築するため、2段階の簡易解析法を提案した。解析法の第1ステップでは、薄肉断面梁を梁要素でモデル化し、1次元有限要素法として曲げ捩り解析を行う。第2ステップでは、Smithの方法[2)]に基づき、梁要素（横断面）の逐次崩壊解析を行う。その際、第1ステップで得られた反り応力は、第2ステップでの初期応力として保持される。一方、剪断応力については、第5.4節に示したように、Misesの降伏条件に従って材料の降伏強度が低下するとしてその影響を組み込む簡易法を提案した。ここでは、この簡易法の妥当性を検証するため、第6.4節で解析対象としたコンテナ船の船底外板を想定した連続防撓パネルを解析対象として、著者ら[3)]が提案したFEM解析手法により検証を行う。

B.2　解析方法

著者らは、Fig. B.1に示すような防撓板試験体を製作し、剪断および圧縮を同時に受ける防撓パネルの座屈崩壊実験を行うとともに、この実験条件あるいは実船の縦通隔壁における応力状態を再現するための境界条件を提案した。この方法は、FEM 解析で一般的に使用される多点拘束（MPC）を用いているが、その概要をFig. B.2に示す。

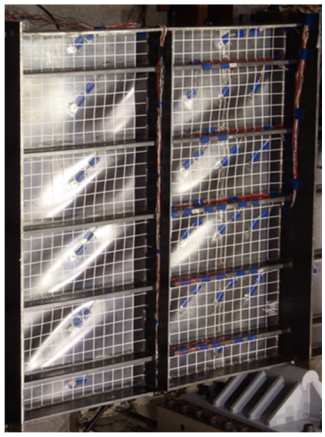
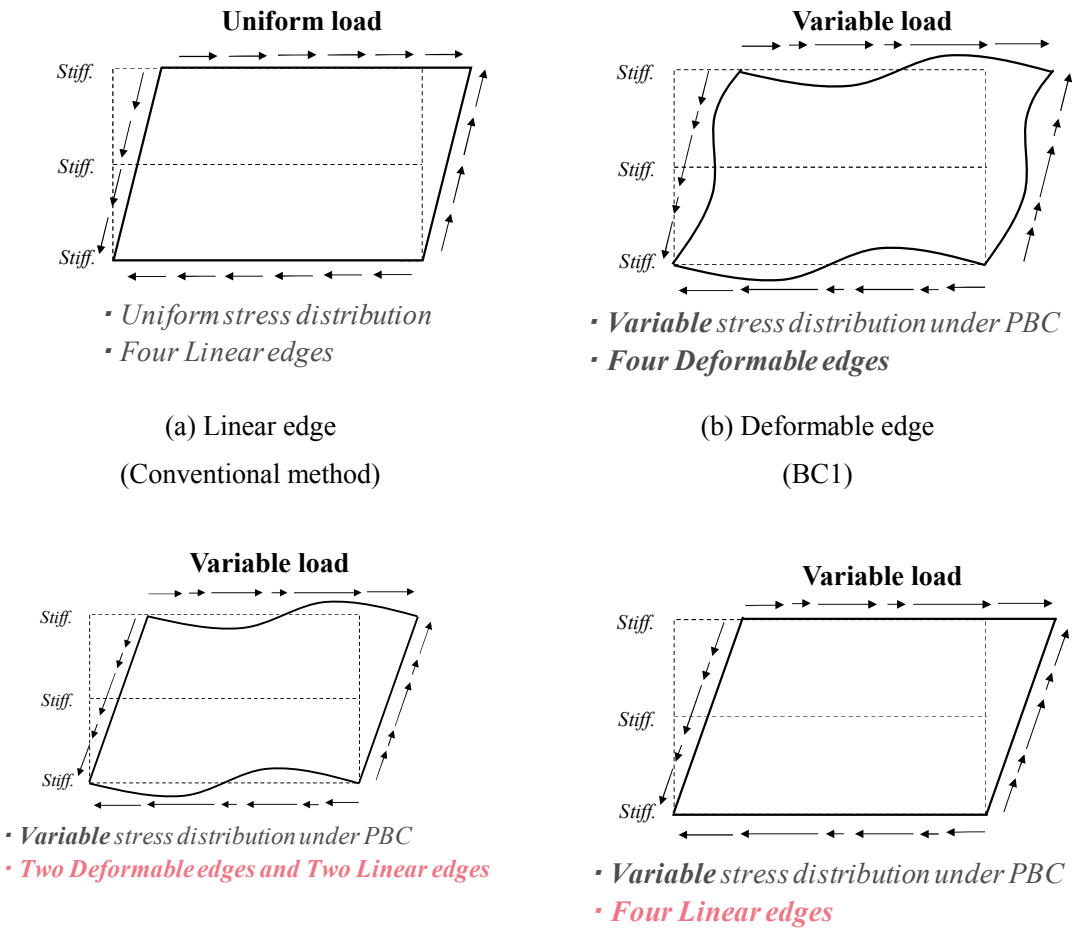


Fig. B.1 Stiffened panel specimen after shear buckling



(a) Linear edge
(Conventional method)

(b) Deformable edge
(BC1)

(c) Linear and deformable edge
(BC2)

(d) Liner edge
(BC3)

Fig. B.2 Deformation of continuous stiffened panel under in-plane shear

Fig. B.2 の提案手法のうち、ここでは(d)の BC3 を用いる。この境界条件は、境界辺すべてを直線拘束するが、同図(a)と異なり、境界辺上の剪断荷重の非一様性を許容する条件となっている。

B.2　解析対象

解析モデルは、連続防撓パネルを仮定し、いわゆるダブルスパンーダブルベイモデルとするが、防撓材間およびトランス材間の中央を境界とする一般的なモデル化とは異なり、防撓材およびトランス材位置を境界として、周期境界条件を設定している。

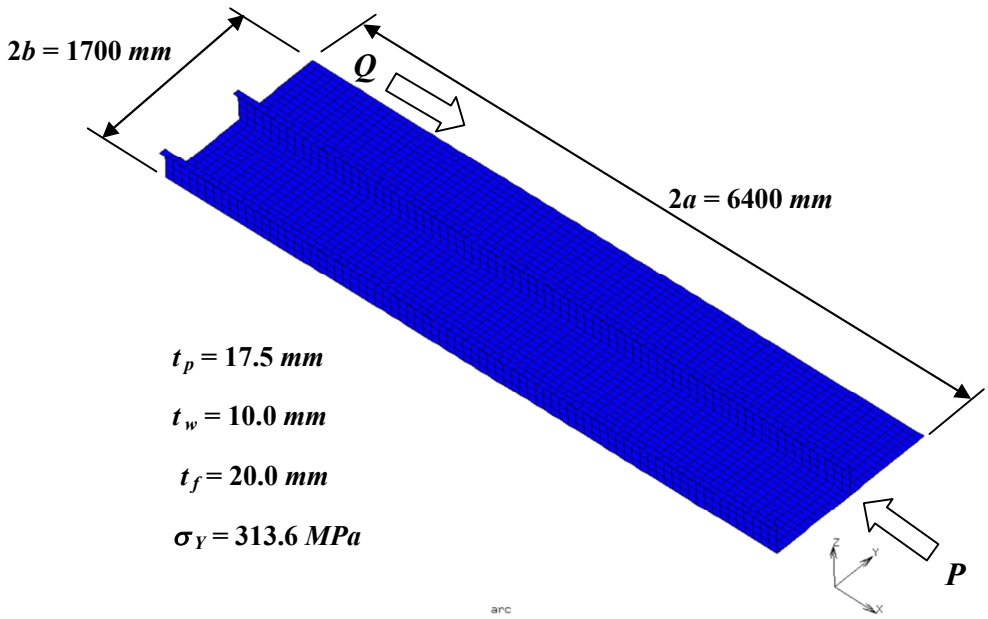


Fig. B.3 Finite element model of continuous stiffened panel

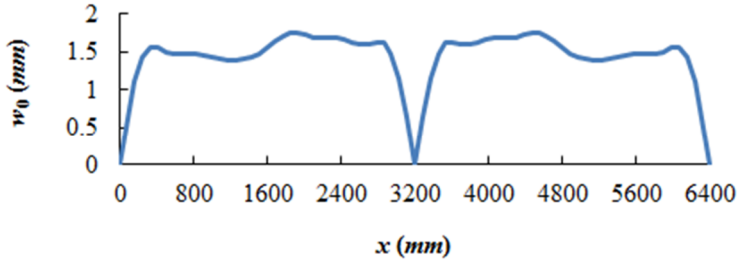


Fig. B.4 Induced initial deflection

解析モデルの寸法は、5,250TEU クラスコンテナ船の船底外板を模擬し、パネル部板厚、angle-bar 防撓材の寸法を決定した。トランス材間隔 a、防撓材間隔 b、パネル板厚 t_p、防撓材ウェブ板厚 t_w、同フランジ板厚 t_fを図中に示す。なお、材料はすべて YP32 とした（Table 6.4.11 および Fig. 6.4.9 参照）。なお、初期撓みはパネルのみに設定し、幅方向には正弦 1 半波、長さ方向は最大値が t_p/100 の瘠せ馬モードとした（Fig. B.4 参照）。

B.3　解析方法および結果

Fig. B.3 に示す圧縮荷重 P および剪断荷重 Q の比率を変え、座屈崩壊解析を MSC.Marc に

より実施した。ただし、*Q/P* は解析中一定である。それぞれの荷重を載荷する断面の面積で除し、圧縮および剪断の最大応力を求めた結果を Fig. B.5 に示す。図中の赤線は剪断および 1 軸圧縮荷重下の FEM 解析によって得られた最終強度の相関関係を示し、青線はそれぞれに相当する剪断応力により、式(5.5.2)を用いて降伏強度を修正して 1 軸圧縮解析を実施した結果を示す。同図より、解析対象の連続防撓パネルに作用する剪断応力τ が$\tau / \tau_Y < 0.5$ 程度であれば、1 軸圧縮最終強度の誤差は 3.5% 以内であり、提案手法より剪断応力の影響を考慮しても誤差は小さいことがわかる。

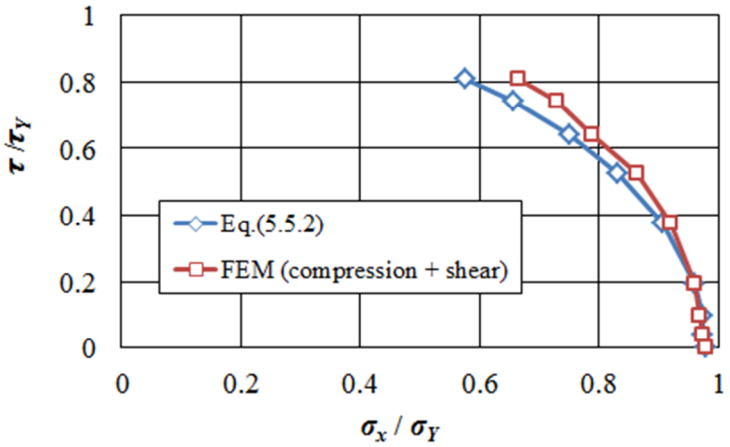


Fig. B.5 Interaction relationship of ultimate strength of stiffened panel under compression and shear

Appendix の参考文献

1) Senjanovic, I., Tomasevic, S., Rudan, S. and Senjanovic, T.: Role of transverse bulkheads in hull stiffness of large container ships, Engineering Structures, 30:9, 2492-2509, 2008.
2) Smith, C. S.: Influence of local compressive failure on ultimate longitudinal strength of a ship's hull, *Proceedings of PRADS*, Tokyo, pp.73-79, 1977.
3) 小河寛明，高見朋希，藤久保昌彦，宮田知明，辰巳晃，田中義照，平川真一，安藤孝弘：せん断及び圧縮荷重を受ける連続防撓パネルの最終強度評価法に関する研究（第 3 報）－最終強度評価法の確立－，日本船舶海洋工学会講演会論文集，第 20 号，pp. 283-286，2015.