



Title	船底局部荷重を考慮したコンテナ船の縦曲げ最終強度に関する研究
Author(s)	辰巳, 晃
Citation	大阪大学, 2017, 博士論文
Version Type	VoR
URL	https://doi.org/10.18910/61741
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

船底局部荷重を考慮した
コンテナ船の縦曲げ最終強度に関する研究

辰 巳 晃

2016年12月

大阪大学大学院工学研究科

目次

第 1 章	緒論	1
1.1	研究背景	1
1.2	MOL COMFORT 号の折損事故	5
1.3	船体の縦曲げ最終強度に関する先行研究	8
1.3.1	縦曲げ最終強度の簡易解析法に関する研究	8
1.3.2	船底局部荷重の影響を考慮した縦曲げ最終強度に関する研究	9
1.4	本論文の目的と構成	11
第 2 章	船底局部荷重作用下における縦曲げ崩壊挙動の解明	13
2.1	緒言	13
2.2	有限要素モデル	15
2.2.1	解析対象船	15
2.2.2	初期たわみ	17
2.2.3	変位境界条件	18
2.2.4	荷重条件	21
2.3	縦曲げ最終強度解析（純曲げ）	22
2.4	縦曲げ最終強度解析（船底局部荷重あり）	24
2.4.1	縦曲げ崩壊挙動	24
2.4.2	縦曲げモーメントー回転角関係	28
2.4.3	縦曲げ最終強度に対する水圧の大きさの影響	32
2.4.4	縦曲げ最終強度に対するコンテナ荷重の影響	33
2.5	船底局部荷重が縦曲げ最終強度低下をもたらす要因	36
2.5.1	船底外板の挙動	36
2.5.2	内底板の挙動	42
2.6	結言	45
第 3 章	梁有限要素を用いた Smith 法と等価な縦曲げ逐次崩壊解析法	47
3.1	緒言	47
3.2	Smith 法の概要	49
3.2.1	基礎式	49
3.2.2	解析手順	51

3.2.3	平均応力ー平均ひずみ関係.....	52
3.3	梁有限要素による縦曲げ逐次崩壊解析.....	60
3.3.1	梁有限要素における断面のモデル化.....	60
3.3.2	平均応力ー平均ひずみ関係の梁有限要素への導入.....	61
3.3.3	梁有限要素に対する境界条件.....	61
3.3.4	FE/Smith 法による縦曲げ逐次崩壊解析	62
3.3.5	FE/Smith 法による振りの影響を考慮した縦曲げ逐次崩壊解析.....	66
3.4	結言	68
第 4 章	船底局部荷重を考慮した実用的縦曲げ逐次崩壊解析法.....	69
4.1	緒言	69
4.2	種々のモデルの検討.....	71
4.3	拡張 Smith 法の開発	77
4.3.1	二重底のモデル化.....	77
4.3.2	船側・ビルジ部のモデル化.....	81
4.3.3	PBHD および WBHD のモデル化.....	81
4.3.4	境界条件・荷重条件.....	81
4.3.5	拡張 Smith 法における平均応力ー平均ひずみ関係	82
4.4	拡張 Smith 法による縦曲げ最終強度解析	85
4.4.1	船底外板・内底板の挙動.....	85
4.4.2	縦曲げモーメントー回転角関係.....	87
4.4.3	船幅方向圧縮の影響.....	88
4.4.4	平面格子によるモデル化範囲の影響.....	89
4.4.5	ハードコーナーの影響.....	91
4.4.6	シリーズ解析による拡張 Smith 法の検証	93
4.5	結言	97
第 5 章	船底局部荷重を考慮した縦曲げ最終強度の簡易推定法.....	99
5.1	緒言	99
5.2	縦曲げ最終強度簡易推定法の開発.....	101
5.2.1	最終強度相関関係式.....	101
5.2.2	純曲げ状態での船体の縦曲げ最終強度の推定	102
5.2.3	純曲げ状態での二重底単体の縦曲げ最終強度の推定	103
5.2.4	船底局部荷重により二重底に生じる局部曲げモーメントの推定	105
5.3	縦曲げ最終強度簡易推定法の精度検証.....	110
5.4	結言	113

第 6 章 総括	115
謝辞	119
参考文献	120
関連した論文発表	125
付録 A 薄肉梁要素の剛性方程式.....	126
付録 B PBHD のばね定数	134

第1章 緒論

1.1 研究背景

船体を 1 本の梁と見なした場合に船体が受ける鉛直および水平方向の曲げのことを縦曲げとよぶ。特に、重量、浮力、波浪等による鉛直方向の縦曲げは、船体にとって最も基本的な構造応答であり、本論文ではこの鉛直曲げを縦曲げとよぶ。

縦曲げにより生じる曲げモーメントを縦曲げモーメント、縦曲げモーメントに対する強度を縦曲げ強度と呼ぶ。縦曲げモーメントは、それを生じさせる要因にもとづき、2 つに大別される。1 つは、自重、積載物重量および浮力によって生じる静水中縦曲げモーメントである。いま 1 つは、波とそれに伴う船体動揺によって生じる波浪縦曲げモーメントである。そして、船体が耐える縦曲げモーメントの限界値を縦曲げ最終強度という。もし船体が縦曲げ最終強度を上回る縦曲げモーメントを受けた場合、その船体は折損に至る。船体の折損は、船自体や積載物の損失などの経済的な損失に加え、人命の喪失や重大な環境汚染をもたらす可能性がある。すなわち、船体の縦曲げ最終強度は船の安全性を評価するうえで最も重要な検討項目の 1 つである。

縦曲げ強度の不足が原因と考えられる船の折損事故はいくつか報告されている。例えば、1990 年代後半から 2000 年代前半にかけて、老朽化した油タンカーの折損事故が頻発した。1997 年 1 月に Nakhodka 号[1][2]が日本海沖で、1999 年 12 月に Erika 号[3]がフランス沖で (Fig. 1-1 (a))、2002 年 11 月に Prestige 号[4]がスペイン沖で (Fig. 1-1 (b)) それぞれ折損・沈没し、原油流出による大規模な海洋汚染が発生した。いずれの船も船齢が 25 年前後であった。事故の主な原因は経年劣化に伴う縦強度部材の板厚の衰耗および施工不良によって、

縦曲げ強度が不足したと考えられている。なお、これら折損はすべて船体中央付近においてサギング状態で生じている。これらの事故を契機として、国際船級協会連合（International Associate of Classification Society: IACS）により、バルクキャリアと油タンカーのそれぞれに対する共通構造規則（Common structural rule: CSR）が作成された[6][7]。



(a) Erika[5]



(b) Prestige[4]



(c) Napoli[8]

Fig. 1-1 Structural failure of ships

また、2007 年 1 月にイギリス海峡においてコンテナ運搬船 MSC Napoli 号[8]（計画最大コンテナ積載数：4,419TEU）がホギング状態で折損した（Fig. 1-1 (c)）。折損は機関室前方の断面で生じた。事故原因の 1 つに、Whipping の影響が指摘された。Whipping とは、荒天中に船首部船底が海面に叩き付けられる現象（Slamming 現象）によって誘起される過渡的な船体振動のことである。Whipping による縦曲げモーメントが通常の縦曲げモーメント（＝静水中縦曲げモーメント＋波浪縦曲げモーメント）に重畳すると、船体は一時的に大きな縦曲げモーメントを受けることになる。さらに、2013 年 6 月にインド洋沖でコンテナ運搬船 MOL COMFORT 号（計画最大コンテナ積載数：8,110TEU）がホギング状態で折損した

[9][10][11]. 事故原因として、Whipping の影響に加え、水圧やバラスト重量、コンテナ荷重など二重底に局部的に働く面外荷重がホギングでの縦曲げ最終強度を低下させることが指摘された。MOL COMFORT 号の折損事故は本研究の背景と密接に関係があるため、次節で詳細を述べる。

船体桁は一般に次のようなプロセスをたどって縦曲げ崩壊に至る。縦曲げの引張側では、防撓パネルや桁材などの縦部材に降伏が生じる。材料のひずみ硬化を無視するならば、それらの縦部材の引張降伏強度が最終強度となる。圧縮側においては、縦部材が座屈・降伏によって最終強度に達し、その後、耐荷力が低下する。座屈・降伏が生じた縦部材が受け持てなくなった分の荷重については、その他の健全な縦部材が受け持つ。いわゆる、荷重の再配分が生じる。さらに縦曲げが加わると、その健全な縦部材にも座屈・降伏が生じる。純曲げの場合、横断面全体にわたる軸力の合計は常にゼロであるため、横断面の中立軸の移動を伴いながら、縦部材の崩壊が逐次的に進行する。横断面の広い範囲で縦部材の耐荷力が低下すると、横断面がさらなる縦曲げモーメントを受け持つことができなくなり、縦曲げ最終強度に達する。この縦曲げ最終強度に関する要件が初めて船体構造規則に取り入れられたのは、2006 年 4 月に施行された前述の CSR においてである。その後、バルクキャリアと油タンカーに別々に作成されていた CSR の調和化が進められ、2015 年 1 月に CSR-BC&OT (Common structural rules for bulk carriers and oil tankers) が新たに施行された[12]。CSR-BC&OT においても引き続き、縦曲げ最終強度に関する要件が規定されている。

計算機の演算処理能力や記憶容量などのハード面の向上、および、有限要素法 (Finite Element Method: FEM) のソルバー、プリプロセッサ、ポストプロセッサなどのソフトウェアの発展に伴い、縦曲げ崩壊挙動を非線形 FEM によって実用的に解析可能となりつつある。しかしながら、モデル作成を含む非線形 FEM による縦曲げ崩壊解析にかかる労力は依然極めて大きく、船舶の設計段階において用いられることは少ない。一方、実用的な縦曲げ逐次崩壊解析法としては Smith 法[13]が一般に広く用いられており、CSR-BC&OT においても採用されている。Smith 法では、横断面の形状は変化せず、かつ、横断面は平面を保持すると仮定して、理論が構築されている。横断面を防撓パネル要素と板要素に分割し、各要素に座屈および降伏の影響を考慮した縦方向の平均応力-平均ひずみ関係を与える。そして、全断面作用する軸力がゼロの条件の下、防撓パネル要素および板要素の耐荷力の低下に伴う横断面の中立軸の移動を考慮しながら、縦曲率を増分的に横断面に与える。隣接する防撓パネル要素 (板要素) の相互影響は無視するものの、縦部材の逐次崩壊を追従することができ、かつ、非線形 FEM と比較して非常に効率的に縦曲げ最終強度を得ることができる。

Smith 法では、横断面の形状不変と平面保持を仮定して、純曲げ荷重下の縦曲げ崩壊挙動を取り扱う。しかしながら、船体には縦曲げモーメント以外に水圧や積み荷の重量といった局部的な面外荷重が働くため、横断面には変形が生じる。よって、水圧や積み荷の影響を考慮して縦曲げ逐次崩壊解析を行う場合に、Smith 法をそのまま適用することはできない。本論文では水圧や積み荷の重量など二重底に局部的に働く荷重を、縦曲げモーメントなどの

全体荷重と対比して、「船底局部荷重」あるいは「局部荷重」と呼称する。コンテナ船の場合、局部荷重として水圧とコンテナ重量が二重底に主として働く。

ところで、高速での運航を実現するためにコンテナ船には痩せた船型が採用される。一方、甲板上のコンテナの搭載数を最大限確保するために船首および船尾フレアの大きな船型となる。よって、コンテナは船首から船尾に渡って積載されるが、浮力は船体中央部に集中する。すわなち、コンテナ船は静水中において一般にホギング状態となる。また、船体中央部のホールドでは、水圧による鉛直上向きの荷重がコンテナの重量による鉛直下向きの荷重よりも大きくなる。つまり、船体中央部の二重底は隔壁間において鉛直上向きに凸となるような曲げ変形を生じる。よって、船体中央部の船底外板はホギングによる縦圧縮と二重底の局部的な曲げ変形による縦圧縮が重畳することになる。加えて、二重底は船幅方向にも曲げられるため、船底外板は二軸圧縮状態となり、座屈強度を考える上で非常に厳しい荷重状態となる。このような船底局部荷重と縦曲げモーメントが作用する複合荷重状態では純曲げ状態よりも縦曲げ最終強度が低下すると考えられるが、コンテナ船を対象に船底局部荷重が縦曲げ崩壊挙動および最終強度に及ぼす影響を論じた研究は不足しており、それをもたらす主要因は明らかになっていない。また、既述の通り、Smith 法は基本的に純曲げ下の逐次崩壊解析にしか適用できないため、船底局部荷重の影響を考慮できる実用的な縦曲げ逐次崩壊解析法の開発が望まれている。

1.2 MOL COMFORT 号の折損事故

2013 年 6 月 17 日，シンガポールからサウジアラビアに向け航行していた 8,000TEU 級のコンテナ運搬船 MOL COMFORT 号（以下，事故船）の折損事故が発生した．損傷発生後，事故船は最終的に船体前半部と後半部に分離し，沈没した．折損の発生から破断に至るまでの間に撮影された事故船の写真を Fig. 1-2 に示す．事故船はホギング状態で船体中央部において折損していることが分かる．なお，事故船は 2008 年 7 月に完工し，事故当時の船齢は約 5 年であった．事故船の建造造船所，運航船社および船級を請け負った船級協会は日本所在の企業および団体であったため，国土交通省海事局（2013 年にコンテナ運搬船安全対策検討委員会を設置）[9][11]および日本海事協会（2014 年に大型コンテナ船安全検討会を設置）[10]が事故原因の調査を行った．その調査では，事故船と同型船の安全点検が行われ，全 10 隻中 6 隻の同型船の船体中央部の二重底船底外板において船体中央線付近に座屈変形の残留が認められた．また，数値シミュレーションにより，事故船に働いた作用荷重と事故船の縦曲げ最終強度の推定が行われた．作用荷重の解析には海上技術安全研究所が開発した非線形ストリップ法に基づく波浪荷重推定ソフト NMRIW が，縦曲げ最終強度の解析には汎用非線形 FEM 解析ソフト LS-Dyna（陽解法）が用いられた．非線形ストリップ法による解析から，海象によっては Whipping 応答により大きな縦曲げモーメントが事故船に働くことが示された．また，非線形 FEM 解析により，事故船において船底局部荷重が縦曲げ最終強度の有意な低下をもたらすことが明らかとなった．これらの解析に事故当時の海象条件や積載されたコンテナの重量，鋼材の降伏強度などの不確実性要素のばらつきを考慮すると，非常に低い確率ではあるが，事故船の縦曲げ最終強度を作用縦曲げモーメントが超過し，折損が起りうることが示された．2015 年 3 月に公表されたコンテナ運搬船安全検討委員会の最終報告書[11]では，大型コンテナ船の構造強度に関する船級規則について，以下の改正や検討を早期に行うべきとの提言がなされた．

- 横荷重（面外荷重）による影響は船体縦曲げ最終強度に密接に関係しているため，船底構造における応力の二軸性を含む横荷重（面外荷重）の影響を考慮する船体縦曲げ最終強度の規則とすること．（ここでの横荷重とは本論文での船底局部荷重と同意である．）
- Whipping 応答の影響を直接的に考慮する縦曲げ強度の規則とすること．
- 縦強度に関する規則の技術的背景（海象条件等）の提示の在り方を検討すること．

また，2015 年 6 月にコンテナ船の縦強度に関する IACS 統一規則 S11A（Longitudinal Strength Standard for Container Ships）[14]が新規に採択された．S11A では，降伏・座屈強度の評価において船底局部荷重の影響を考慮すること，縦曲げ最終強度の評価において Whipping の影響を考慮することを大型コンテナ船に対する追加要件としている．以下に原文を記す．

- Yielding and buckling assessments are to be carried out in accordance with the Rules of the

Classification Society, taking into consideration additional hull girder loads (wave torsion, wave horizontal bending and static cargo torque), as well as local loads. All in-plane stress components (i.e. biaxial and shear stresses) induced by hull girder loads and local loads are to be considered.

- Hull girder ultimate strength assessment is to take into consideration the whipping contribution to the vertical bending moment according to the Classification Society procedures.

MOL COMFORT 号の折損事故の調査結果および IACS 統一規則 S11A の新規採択を踏まえ、日本海事協会は 2015 年 12 月にコンテナ船の縦強度に関連する規則を改め、船底局部荷重と Whipping の影響を考慮した縦曲げ最終強度に関する規則を新たに規定した[15][16]. この規則では、船体中央に位置する横断面において、静水中縦曲げモーメントと Whipping 影響を考慮した波浪縦曲げモーメントを合計し、船底局部荷重の影響を考慮して求めたホギング状態での縦曲げ最終強度がこれを上回ることを要件としている。船底局部荷重とホギングモーメントが働く船体の最終強度は船底外板の破損強度を基準とした簡易計算法によって求めている。この簡易計算法では、縦部材に対して船幅方向圧縮による縦圧縮最終強度の低下が考慮されているが、局部荷重により生じる船幅方向圧縮応力の推定にはホールドモデルの直接強度計算が必要となる。



Fig. 1-2 Structural failure of MOL COMFORT[9]

以上のように、Whipping 応答による作用縦曲げモーメントの増加と船底局部荷重による

第 1 章 緒論

縦曲げ最終強度の低下が MOL COMFORT 号の折損事故の主要因として考えられている。このほか、同型船の船底外板において確認された残留座屈変形に関連して、波浪中における船体の動的崩壊挙動[17]や繰り返し荷重下における鋼材の材料挙動[18]など、幅広い視点で研究が進められている。

1.3 船体の縦曲げ最終強度に関する先行研究

船体桁の縦強度ならびに縦曲げ最終強度に関する研究の歴史については、文献[19]～[21]に詳しく記述されている。本節では、縦曲げ最終強度の簡易解析法に関する研究と、船底局部荷重の作用下での縦曲げ最終強度に関する研究に焦点を絞り、既往の研究内容をまとめる。

1.3.1 縦曲げ最終強度の簡易解析法に関する研究

縦曲げ最終強度を評価の基本的な方法の一つとして、初期降伏時の曲げモーメントや全塑性曲げモーメントを縦曲げ最終強度の目安とする方法が考えられる。しかしながら、どちらも縦曲げの圧縮側の縦部材で発生する座屈の影響を無視することになる。1965年にCaldwell[22]が座屈の影響を考慮して崩壊時の応力分布を仮定し、縦曲げ最終強度を推定する方法を提案した。Caldwellの方法では、船体の横断面を等価な板構造に置き換え、座屈の発生に伴う板の有効幅の減少を圧縮耐荷力の低下を表す係数によって考慮する。そして、縦曲げ最終強度時における横断面の複雑な軸応力の分布を単純な形状の分布に理想化して、縦曲げ最終強度の陽な算式を導いている。Caldwellは、圧縮耐荷力の低下を表す係数を変化させたパラメータスタディを行い、その影響度を調べている。その後、縦部材の縦圧縮最終強度を精度よく求め、Caldwellの方法に基づき縦曲げ最終強度を計算する種々の方法が、西原[23]、遠藤ら[24]、Paik and Mansour[25]により提案された。

Caldwellの方法では、圧縮側部材が逐次的に崩壊するプロセスは考慮されておらず、すべての縦部材が同時に最終強度に達すると仮定する。より精度良く縦曲げ最終強度を推定するためには、圧壊した縦部材の耐荷力低下を考慮しつつ、縦部材の座屈・塑性崩壊が順々に広がり、最終的に縦曲げ崩壊に至る挙動を逐次的に追跡する必要がある。1977年にSmith[13]は座屈・降伏に伴う縦部材の耐荷力の低下を考慮しながら縦曲げ最終強度を求める逐次崩壊解析手法を提案した。Smith法では、横断面を防撓パネル要素と板要素に分割し、各要素に座屈・降伏の影響を考慮した軸圧縮および軸引張下における平均応力ー平均ひずみ関係を与える。この平均軸応力ー平均軸ひずみ関係を求める方法はいくつか提案されている。例えば、Gordo and Soares[26]は板の有効幅を圧縮ひずみの関数として表し、防撓パネルの崩壊モードを複数仮定して、陽に平均軸応力ー平均軸ひずみ関係を導いている。Yao and Nikolov[27][28]は弾性範囲の板の挙動を弾性大たわみ解析により、圧壊後の板の挙動を剛塑性機構解析により求め、防撓パネルの崩壊モードに曲げ座屈および曲げ捩り座屈モードを仮定して、平均軸応力ー平均軸ひずみ関係を求める方法を提案している。また、Smith法は純曲げの場合だけでなく、様々な条件での解析に適用できるよう拡張されている。例えば、Fujikuboら[29]、および藤と吉川[30]はSmith法を片舷に損傷を有する船体の縦曲げ最終強度解析に適用し、横断面の中立軸の傾斜による二軸曲げの影響を考慮しつつ、船体の残存強度を推定している。Tanakaら[31]は隔艙積付け状態のカムサマックスバルクキャリアを重ね

梁[32]によってモデル化し、そのモデルに Smith 法を適用して縦曲げ最終強度解析を行っている。ここでの重ね梁モデルとは、トップサイドタンクを含めた甲板部を表す梁とビルジホッパータンクを含めた船底部を表すの梁を、船側を表す弾性体（コア）によって接続したモデルである。なお、Smith 法の詳細は第 3 章に述べる。

1.3.2 船底局部荷重の影響を考慮した縦曲げ最終強度に関する研究

隔艙積み付け状態のバルクキャリアを対象に、船底に働く局部荷重が船体の縦曲げ最終強度に及ぼす影響を論じた研究がいくつかある。隔艙積み付け状態のバルクキャリアでは、空艙の二重底が鉛直上向きに凸形状に曲げられる。この二重底の局部曲げ変形により、ホギング縦曲げ最終強度が低下する。Østvold ら[33]は 2004 年にパナマックスバルクキャリアの 3 ホールドモデルを用いて非線形 FEM による隔艙積み付け状態における縦曲げ崩壊解析を行い、二重底の局部曲げ変形の縦曲げ最終強度に対する影響を論じた。Amlashi and Moan[34][35]はケーブサイズバルクキャリアを対象に、1/2+1+1/2 ホールドモデルを用いて同様の解析を実施し、船底外板の座屈崩壊後の内底板への荷重再配分によって、縦曲げモーメント-曲率関係が“double-maxima”型になることを示した[34]。また、船体桁の縦曲げモーメントと船底に働く水圧を変数とした隔艙積み付け状態での最終強度相関関係式を提案した[35]。Kippenes ら[36]は CSR に準拠したケーブサイズバルクキャリアの 3 ホールドモデルを用いて、隔艙積み付け状態において初期たわみの違いが縦曲げ最終強度に及ぼす影響を調べ、“double-maxima”型の縦曲げモーメント-曲率関係の初めのピーク値が初期たわみの影響を大きく受けることを示した。Shu and Moan[38]らは CSR に準拠したケーブサイズバルクキャリアの 3 ホールドモデルを用いて縦曲げ最終強度解析を実施し、最終強度相関関係式を提案した。前述の Amlashi and Moan が提案した最終強度相関関係式と考え方は同じであるが、船底に働く水圧の影響度を表す係数を導入している。この係数は非線形 FEM 解析から得られた最終強度相関曲線と一致するように決定されている。さらに、Shu and Moan は、提案した最終強度相関関係式を用いて構造信頼性解析を行い、破損確率に対する支配因子を論じている[37]。なお、以上に述べた Østvold ら、Amlashi and Moan、Kippenes ら、Shu and Moan の研究において、非線形 FEM 解析には汎用ソフト Abaqus が用いられており、陰解法による解析が行われている。Darie ら[39]はダブルサイドのケーブサイズバルクキャリアを対象に 3 ホールドモデルを用いて縦曲げ崩壊解析を行い、二重底の局部曲げが縦曲げ最終強度に及ぼす影響を調べている。FEM 解析ソフトには LS-DYNA を用い、それに実装される陰解法ソルバーを使用している。この研究の中で、Darie らは Smith 法が二重底の局部曲げ変形の影響を考慮できないと結論付けている。Pei ら[40]は隔艙積み付け状態のカムサマックスバルクキャリアを対象に非線形 FEM (MSC Marc の陰解法ソルバーを使用) および理想化構造要素法(ISUM: Idealized Structural Unit Method)によって、縦曲げ最終強度解析を行っている。そして、前述の Tanaka ら[31]の研究において、重ね梁モデルと Smith 法を組み合わせた逐次崩壊解析法によって推定した縦曲げ最終強度を Pei らの解析結果と比較する

ことで、その推定精度を検証している。

Matsumoto ら[41]が 2016 年に行った研究では、4,000TEU～10,000TEU 級の複数のコンテナ船の 1/2+1+1/2 ホールドモデルを対象に、LS-Dyna の陽解法ソルバーを用いて船底局部荷重と縦曲げモーメントが作用する場合の最終強度を調査している。非線形 FEM から得た縦曲げ最終強度を Smith 法により推定した純曲げの場合の縦曲げ最終強度と比較し、船底局部荷重による縦曲げ最終強度の低下率を調べている。以上のように、隔艙積み付け状態のバルクキャリアの縦曲げ最終強度に関する研究はいくつか実施されているものの、コンテナ船において船底局部荷重の縦曲げ最終強度に対する影響を論じた研究は少ない。

1.4 本論文の目的と構成

本論文の目的は大きく2つある。1つは、船底局部荷重とホギングモーメントが作用する複合荷重状態でのコンテナ船の縦曲げ崩壊挙動を明らかにすることである。いま1つは、船底局部荷重の影響を考慮でき、かつ、実用的な縦曲げ最終強度評価法を開発することである。この実用的な縦曲げ最終強度評価法として、次の2つの方法を提案する。1つは、Smith法に基づく局部荷重の影響を考慮できる縦曲げ逐次崩壊解析法である。もう1つは、船体桁に働くホギングモーメントと二重底に働く局部曲げモーメントを変数とした最終強度相関関係式により、陽に縦曲げ最終強度を求める方法である。簡易推定法の開発の重要性は、縦曲げ最終強度の推定における利便性の向上だけではない。崩壊の要因を仮定し、簡易推定法に取り入れ、それを用いて崩壊挙動を推定するという一連の作業を通じて、簡易推定法の崩壊挙動に対する高い推定精度が得られれば、仮定した要因が崩壊の本質（主要因）であることが裏付けられるという意味でも、簡易推定法の開発は非常に重要である。

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、過去の船舶の折損事故例、本研究に関連した研究の沿革について述べた。

第2章では、8,000TEU級のコンテナ船を対象に陰解法の非線形FEMにより、船底局部荷重の影響を考慮した縦曲げ崩壊解析を実施する。船体の長さ方向には1/2+1+1/2ホールド範囲を、船幅方向には変形の対称性を考慮して片舷のみを取り出し、シェル要素を用いてモデル化する。本論文では、後述の実用的縦曲げ逐次崩壊解析法と区別するため、シェル要素を用いた非線形FEM解析を“シェルFEM解析”と表現する。変位境界条件および局部荷重条件を変更した複数の崩壊解析を行い、船底局部荷重が縦曲げ最終強度の低下をもたらす主要因を明らかにする。また、現行規則で考慮される二重底の船幅方向の局部曲げ変形の縦曲げ最終強度に対する影響を調べる。

第3章では、まずSmith法の概要を述べ、次にSmith法と等価な縦曲げ逐次崩壊解析を、梁要素を用いたFEMによって行う方法を提案する。従来のSmith法では、船体横断面を防撓パネル要素および板要素に分割し、予めそれらの要素に対して座屈および降伏の影響を考慮した平均軸応力ー平均軸ひずみ関係を準備する。そして、断面平面保持の仮定のもとに、中立軸の移動を考慮しながら、横断面に曲率を増分的に与えることにより、曲げモーメントー曲率関係を得る。つまり、Smith法の本質は非線形な応力ーひずみ関係を有する梁の曲げモーメントー曲率関係を求めることに他ならない。Smith法に用いる平均軸応力ー平均軸ひずみ関係を平均軸応力ー平均塑性軸ひずみ関係に置換し、この関係を擬似ひずみ硬化/ひずみ軟化挙動と見なすことによって、Smith法による縦曲げ逐次崩壊解析はNewton-Raphson法をはじめとする反復解法を用いる一般的なFEM解析により実施可能である。この梁要素を用いたSmith法と等価な縦曲げ逐次崩壊解析法を“FE/Smith法”と呼称する。

第4章では、局部荷重の影響を考慮できるように、FE/Smith法を拡張する。1つの横断面のみを考える純曲げを対象としたFE/Smith法による計算では、局部荷重による二重底の付

加的な曲げ変形の影響を考慮することができない。そこで、二重底に変形の自由度を与えるため、水密隔壁 (WBHD: Watertight bulk head) 間の 1 ホールド範囲を対象に、二重底を平面格子構造にモデル化する。二重底以外の断面部分については、平面保持を仮定して、1 つの梁でモデル化する。二重底とそれ以外の部分を WBHD 位置およびビルジ部に沿って結合する。ただし、すべての縦方向部材に対しては Smith 法に基づいて座屈および降伏の影響を考慮するが、横部材は弾性であると仮定する。また、大型コンテナ船では WBHD 間中央に Partial bulk head (PBHD) や Cellular bulk head と呼ばれる部分隔壁が配置される。この PBHD は二重底の局部曲げ変形に抵抗すると考えられるため、PBHD を等価な鉛直剛性を持つばねに置き換え、二重底を表す平面格子をその位置で支持する。以上に述べた手順でモデルを作成し、局部荷重の影響を考慮した船体の縦曲げ逐次崩壊挙動の簡易解析を実施する。この縦曲げ逐次崩壊解析法を“拡張 Smith 法”と呼ぶことにする。第 2 章のシェル FEM 解析の結果と比較することで、拡張 Smith 法のモデル化の妥当性と、縦曲げ崩壊挙動および最終強度に対する推定精度を検証する。

第 5 章では、シェル FEM および拡張 Smith 法による縦曲げ崩壊解析から得られた結果をもとに、船底局部荷重とホギングモーメントが作用する複合荷重下での最終強度の簡易推定法を開発する。前節で紹介した Amlashi and Moan[35]や Shu and Moan[38]の研究では、隔艙積み付け状態のバルクキャリアを対象に、船底外板の初期破損強度に着目して、船体のホギングモーメントと空艙部二重底の局部荷重に関する最終強度相関関係を提案している。日本海事協会は、コンテナ船の構造強度要件[16]の中で、同じく船底外板の初期破損強度に基づく縦曲げ最終強度評価法を採用している。ただし、この評価法では局部荷重により船底外板に発生する応力を用いるが、その推定にはホールドモデルの直接強度計算が必要となる。そこで、本論文では、初期破損強度の考えを踏襲しつつ、局部荷重の影響を考慮したコンテナ船の縦曲げ最終強度を、より簡便かつ陽な形で求められる推定法を提案する。この簡易推定法によって求めた縦曲げ最終強度を、第 2 章のシェル FEM による結果と比較することで、推定精度の検証を行う。

最後に、第 6 章において研究結果の総括を行う。

第2章 船底局部荷重作用下における縦曲げ崩壊挙動の解明

2.1 緒言

コンテナ船の船体中央部に位置するホールドでは、静水中において一般に、コンテナ重量による鉛直下向きの荷重よりも、水圧による鉛直上向きの荷重の方が大きくなる。その結果、二重底は Fig. 2-1 に示すように鉛直上向きに凸となる形状を伴って局部的に曲げられる。このような二重底の変形によってコンテナ船のホギング状態での縦曲げ最終強度は、純曲げの場合と比べて低下する。本章では、船底局部荷重がコンテナ船のホギング状態での縦曲げ最終強度を低下させる要因を非線形 FEM 解析により明らかにする。8,000TEU 級のコンテナ船を解析対象に取り上げ、1/2+1+1/2 ホールドモデルを用いて船底局部荷重の作用下で縦曲げ崩壊解析を行う。

FEM の解法には、静的な現象の解析に向く陰解法と、衝突などの動的な現象の解析に向く陽解法がある。陰解法は平衡状態を正確に追跡できるという利点がある一方、縦曲げ崩壊解析の場合は大規模なマトリックス演算を繰返し行う必要があり、計算コストが大きくなるという欠点がある。また、1つの増分で崩壊が一挙に進むといった強非線形な挙動を生じる場合、収束解が得られないこともしばしばある。一方、動的陽解法はマトリックス演算を必要とせず、ロバストに収束解を求められるという利点を有する。解析の時間幅を大きく取り、慣性影響を最小限にすることで、動的陽解法を用いて準静的に縦曲げ崩壊挙動を解析することができる。ただし、動的陽解法では CFL 条件 (Courant-Friedrichs-Lewy Condition) を満

たすようにメッシュサイズに応じて時間増分を十分に細かく取る必要があり，時間幅の大きな解析では多大な時間ステップが必要となる．また，船体の縦曲げ崩壊挙動のように，座屈・塑性変形が狭い範囲に局所化し，その他の広い範囲で弾性除荷が生じる場合，最終強度後に船体モデルの前後端で縦曲げモーメントと回転角の両方が減少することがある．よって，単調に強制変位を増加させる動的陽解法では崩壊後の挙動を正確に追跡できないことがある．本章の目的が，船底局部荷重が縦曲げ最終強度の低下をもたらす要因の解明であることから，崩壊後の挙動までを正確に得る必要がある．そこで，本研究では非線形 FEM 解析において静的陰解法を採用する．なお，非線形 FEM 解析ソフトには MSC Marc を用いる．

まず，1/2+1+1/2 ホールドモデルに対して 2 種類の境界条件を与え，船底に局部荷重が働く場合の縦曲げ崩壊挙動を調べる．そして，縦曲げ最終強度を評価するにあたり適切な境界条件について考察する．次に，縦曲げ崩壊における部材レベルの挙動，具体的には船底外板と内底板の挙動に着目し，局部荷重が縦曲げ最終強度の低下をもたらす主要因を特定する．さらに，IACS の統一規則 S11A[14]や日本海事協会の鋼船規則[16]に記されている応力の二軸性の縦曲げ崩壊に対する影響についても考察を行う．

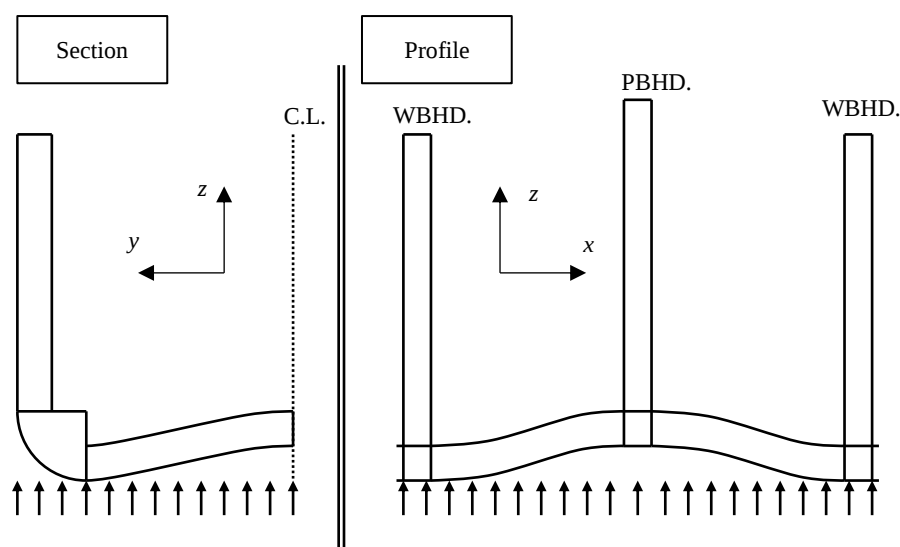


Fig. 2-1 Deformation of double bottom due to local loads.

2.2 有限要素モデル

解析に用いる有限要素モデルについて説明する．本論文では，船首方向に x 軸，左舷方向に y 軸，鉛直上向きに z 軸をとった右手系の座標系を一貫して用いる．

2.2.1 解析対象船

解析には 8,000TEU 級の大型コンテナ船を採り上げる．Fig. 2-2 に対象船の横断面を示す．また，Table 2-1 に二重底の防撓パネルの寸法を示す．フロアスペースは 3160mm である．Fig. 2-3 に示す通り，長さ方向には 1/2+1+1/2 ホールド範囲を，幅方向には変形の対称性を考慮して片舷のみをモデル化する．センターガーダーの面外座屈の影響を考慮するためウェブは全厚を考える．これにより，センターガーダーのウェブの縦曲げ強度への寄与を二重に考慮することになるが，全横断面あるいは二重底横断面の面積に比してセンターガーダーウェブの面積が小さいことから，縦曲げ崩壊挙動および最終強度への影響は小さいと考えられる．

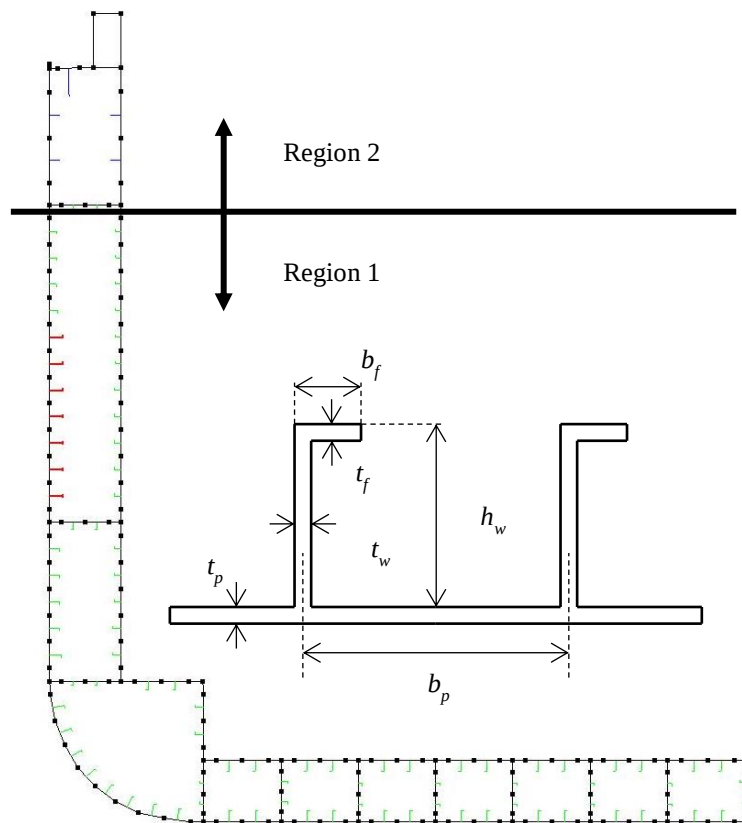


Fig. 2-2 Mid-ship section of a subject ship.

Table 2-1 Scantling of longitudinals at double bottom.

Position	Type	$b_p*t_p+h_w*t_w+b_f*t_f$ [mm]
Outer Bottom	angle	840*20+400*10+100*15
Inner Bottom	angle	840*15+350*10+100*15

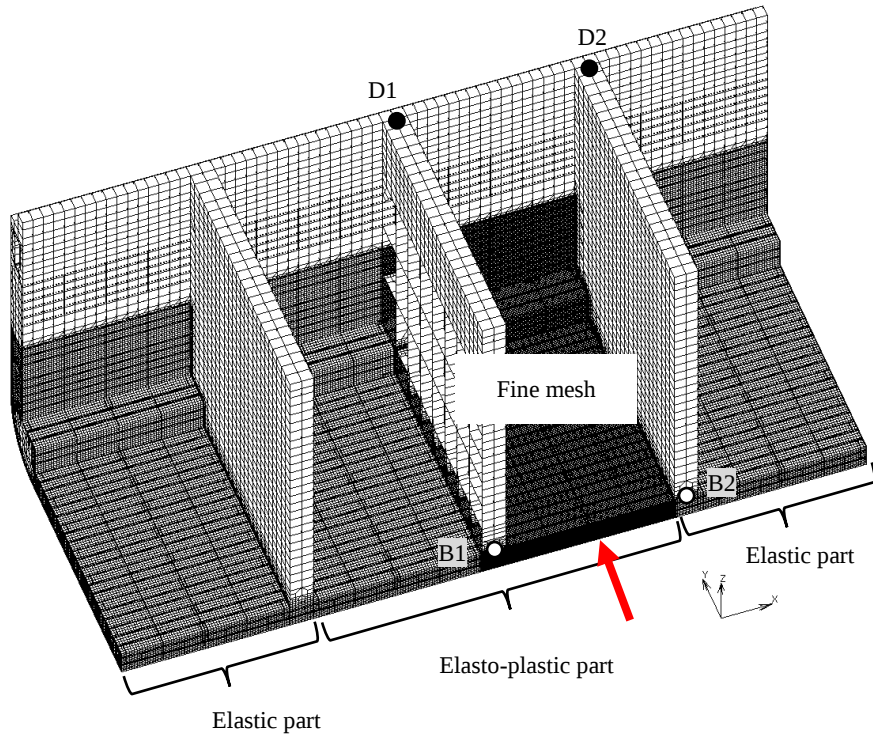


Fig. 2-3 1/2+1+1/2 hold model.

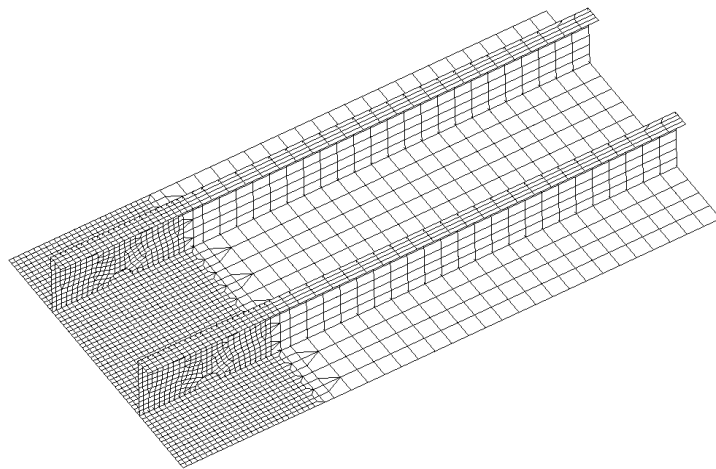


Fig. 2-4 Mesh division for bottom stiffened panel.

Fig. 2-3 において，中央ホールドの片側ベイが崩壊解析の対象であり，Fine mesh を施している．Fine mesh 領域での縦部材に対して，基本的にロンジ間を 8 要素，ウェブを 6 要素，フランジを 4 要素，また coarse mesh 領域では，ロンジ間を 4 要素，ウェブを 3 要素，フランジを 2 要素に分割する．ただし，Fig. 2-3 に矢印で示す位置では，船底のロンジに Fig. 2-4 に示すようなスカラップ（Scallap）をモデル化しているため，より詳細なメッシュ分割を施す．要素には 4 節点双一次シェル要素（MSC Marc の Element 75）を用いる．1/2+1+1/2 ホールドモデルの総節点数は 508352，総要素数は 535972 となった．

ヤング率には 206.0GPa，ポアソン比には 0.3 を用いる．中央 1 ホールドにおける材料の降伏応力は，Fig. 2-2 の Region 1 では 313.6MPa，デッキ近傍に相当する Region 2 では 355.0MPa である．材料は完全弾塑性体を仮定する．

2.2.2 初期たわみ

初期たわみは，崩壊が生じるベイの船底外板と内底板に与える．初期たわみとして，Fig. 2-5 に示すロンジ間の板の局部モードとガーダー間の全体モードを考慮する．Fig. 2-1 に示した二重底の局部曲げにより，船底外板には長さ方向，幅方向ともに圧縮応力が生じる．この二軸圧縮応力の比に応じて板の座屈半波数は変化するので，可能な座屈モードをすべて考慮できるよう，ロンジ間の板の初期たわみは，長さ方向に 1～5 半波の座屈モードを重ね合わせた形状を仮定する．フロアスペースを a ，ロンジスペースを b_p ，ガーダースペースを b_g ，板の板厚を t_p ，板の座屈半波数を m とすると，局部モードの初期たわみ w_l および全体モードの初期たわみ w_g は以下の式で表される．

$$w_l = \sum_{m=1}^5 \frac{t_p}{50} \sin\left(\frac{m\pi x}{a}\right) \sin\left(\frac{\pi y}{b_p}\right) \quad (2.1)$$

$$w_g = \frac{a}{1000} \sin\left(\frac{\pi x}{a}\right) \sin\left(\frac{\pi y}{b_g}\right) \quad (2.2)$$

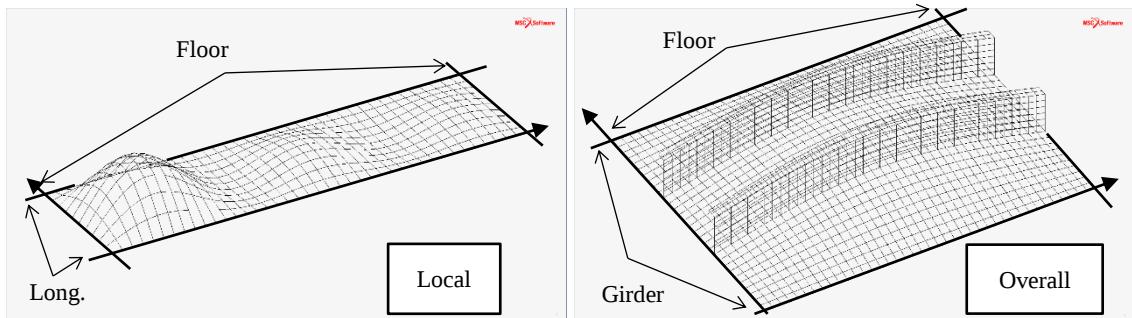


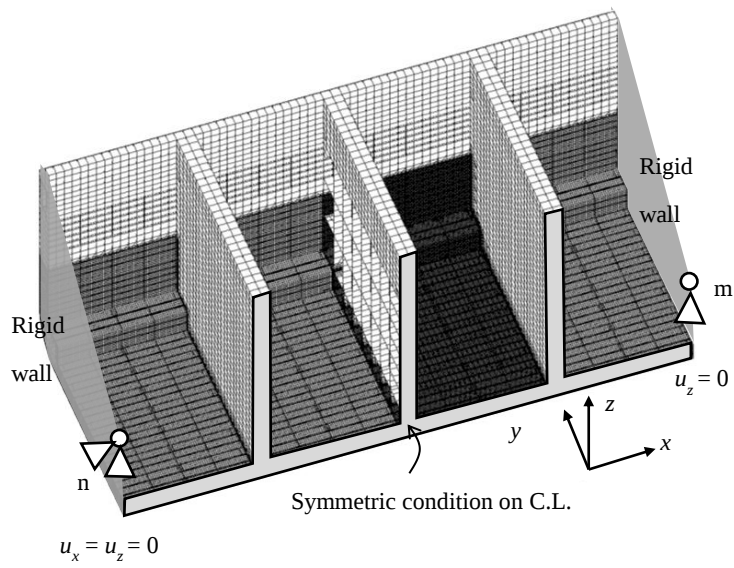
Fig. 2-5 Initial deflections.

局部モードについては各たわみ成分が微小となるように、各成分の最大値に $t_p/50$ を採用した。このとき、1～5 半波を重ね合わせた初期たわみの最大値は、船底外板において約 1.6mm となる。Smith らは実船の初期たわみ計測結果を基に、その最大値を、板の細長比 β を用いて整理し、 $0.1\beta^2 t_p$ を average レベル、 $0.025\beta^2 t_p$ を slight レベルと定義している[42]。本論文の初期たわみの最大値は $0.03\beta^2 t_p$ となり、slight に近いレベルの初期たわみ量に相当する。全体モードのたわみの最大値は $a/1000$ とした。また、静的陰解法による崩壊計算において解の収束性が悪化する要因の 1 つとして、発生する座屈モード成分が、仮定する初期たわみに含まれない場合に座屈変形が急激に成長することが考えられる。初期たわみとして 1～5 半波の正弦波を重ね合わせた形状を板に与えることで、応力状態に応じて座屈変形を徐々に成長させることができるため、崩壊解析において解の収束性を向上させる効果があると考えられる。なお本論文では、溶接残留応力の影響は考慮しない。

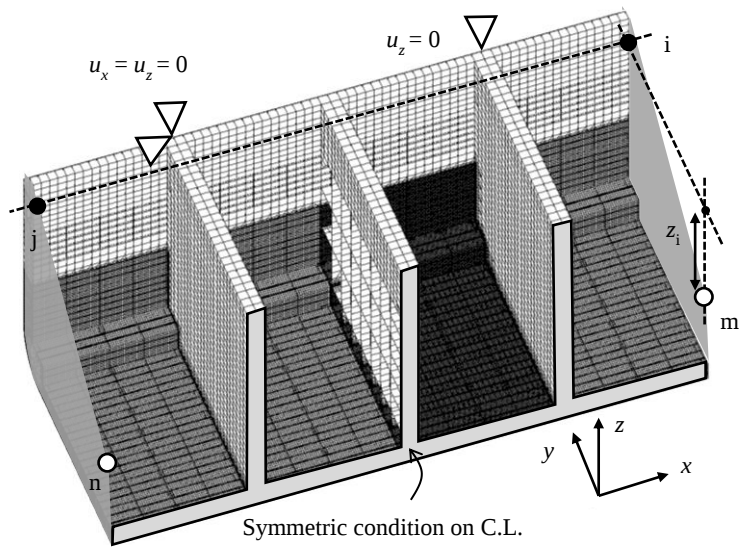
2.2.3 変位境界条件

変位境界条件が縦曲げ崩壊挙動に及ぼす影響を調べるため、解析には Fig. 2-6 の(a)と(b)に示す 2 つの境界条件を考慮する。(a)の境界条件では、モデルの前後端を剛体断面と仮定し、その位置でモデルを単純支持する。この境界条件では、Fig. 2-7 (a)に示すような変形が中央ホールドの二重底に生じ、船底外板に大きな圧縮が生じるため、基本的に船底外板から崩壊が始まる挙動になると考えられる。一方、(b)の境界条件では、モデルの前後端において断面の変形に対称条件を与え、WBHD の上端でモデルを単純支持する。この境界条件のもとでは、Fig. 2-7(b)に示すように中央ホールドの二重底は WBHD 位置でたわみ角が拘束され、両端固定モードの変形が生じるため、内底板から崩壊する可能性がある。以下、Fig. 2-6 (a)の境界条件を BC1、(b)の境界条件を BC2 と表記する。

BC1 の境界条件について具体的に述べる。以下、 x, y, z 軸方向の並進変位をそれぞれ $\{u_x, u_y, u_z\}$ 、各座標軸回りの回転角をそれぞれ $\{\theta_x, \theta_y, \theta_z\}$ で表す。まず、前端および後端の断面内に仮想節点 m と n 設ける。そして、仮想節点 m と前端断面上のすべての節点を剛体要素によって接続する。同じく、節点 n と後端断面上のすべての節点を剛体要素によって接続する。剛体要素には MSC Marc の RBE2 を用いる。以上により、前後端の断面は形状不変かつ平面保持の条件が課された剛体壁となる。前後端断面の剛体変位の自由度が節点 m と n の自由度で代表されるので、節点 m と n においてモデルを単純支持する。ただし、片方の仮想節点 (Fig. 2-6 (a)では節点 m) において、 u_x を許容する。これにより、座屈および降伏による断面の中立軸の移動を自動的に考慮できる。



(a) Simply-support condition at fore and aft ends (BC1)



(b) Symmetrical condition at fore and aft ends (BC2)

Fig. 2-6 Boundary conditions of 1/2 +1 +1/2 hold model

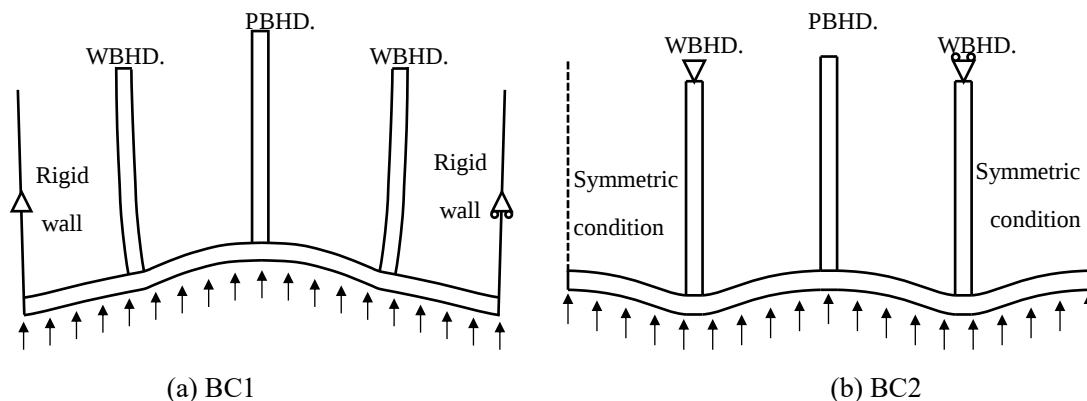


Fig. 2-7 Effect of boundary condition on deformation of double bottom.

次に、BC2 の境界条件について説明する．まず、WBHD と船側の交差部の節点においてモデルを単純支持する．ただし、片方の節点では u_x を許容する．前後端の断面では二重底のたわみを許しつつ、断面が平面を保持するように断面上の節点に拘束条件を与える．前後端で同じ拘束条件を与えるので、前端についてのみ記述する．まず、前端の断面内に仮想節点 m を設ける．そして、節点 m から鉛直方向に距離 z_i 離れた断面上の節点 i の x 軸方向の並進変位 u_{ix} 、 y 軸および z 軸回りの回転角 θ_{iy} 、 θ_{iz} に対して次の拘束条件を与える．

$$u_{ix} = u_{mx} + z_i \cdot \theta_{my}, \quad \theta_{iy} = \theta_{my}, \quad \theta_{iz} = \theta_{mz} \quad (2.3)$$

ここに、 u_{mx} 、 θ_{my} 、 θ_{mz} はそれぞれ仮想節点 m の x 軸方向の並進変位、 y 軸回りの回転角、 z 軸回りの回転角である．同様の拘束条件を後端の仮想節点 n と節点 j の間にも課す．前述の剛体要素 RBE2 は 2 つの節点間で特定の自由度に関してのみ剛体接続を課す機能を有するので、(2.3)式の拘束条件を容易にモデルに与えることができる．

BC1 と BC2 のどちらの場合でも、船幅方向の変形の対称性を考慮して、Center Line 上では対称条件を課す．ただし、センターガーダウェブは全厚をモデルに算入している．座屈によるセンターガーダーの面外変形を許容するため、Fig. 2-8 のように船底外板、内底板、フロアの位置においてのみ u_y 、 θ_x 、 θ_z を拘束する．同様の配慮を PBHD および WBHD に対しても行う．また、前後端断面に設けた仮想節点 m および n において y 軸回りの回転角増分を逆向き ($\Delta\theta_{my} = -\Delta\theta_{ny}$) に付与することで、モデルに縦曲げを与える． $\Delta\theta_{my}$ 、 $\Delta\theta_{ny}$ の制御は弧長増分法によって行う．

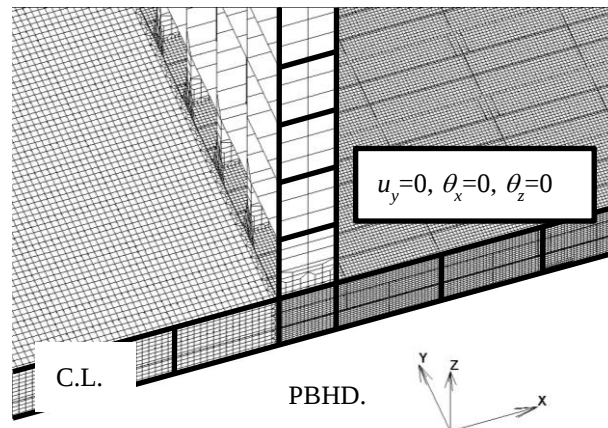


Fig. 2-8 Symmetrical condition on center line section.

2.2.4 荷重条件

モデルに与える水圧の大きさは、計画喫水 13.0m に相当する値を基本とする。水圧は船側外板および船底外板の要素に分布荷重として与える。水圧の大きさは水深に比例して増加するとする。コンテナ荷重の大きさには、日本海事協会のコンテナ運搬船の構造強度に関するガイドライン[43]に記載される満載積付状態での値を参照値として用いる。コンテナはホールド内およびデッキ上に積載されるので、コンテナ荷重は二重底および BHD 上においてコンテナの四隅が接地する位置の節点に集中荷重として与える。局部荷重をモデルに与え、その値を一定に保ちながら、前後端断面で回転変位を与えることで、船底局部荷重を考慮した縦曲げ崩壊解析を行う。

2.3 縦曲げ最終強度解析（純曲げ）

局部荷重なしの純曲げ状態における縦曲げ最終強度解析を行った。座屈および降伏は、船底外板のほぼ全幅に渡って生じ、続いて内底板が座屈することで縦曲げ崩壊に達した。崩壊が生じたベイにおける縦曲げ最終強度時の板表面での相当塑性ひずみ分布を Fig. 2-9 (a)に示す。塑性ひずみが C.L.からビルジ近傍まで全幅に渡って分布している。また、内底板でも座屈が生じ、板の表面に塑性ひずみを生じていることが分かる。Fig. 2-10 に縦曲げ崩壊後のある時点における変形（倍率：20 倍）と相当ミーゼス応力（板厚中央面）の分布を示す。ベイの中央付近の船底外板および内底板において座屈・塑性変形が局所化している。ベイ中央の船底外板のロングには Fig. 2-9 (b)に示すようにスカラップをモデル化している。よって、ベイの中央付近の船底外板が縦曲げに対して構造的に最も強度が小さくなっており、その断面において縦曲げ崩壊が生じた。

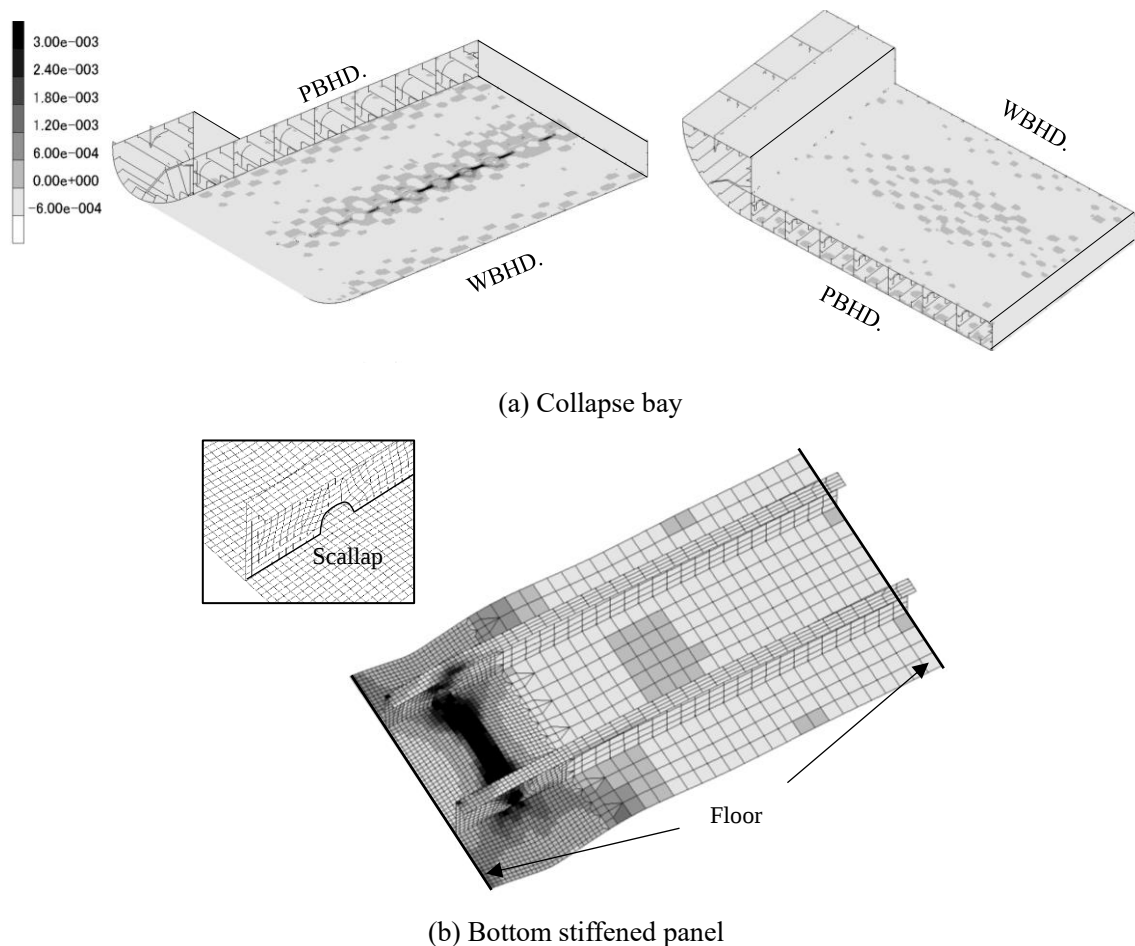


Fig. 2-9 Equivalent plastic strain contour plot view at ultimate strength under pure bending.

第2章 船底局部荷重作用下における縦曲げ崩壊挙動の解明

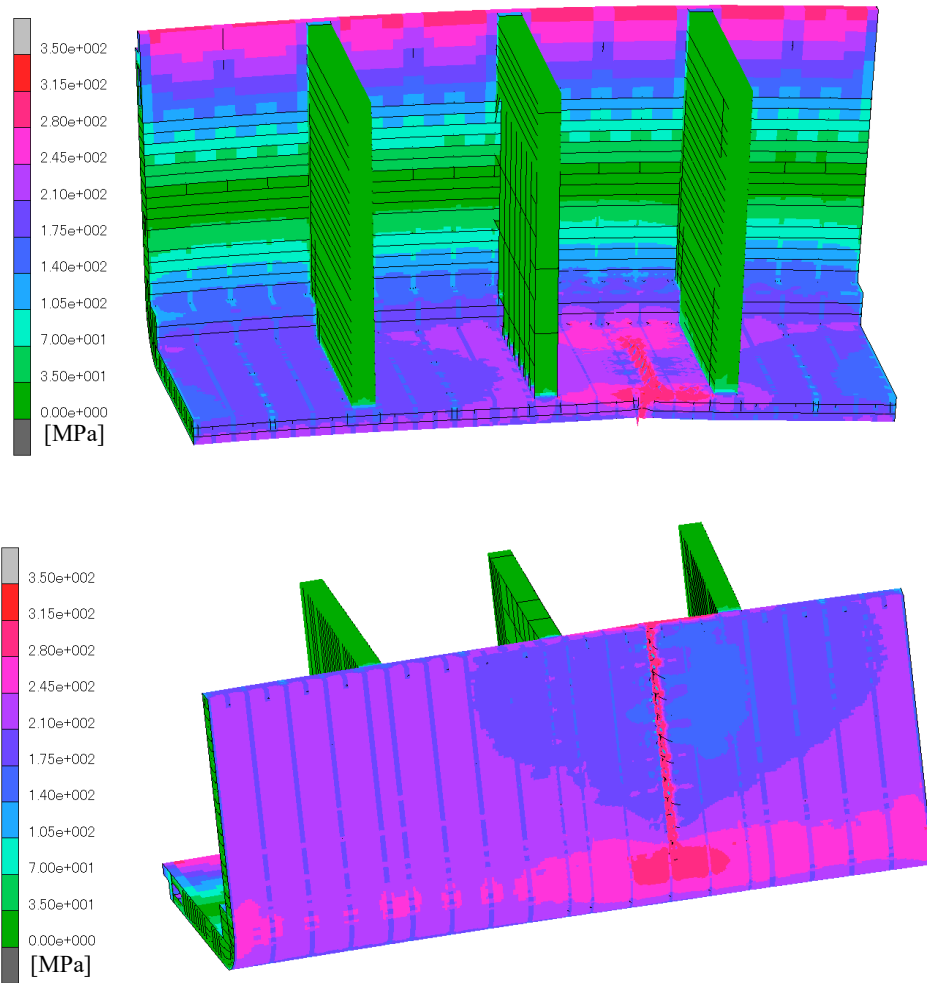


Fig. 2-10 Equivalent von-Mises stress contour plot view in post collapse under pure bending.

2.4 縦曲げ最終強度解析（船底局部荷重あり）

船底局部荷重と縦曲げモーメントが作用するときの船体の崩壊挙動および最終強度について解析する．1/2+1+1/2 ホールドモデルの変位境界条件には Fig. 2-6 に示した BC1 と BC2 を考慮する．両境界条件のもとで行った解析の結果を比較し，局部荷重が作用する場合の船体の縦曲げ最終強度の評価を行うにあたって適切な境界条件について考察する．また，水压やコンテナ荷重の大きさを変更した場合の，縦曲げ崩壊挙動および最終強度を調べる．

2.4.1 縦曲げ崩壊挙動

基本的な場合として，空艙状態について解析を行う．喫水 13.0m 相当の水压をモデルに与え，コンテナ荷重は与えない．初めに，BC1 の境界条件をモデルに与えた場合の解析結果を説明する．Fig. 2-11 に水压のみをモデルに与えたときの変形図を示す．PBHD は WBHD に比べて面内剛性（二重底のたわみに抵抗する剛性）が小さいので，鉛直上向きの局部荷重によって，二重底には PBHD 近傍でたわみが最大となるような局部的な曲げ変形が生じる．局部変形および局部曲げモーメントが最大となる位置は，PBHD の面内剛性によって変化する．また，コンテナは BHD のセルガイドをに沿って積載され，二重底に鉛直下向きの荷重を伝えるので，コンテナ荷重を解析に考慮すると二重底の局部曲げ変形への抵抗はより大きくなる．続いて，作用させる水压の値を一定に保ったまま，縦曲げをモデルに与えた．Fig. 2-12 に局部荷重を考慮した場合の縦曲げ最終強度時における相当塑性ひずみ分布を示す．また，Fig. 2-13 に崩壊後のある時点における変形（倍率：20 倍）と相当ミーゼス応力の分布を示す．座屈・塑性変形の局所化は，PBHD 近傍で生じている．局部荷重によって，崩壊断面が純曲げの場合のベイ中央から PBHD 近傍に移ったことになる．局部荷重により二重底は，長さ方向だけでなく船幅方向にも曲げられるため，船底外板には二軸圧縮が付加される．この幅方向圧縮応力は，C.L.に近いほど大きい．そのため，C.L.近傍の船底外板から座屈および降伏が始まり，ビルジ側に向かって順次崩壊が進む．縦曲げ最終強度時において，塑性変形は C.L.側の船底外板に集中している．一方，縦曲げ最終強度の時点において内底板に塑性変形はほとんど見られない．

次に，BC2 の境界条件のもとでの解析結果について説明する．Fig. 2-14 に水压を負荷した後の 1/2+1+1/2 ホールドモデルの変形を示す．前後端に対称条件を課したことにより，二重底は，両側の WBHD 位置で固定条件に近い状態にある．続いて，縦曲げをモデルの両端に負荷した．Fig. 2-15 の相当塑性ひずみのコンター図が示すように，WBHD 近傍の内底板から座屈・塑性崩壊が生じた（Fig. 2-20 の点 S の時点）．その後，Fig. 2-16 に示すようにベイ中央付近の船底外板に座屈・塑性崩壊が広がり，縦曲げ崩壊に達した．BC1 から BC2 に境界条件を変更したことで，初期破損の生じる位置が PBHD 近傍の船底外板から WBHD 近傍の内底板に移ったことになる．また，崩壊後のある時点における変形（倍率：20 倍）と相当ミーゼス応力の分布を Fig. 2-17 に示す．船底外板において座屈・塑性変形の局所化が生じ

る位置は、BC1のもとではPBHD近傍であったが、BC2ではベイ中央付近となっている。

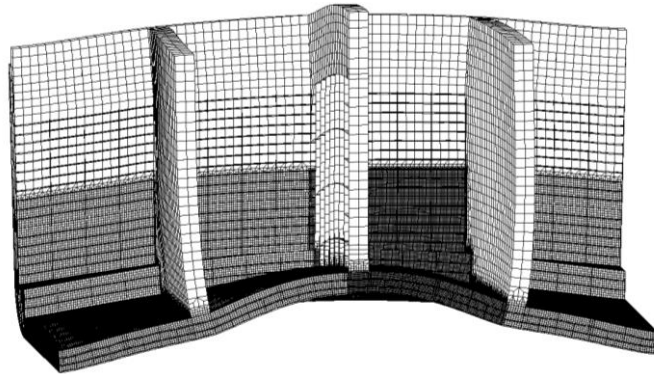
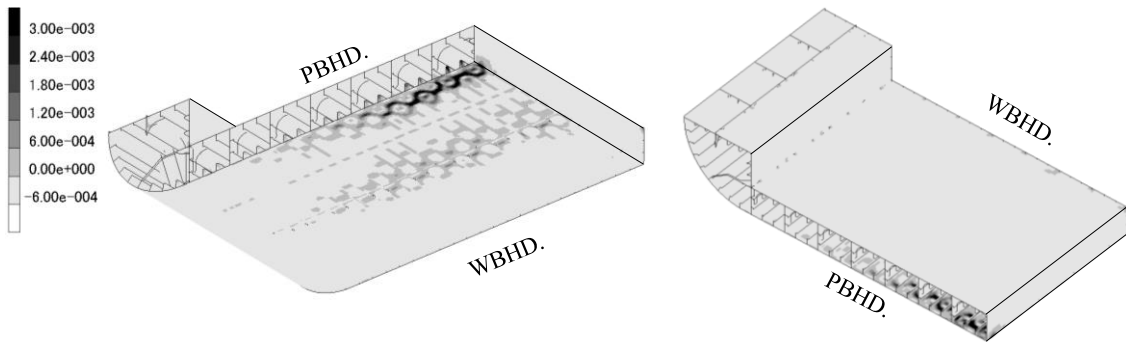
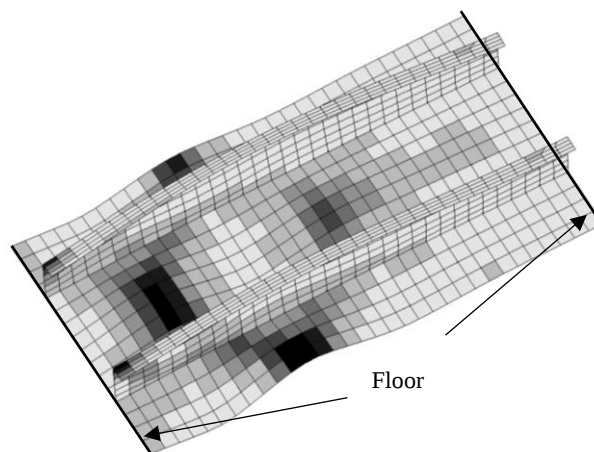


Fig. 2-11 Deformation of 1/2+1+1/2 model due to water pressure (Boundary condition: BC1).



(a) Collapse bay



(b) Bottom stiffened panel

Fig. 2-12 Equivalent plastic strain contour plot view at ultimate strength under combined bending moment and local loads (Boundary condition: BC1).

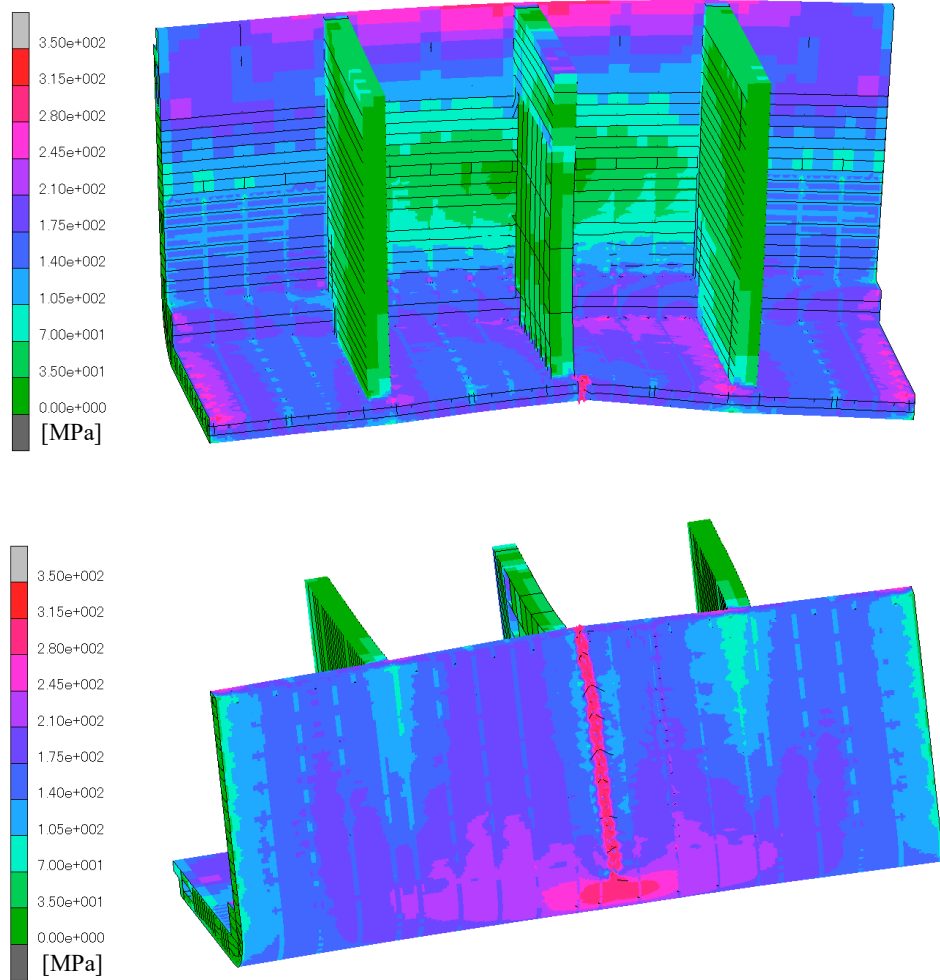


Fig. 2-13 Equivalent von-Mises stress contour plot view in post collapse under combined bending moment and local loads (Boundary condition: BC1).

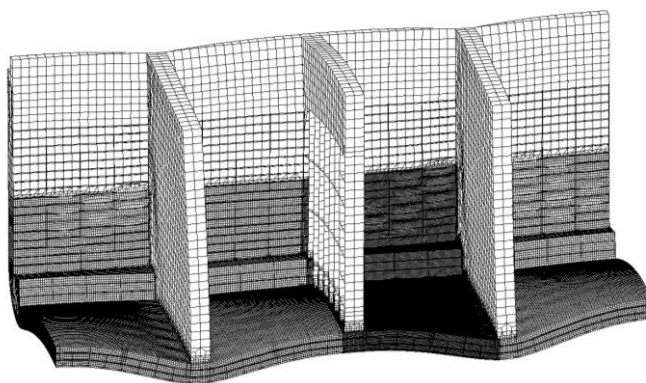


Fig. 2-14 Deformation of 1/2+1+1/2 model due to bottom water pressure (Boundary condition: BC2).

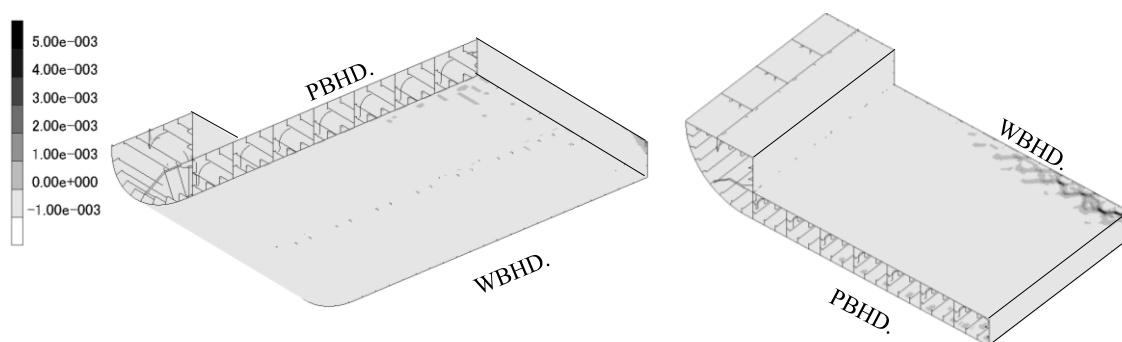


Fig. 2-15 Equivalent plastic strain contour plot view at point S under combined bending moment and local loads (Boundary condition: BC2).

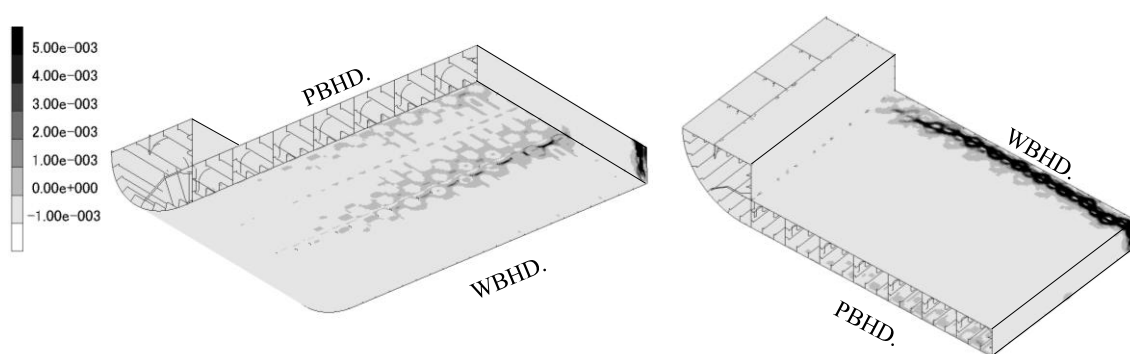


Fig. 2-16 Equivalent plastic strain contour plot view at ultimate strength under combined bending moment and local loads (Boundary condition: BC2).

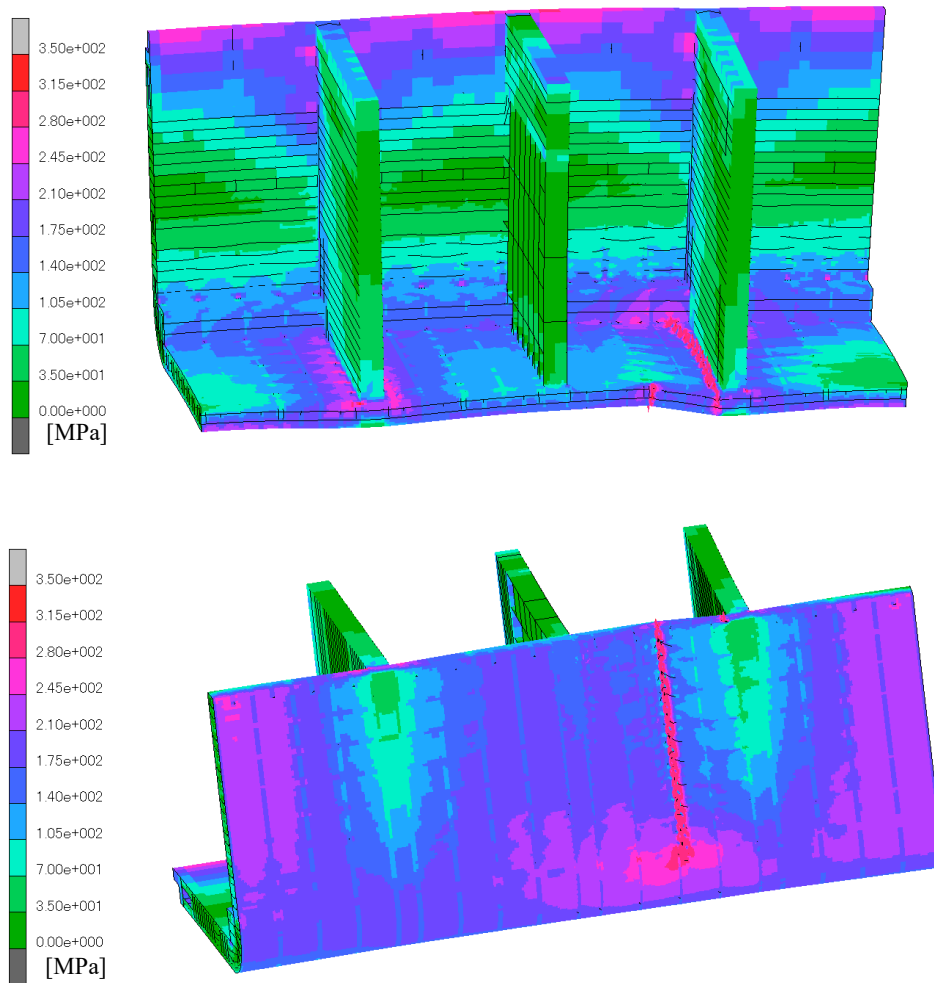


Fig. 2-17 Equivalent von-Mises stress contour plot view in post collapse under combined bending moment and local loads (Boundary condition: BC2).

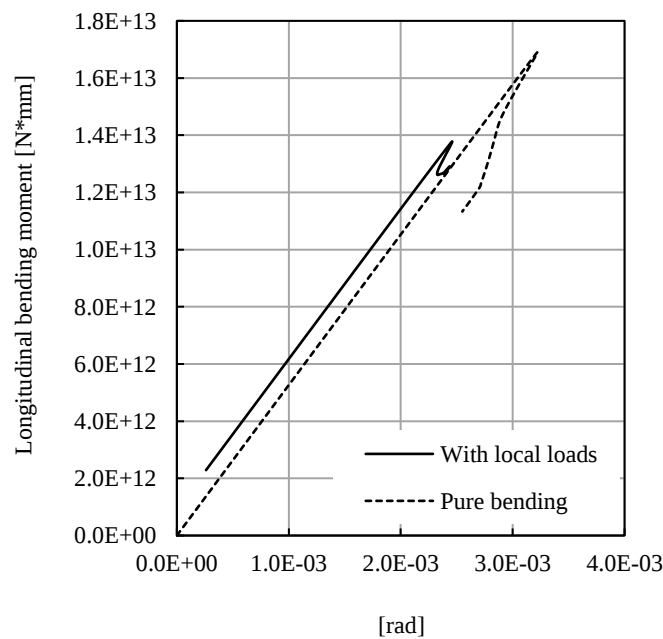
境界条件 BC1 と BC2 の違いにより、崩壊の進む過程が異なる。しかしながら、WBHD 近傍の内底板から崩壊が生じる場合であっても、船底外板の崩壊が縦曲げ崩壊の直接的な要因である。また、実際のコンテナ船に働く水圧やコンテナ荷重は船長方向に変化するため、Fig. 2-7 (b)のように両端固定モードの二重底変形が船長方向に連続することはなく、荷重状態が最も厳しくなるホールドが必ず存在する。ゆえに、局部荷重によって船底外板の荷重状態が厳しくなる Fig. 2-7 (a)の境界条件がより現実の条件に近く、局部荷重の作用下における縦曲げ崩壊および最終強度の評価には、この境界条件が適切であると考ええる。

2.4.2 縦曲げモーメントー回転角関係

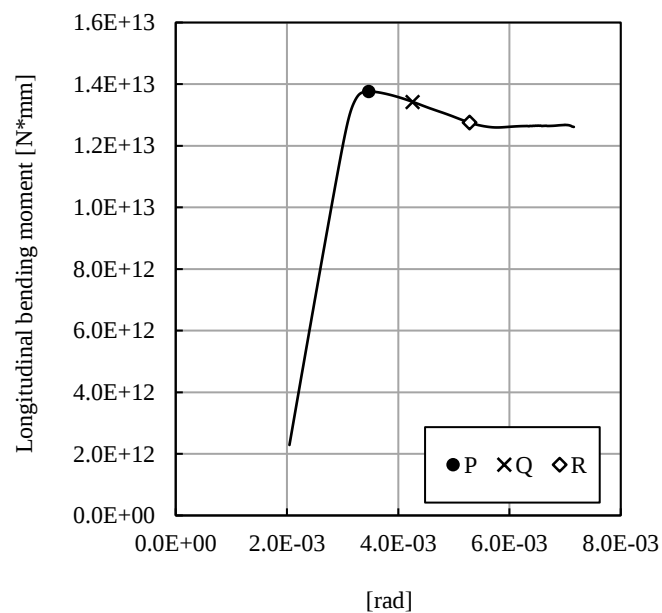
Fig. 2-18 に純曲げおよび境界条件 BC1 のもとで行った解析から得られた縦曲げモーメントー回転角関係を示す。点線が純曲げの場合、実線が局部荷重を考慮した場合の縦曲げモーメントー回転角関係である。縦軸は崩壊断面における縦曲げモーメントを示しており、前後

端に生じる鉛直方向反力，縦曲げモーメントおよび長さ方向に分布する局部荷重を考慮して，モーメントのつり合いから計算している．Fig. 2-18 (a)の横軸には，曲げ変形量としてモデルの前後端の回転角の差をとっている．一方，Fig. 2-18 (b), (c)の横軸には，崩壊ベイの両端のPBHDとWBHDにおける回転角の差をとっている．(b)の横軸はBHDの二重底側の節点（Fig. 2-3の節点B1とB2），(c)の横軸はデッキ側の節点（Fig. 2-3の節点D1とD2）における回転角の差を示す．つまり，(b)では二重底の局部曲げ変形による回転成分が，(c)ではホルドの曲げ変形による回転成分が支配的となる．また，デッキと二重底の節点の x 方向の変位差をその上下距離で割ることで回転角を求めた場合の結果を(d)に示す．この方法によってもホルドの曲げ変形による回転成分が取り出され，その傾向は(c)と一致する．

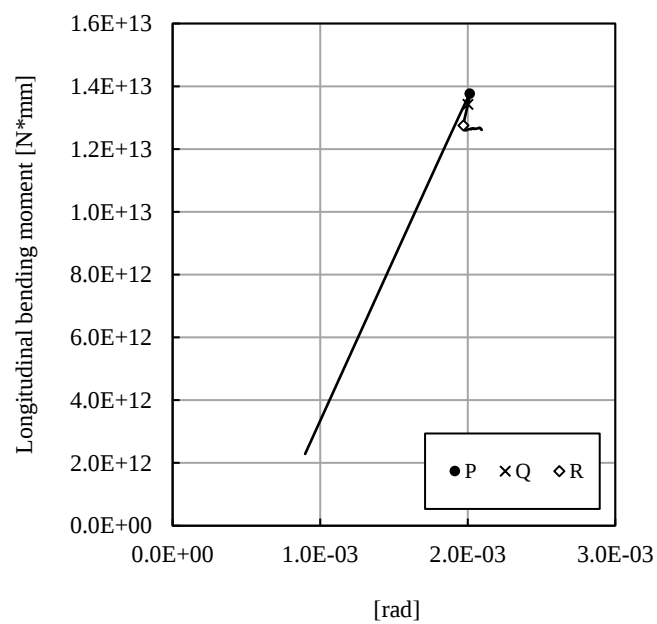
Fig. 2-18 (d)中の縦曲げモーメントー回転角関係の始点が原点から離れている．これは，局部荷重のみを加えた段階で，始点に当たる縦曲げモーメントと全体曲げ変形が生じていることによる．二重底の崩壊断面が最終強度に達して曲げ耐荷力が低下し始めると，崩壊断面以外の部分では弾性除荷が生じる．このため，Fig. 2-19に示すように，最終強度後においてモデルの端部では曲げ回転量が減少する．崩壊ベイにおいてもデッキ側の回転角で見ると同様の現象がFig. 2-18 (c)および(d)から確認できる．一方，Fig. 2-18 (b)より，二重底の崩壊部分のみに注目すると，曲げ変形は単調に増加している．つまり，Fig. 2-18 (a)の端部回転角の減少は，構造全体が除荷したわけではなく，崩壊による回転角の増加を崩壊部以外の除荷変形が上回った事による．なお，Fig. 2-18の点Pは縦曲げ最終強度の時点を示し，また点Rは曲げモーメント耐力がほぼ一定となる時点を示す．点Qは両点の間に位置する点である．



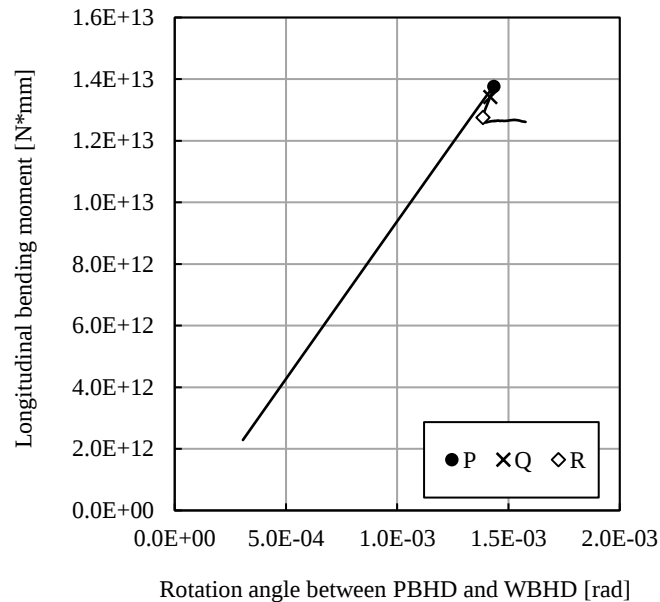
(a) End rotation



(b) Rotation angle between PBHD and WBHD (bottom side)



(c) Rotation angle between PBHD and WBHD (deck side)



(d) Rotation angle between PBHD and WBHD calculated from difference between displace of a deck side node and a bottom side node in x direction.

Fig. 2-18 Longitudinal bending moment-rotation relationships under pure bending and BC1.

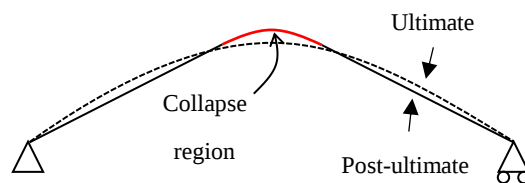


Fig. 2-19 Effect of localization of deformation on end rotation.

Fig. 2-20 に境界条件 BC1 および BC2 のもとで行った解析から得た縦曲げモーメント一回転角関係を比較する。横軸には WBHD 間の回転角の差をとる。点線が BC1 のもとでの解析から、実線が BC2 のもとでの解析から得た結果を示す。BC2 では Fig. 2-20 の点 S の付近で内底板に圧壊が生じ (Fig. 2-15), それにより縦曲げ剛性が低下している。しかし、縦曲げ最終強度は BC1 のもとでのそれとほとんど等しい値となった。境界条件の違いに関わらず縦曲げ最終強度値はほとんど変わらないことから、BC1 の境界条件を用いて縦曲げ最終強度を評価して良いと考えられる。Table 2-2 に各解析から得た縦曲げ最終強度の値をまとめる。境界条件 BC1 のもとでは船底局部荷重による縦曲げ最終強度の低下率は約 18.3%であ

り，境界条件 BC2 のもとでは低下率は約 19.5%であった。

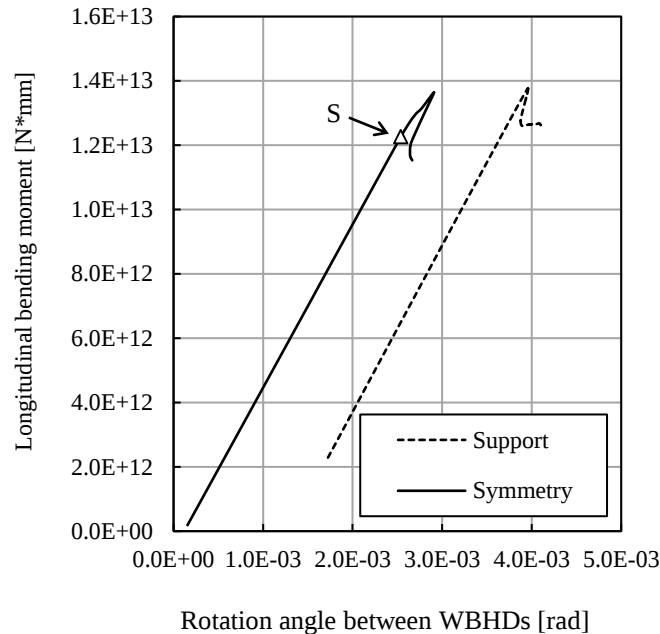


Fig. 2-20 Longitudinal bending moment-rotation angle relationship under BC1 and BC2.

Table 2-2 Comparison of ultimate longitudinal bending strength [N*mm].

Pure bending	Combined load	
	BC1	BC2
1.69×10^{13}	1.38×10^{13}	1.36×10^{13}

2.4.3 縦曲げ最終強度に対する水圧の大きさの影響

喫水を 0.0m, 3.0m, 7.0m, 10.0m, 13.0m, 15.0m と変化させ，それぞれに対応する船底水圧をモデルに付与し，縦曲げ最終強度に対する水圧の影響を調べる．喫水 0.0m は，純曲げの場合である．2.4.1 での考察に従い，境界条件には BC1 を用いる．Fig. 2-21 に水圧と縦曲げ最終強度の関係を示す．水圧が大きくなるにつれ，おおよそ線形的に縦曲げ最終強度が低下している．これは次のように考察できる．水圧と，船底外板に生じる圧縮応力との間には弾性域において線形関係が成り立つ．一方，ある程度の水圧が作用している状態では船底外板のみの崩壊によって縦曲げ最終強度に達する．つまり，ホールドモデルの初期破損時と最終強度時の縦曲げモーメントは，ほぼ等しい．それゆえ，水圧と縦曲げ最終強度の間におおよそ線形関係が成り立つ．純曲げ状態あるいは水圧が小さい場合では内底板にも座屈・塑性変形が生じるため，前述の線形関係は成り立たないが，本モデルにおいてその影響は小さかった

と考えられる。

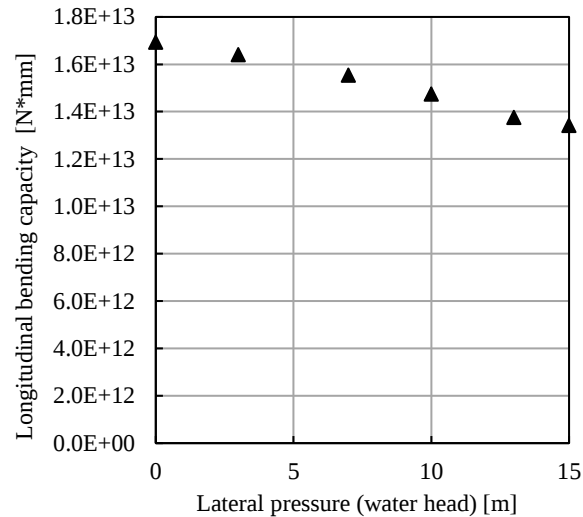


Fig. 2-21 Lateral pressure-longitudinal bending capacity relationship.

2.4.4 縦曲げ最終強度に対するコンテナ荷重の影響

文献[43]に記載される満載積付状態でのコンテナ荷重を P_{ref} とし, $0.25P_{ref}$, $0.5P_{ref}$, $0.75P_{ref}$, P_{ref} をモデルに付与して解析を行う. 前項と同様に, 境界条件には BC1 を用いる. コンテナはホールド内およびデッキ上に積載されるので, コンテナ荷重は二重底および BHD 上においてコンテナの四隅が接地する位置の節点に集中荷重として与える. なお, モデルには喫水 13.0m 相当の船底水圧を与える. P_{ref} のコンテナ荷重を与えた場合の 1/2+1+1/2 ホールドモデルの変形図を Fig. 2-22 に示す. コンテナ荷重を考慮したことで, PBHD 位置で二重底のたわみ変形が抑えられていることが分かる. Fig. 2-23 に縦曲げ最終強度時の板厚表面での相当塑性ひずみを, Fig. 2-24 に崩壊後の変形 (倍率: 20 倍) と板厚の中央面での相当ミーゼス応力の分布を示す. PBHD 位置で二重底のたわみが抑えられたことで, 縦曲げ最終強度時においてベイの中央付近の船底外板に座屈・塑性変形が局所化している. WBHD 近傍の内底板にも塑性変形がわずかに見られる. 崩壊後はベイ中央のスパンに座屈・塑性変形が局所化すると同時に, WBHD 近傍の内底板でも圧壊が生じている.

Fig. 2-25 にコンテナ荷重と縦曲げ最終強度の関係を示す. コンテナ荷重が大きくなるほど, 二重底の鉛直上向きの凸変形が抑えられる. よって, コンテナ荷重が大きくなるほど, 縦曲げ最終強度は増加している (縦曲げ最終強度の低下を抑えている).

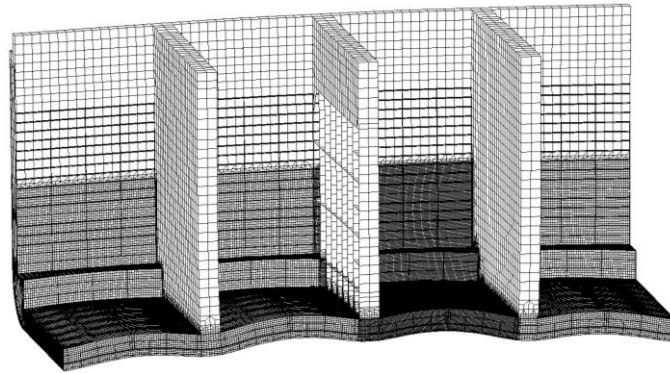


Fig. 2-22 Deformation of 1/2+1+1/2 model due to water pressure and container load (Boundary condition: BC1).

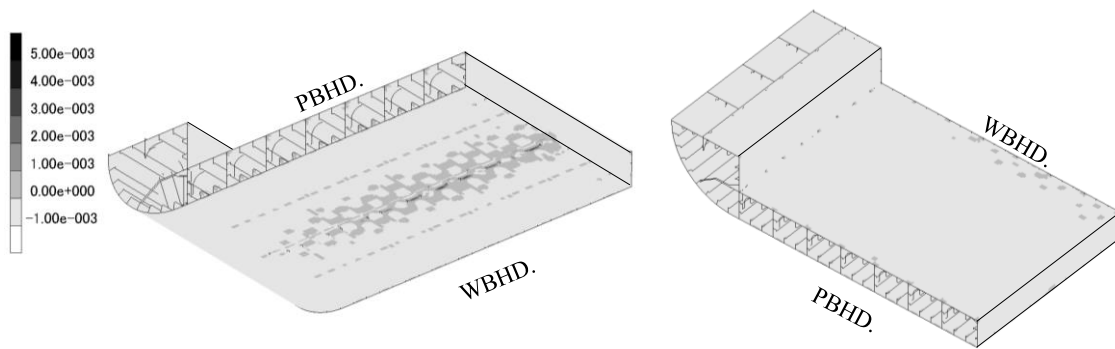
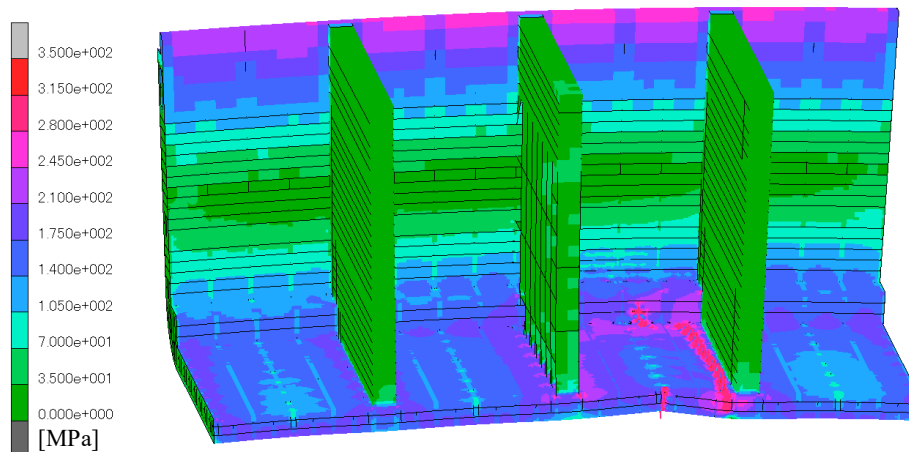


Fig. 2-23 Equivalent plastic strain contour plot view at ultimate strength (Boundary condition: BC1, container load: P_{ref}).



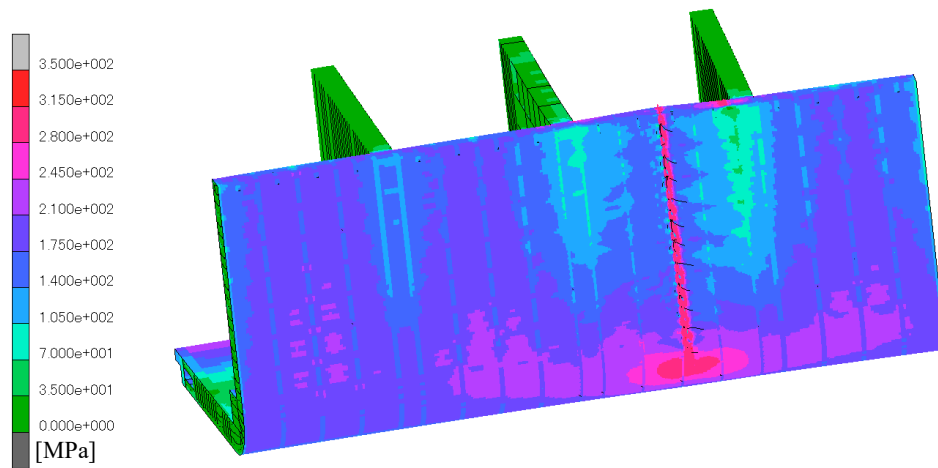


Fig. 2-24 Equivalent von-Mises stress contour plot view in post collapse (Boundary condition: BC1, container load: P_{ref}).

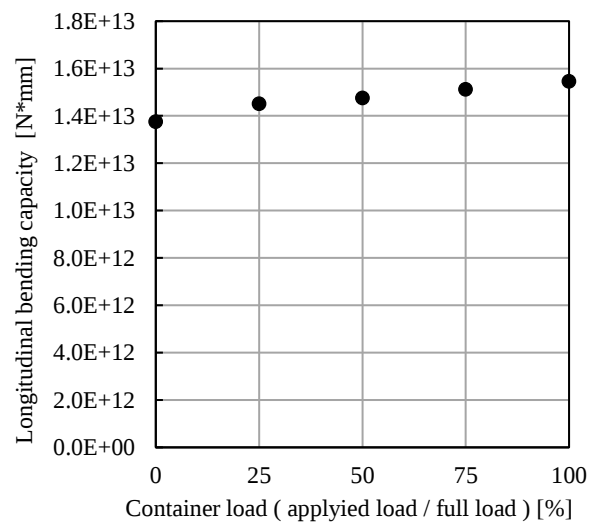


Fig. 2-25 Container load-longitudinal bending capacity relationship.

2.5 船底局部荷重が縦曲げ最終強度低下をもたらす要因

2.3 節と 2.4 節において、船底に働く局部荷重によってホギング状態での縦曲げ最終強度が低下することを示した。本節では、縦曲げ崩壊における船底外板と内底板の挙動を調べ、船底局部荷重が縦曲げ最終強度の低下をもたらす要因を明らかにする。具体的には、Fig. 2-26 に示す防撓パネル BS1, BS2, BS3, IB1 の挙動を 1/2+1+1/2 ホールドモデルの縦曲げ崩壊解析の結果から取り出す。なお、Fig. 2-26 では防撓パネルの位置を視覚的に分かりやすくするため、フロアを取り除いている。防撓パネル BS3 は純曲げの場合に崩壊が生じた断面に位置する防撓パネルであり、BS1, BS2 および IB1 は境界条件 BC1 のもとで行った局部荷重と縦曲げモーメントの複合荷重下での解析において崩壊が生じたスパンに位置する防撓パネルである。BS1, BS2, BS3 は長さ方向に 1 フロアスペース、ロンジを中心に船幅方向に 1/2+1/2 ロンジスペースの範囲に含まれる。IB1 は長さ方向に 1 フロアスペース、ガーダーを中心に船幅方向に 1/2+1/2 ロンジスペースの範囲に含まれる。

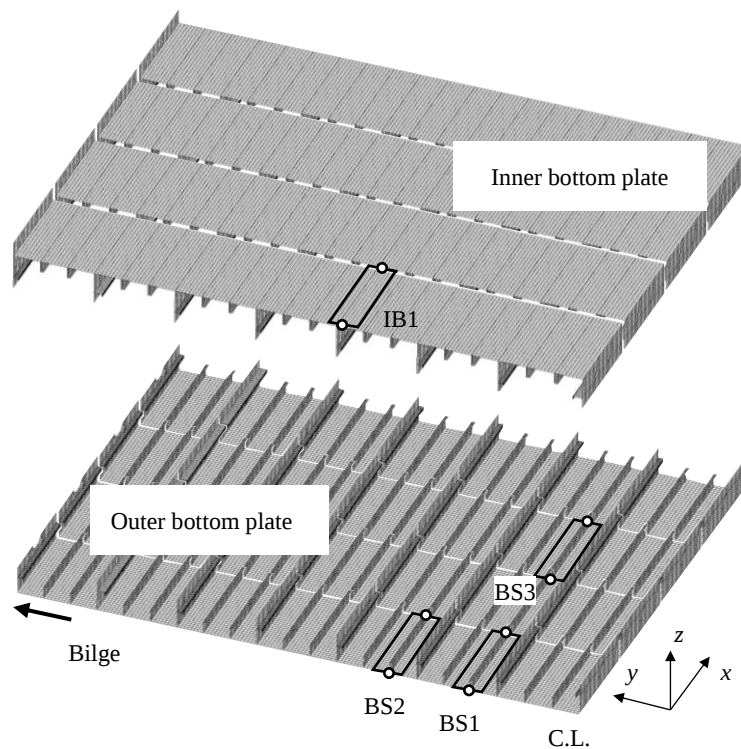


Fig. 2-26 Regions of BS1, BS2, BS3 and IB1

2.5.1 船底外板の挙動

Fig. 2-27 に縦曲げ崩壊解析（水圧：喫水 13.0m 相当，コンテナ荷重：なし）の結果から取り出した船底外板防撓パネルの平均軸応力ー平均軸ひずみ関係を示す。局部荷重を考慮した場合は Fig. 2-26 の BS1 における平均軸応力ー平均軸ひずみ関係を実線で、純曲げの場合

は BS3 における平均軸応力-平均軸ひずみ関係を点線でそれぞれ示す。平均軸応力はその領域に含まれる要素で計算される応力から全軸力を計算し、それを全面積で除することで求めた。平均軸ひずみは防撓材と板の接合部における全縮み量をフロアスペースで除して求めた。Fig. 2-27 中の点 P, Q, R は Fig. 2-18 のそれらと対応している。局部荷重により、船底外板防撓パネルには縦圧縮応力が生じる。よって、純曲げ時と比べてより低いホギングモーメントで船底外板は最終強度に達する。これが、局部荷重によってホギング状態での縦曲げ最終強度が低下する 1 つ目の主要因である。最終強度後の耐荷力の低下は、純曲げ時の方が大きい。Fig. 2-9 (b) と Fig. 2-12 (b) の比較から分かるように、純曲げ時の崩壊断面近傍の船底外板にはスカラップが存在するため、より局所的に塑性変形が生じている。よって、パネル全体としての平均ひずみ量が相対的に減じるため、純曲げ時の方が最終強度後の耐荷力低下が大きくなる。

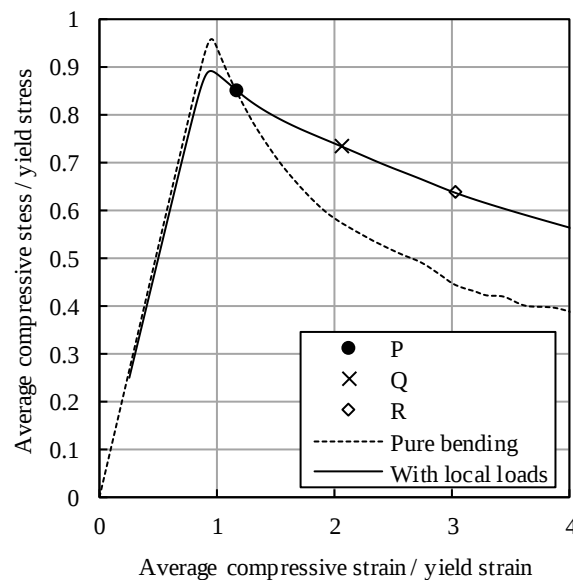


Fig. 2-27 Average axial stress – average axial strain relationships at bottom stiffened panels.

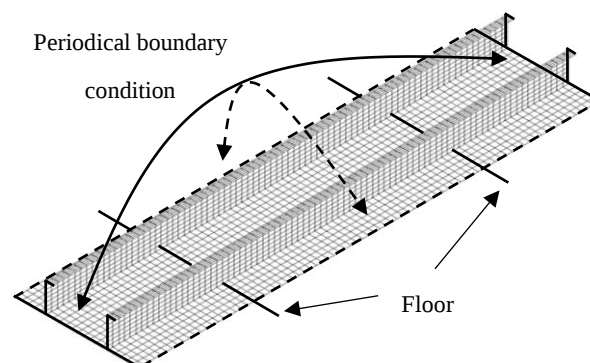


Fig. 2-28 Periodical boundary condition.

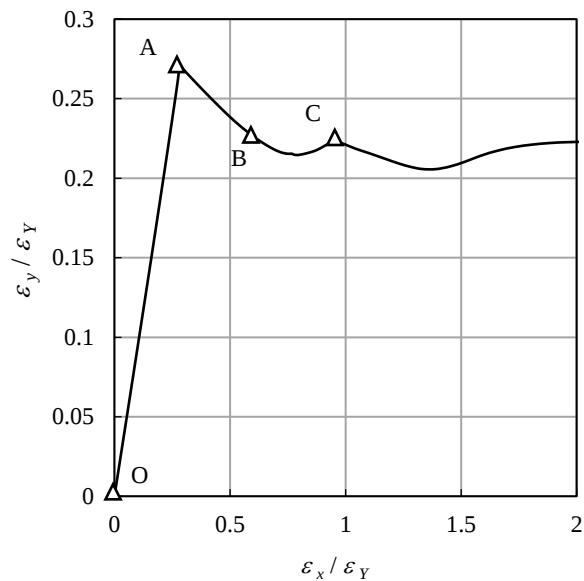


Fig. 2-29 Average strain history of BS2 obtained from 1/2+1+1/2 hold analysis.

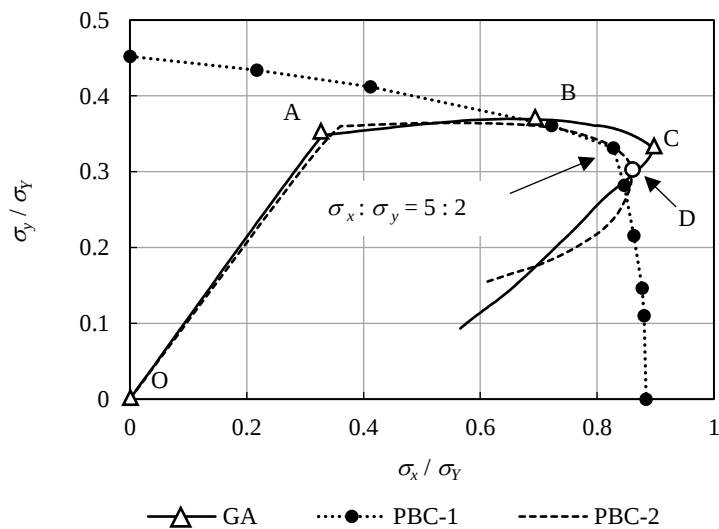


Fig. 2-30 Ultimate strength interaction curve.

Fig. 2-27 から分かるように防撓パネル自体の最終強度も低下している。これは、二重底の局部曲げ変形によって船底外板には二軸圧縮が作用し、座屈の発生が助長されるためである。そこで、船幅方向圧縮が、船底外板の強度、さらには縦曲げ最終強度に及ぼす影響を調べる。Fig. 2-28 に、解析に使用した防撓パネルモデルを示す。断面寸法、材料特性、初期たわみはホールドモデルの船底外板防撓パネルで仮定したものと同一とする。解析の範囲は長さ方向に 1/2+1+1/2 フロアスペース、幅方向に 1/2+1+1/2 ロンジスペースとし、構造配置

と変形の連続性を考慮して周期境界条件 (Periodical boundary condition) [44]を課す。周期境界条件では、隣接パネルでの変形の連続性を考慮しつつ面内二軸圧縮荷重、面内剪断荷重および面外圧をモデルに与えることができる。さらに、適当な初期たわみモデルに与えれば、板および防撓材の偶数、奇数いずれの座屈半波モードも自動的に考慮できる。本論文では、面外圧と面内圧縮のみを解析に考慮する。以後このモデルを周期境界モデルと呼ぶ。ただし、周期境界モデルでは基本的にガーダーおよびフロアが真直性を保持する場合を考えており、二重底の曲げによる桁部材および防撓パネルの全体的な曲げ変形は考慮できない。ここでは次の 3 種類の解析から得られる防撓パネルの挙動を比較し、幅方向圧縮の影響を考察する。

- (i) 1/2+1+1/2 ホールドモデルの縦曲げ崩壊解析 (以下、GA: Global Analysis) の結果から取り出した防撓パネル BS2 (Fig. 2-26) の挙動。
- (ii) 防撓パネル BS2 と同じ断面寸法を持った周期境界モデルの挙動。ただし二軸圧縮変位を荷重比一定で増加させる。以下、この解析を PBC-1 と呼称する。
- (iii) 防撓パネル BS2 と同じ断面寸法を持った周期境界モデルの挙動。ただし、解析 GA から得られる防撓パネル BS2 の平均圧縮ひずみ ε_x , ε_y の履歴 (Fig. 2-29) と等価な境界面内変位を強制変位として作用させる。二軸方向の平均圧縮ひずみは、BS2 の板部の長さ方向と幅方向の縮み量をフロアスペースとロンジスペースでそれぞれ除することで求める。以下、この解析を PBC-2 と呼称する。

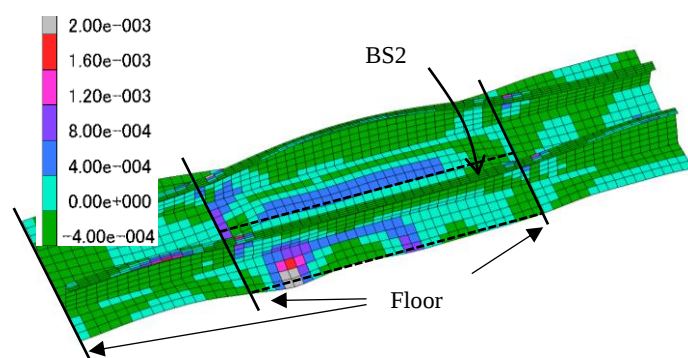
以上の解析では、船幅方向圧縮の影響に対する考察を行いやすくするため、いずれの解析でも喫水 15m に相当する水圧をモデルに与える。

Fig. 2-30 に解析 PBC-1 により得られた最終強度相関関係を点線で示す。また解析 GA と解析 PBC-2 で得られた平均縦圧縮応力と平均横圧縮応力の履歴を、実線および破線でそれぞれ示す。最終強度相関曲線は、幅方向圧縮が支配的な領域 ($\sigma_y/\sigma_x=0.35\sim0.45$) と縦圧縮が支配的な領域に分けられ、前者では板が防撓材方向に 1 半波の座屈を生じて崩壊する崩壊モード、また後者では板の縦圧縮座屈後に、防撓材が降伏あるいは座屈する崩壊モードとなる。

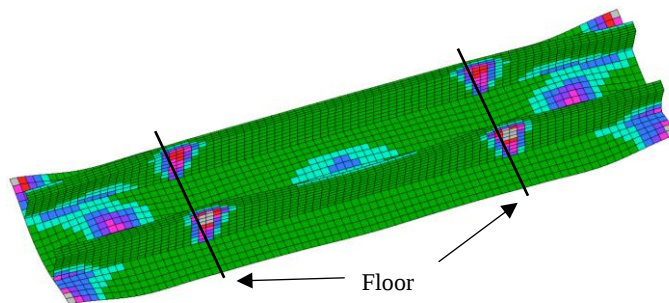
Fig. 2-30 で、解析 GA における経路 OA 間は、ホールドモデルに水圧のみを加える段階に、また点 A 以降は、ホギング曲げ変形を増加させる段階に対応する。経路 AB で長さ方向と同時に船幅方向の圧縮応力が増加するのは、ポアソン効果による板幅の増加を、周辺部材が拘束するためである。点 B において、解析 PBC-1 で得られた最終強度相関曲線にほぼ達した段階で幅方向圧縮応力は最大となる。一方、縦圧縮応力は点 C まで増加を続け、同じ幅方向応力で比較すると、解析 PBC-1 より高い縦圧縮強度を有している。

次に、解析 GA で得た二軸面内変形履歴を周期境界モデルに付与した解析 PBC-2 の結果を調べる。点 B 付近で幅方向圧縮応力が最大値に達した後、最終強度相関曲線に沿う形で幅方向応力が次第に減少し、縦圧縮応力が逆に増加する。縦圧縮最終強度 (点 D) は、点 B

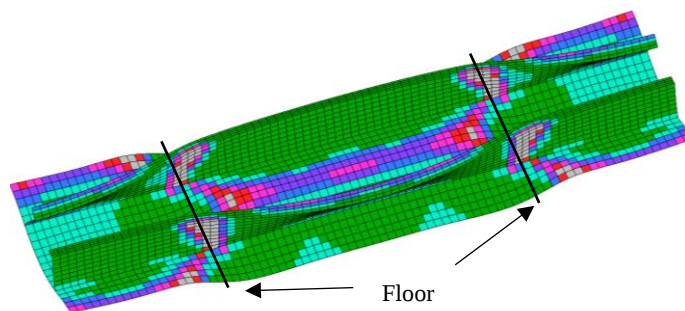
よりも大きく、解析 GA による点 C より小さめで、解析 PBC-1 による最終強度相関曲線に近い値となっている。Fig.2-31 は、GA, PBC-1, PBC-2 の各解析で得られた座屈変形と相当塑性ひずみの分布である。解析 GA と PBC-2 は縦圧縮応力が最大の時点（点 C,D）、また解析 PBC-1 は、点 C,D に近い二軸応力比（ $\sigma_x : \sigma_y = 5 : 2$ ）を比例負荷した場合の最終強度時点の結果である。解析 GA と PBC-2 では、始めに幅方向圧縮を支配的に受けたことによる 1 半波モードの板の座屈変形と、これと連成した防撓材の横倒れ変形が認められる。この変形状態に縦圧縮応力が付加され、板および防撓材のたわみの大きい箇所に降伏が広がった時点で縦圧縮最終強度に達している。一方、比例負荷による解析 PBC-1 では、1 半波モードの座屈変形は特に認められず、板と防撓材に周期的な広がりて降伏が生じて最終強度に至っている。



(a) GA



(b) PBC-1 ($\sigma_x : \sigma_y = 5 : 2$)



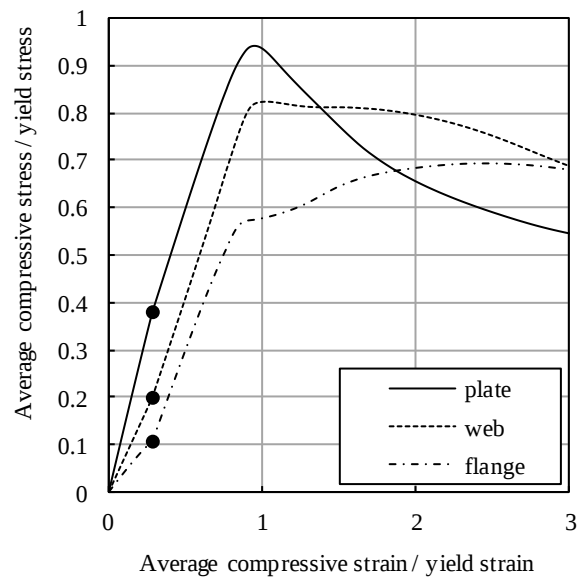
(c) PBC-2

Fig. 2-31 Deformation and distribution of equivalent plastic strain at ultimate strength.

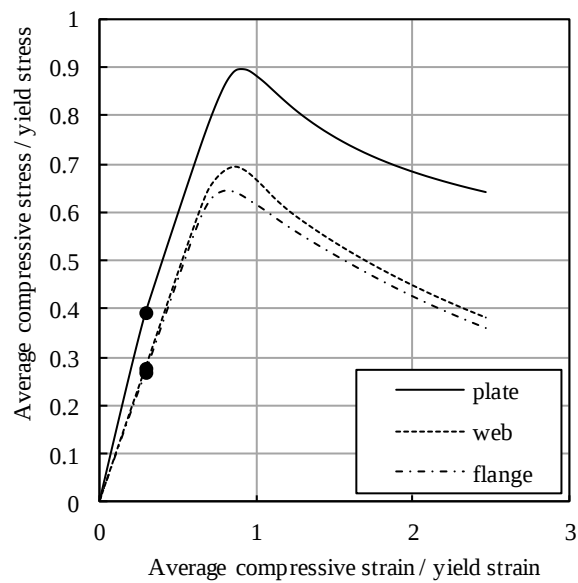
以上の結果から、船幅方向圧縮応力は、1 半波モードの座屈を生じさせて、縦圧縮強度を低下させるが、ホールドモデル内の 1 パネルに注目した場合、解析 PBC-1 による最終強度相関曲線に達した時点で直ちに縦圧縮強度の上限に達するわけではなく、縦曲げによる縦圧縮変形の増加とともに、最終強度相関曲線にはほぼ沿う形で縦圧縮応力は増加する。結果として、最終強度相関曲線に比べて、幅方向応力による縦圧縮最終強度の低下は小さい。なお、Fig. 2-30 において、解析 PBC-2 の方が解析 PBC-1 より、同じ幅方向応力で比較すると縦圧縮最終強度が大きい。これは、解析 PBC-1 では、同じ座屈崩壊挙動が、防撓材方向にも、板幅方向にも周期的に繰り返されると仮定するのに対し、ホールドモデル解析で得られた面内境界変位を付与する PBC-2 では、崩壊パネルが周辺の非崩壊部分から受ける弾性拘束の影響が含まれているためと考えられる。

前述のように、ホールドモデル解析 GA から直接求めた船底パネルの縦圧縮最終強度 (Fig. 2-30 の点 C) は、面内変位のみを取り出して周期境界条件モデルに与えた解析 PBC-2 の点 D に比べて大きい。この違いは、前者が Fig. 2-11 のように二重底が全体として上に凸に曲げ変形する曲率を含むのに対し、後者はフラットな防撓パネルに面内強制変位のみを加えた解析であるため、上述の曲率を有しない点にある。二重底全体の曲げ変形により、船底外板の防撓材にはフランジが曲げの引張り側となる曲げ変形が生じる。これにより生じるフランジの引張応力は、防撓パネルの圧縮座屈強度を上昇させ、防撓材を安定化させる効果があると考えられる。Fig. 2-32 にホールド解析 GA および PBC-2 から得た防撓パネルの平均軸応力-平均軸ひずみ関係を板、ウェブ、フランジに分けて示す。同図中の黒丸は水圧のみを与えた時点を表しており、解析 GA において防撓材に発生する平均圧縮応力が解析 PBC-2 のそれと比べて小さいことが分かる。これは、二重底の局部曲げ変形により、板が相対的に圧縮、また防撓材が引張りを受けるからである。このことは、Fig. 2-31 (a) に示す解析 GA の結果において、塑性変形が防撓材よりもスパン中央の板側に集中していることにも現れている。防撓材が安定化したことにより、板の耐力も上昇し、解析 PBC-2 の場合に比べて防撓パネルとしての縦圧縮最終強度が大きくなったと考えられる。

二重底の局部曲げによる防撓材の安定化以外にも、解析 GA により求められた BS2 の縦圧縮最終強度が解析 PBC-2 でのそれよりも大きくなる要因はいくつか考えられる。例えば、周期境界モデルでは Floor との交差部において板および防撓材に単純支持条件を与えるため、Floor の板および防撓材に対する回転拘束が考慮されていないことである。これとは別に、PBHD 位置 (Fig. 2-31 (a) の左側にある 2 本の Floor 間) において Floor 間距離が短くなることも一因と考えられる。周期境界モデルでは、同じ Floor 間隔が連続すると仮定するため、PBHD 位置で Floor 間隔が短くなることによる付加的な拘束影響が考慮されない。これらの影響度に関しては現時点では明確ではなく、さらなる検討が必要である。



(a) GA



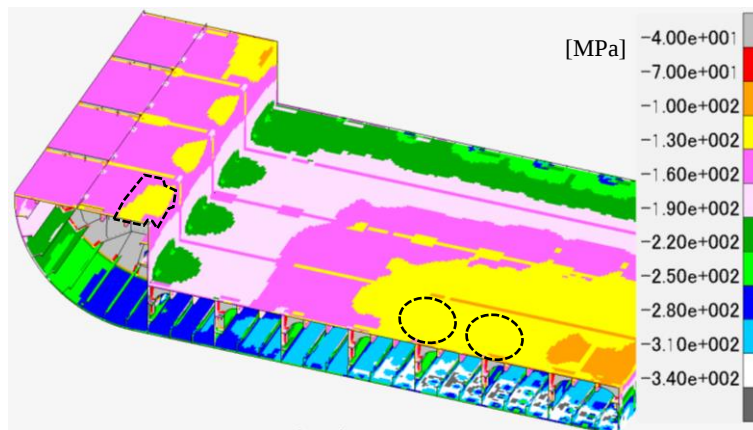
(b) PBC-2

Fig. 2-32 Comparison of average axial stress – average axial strain relationships between GA and PBC-2.

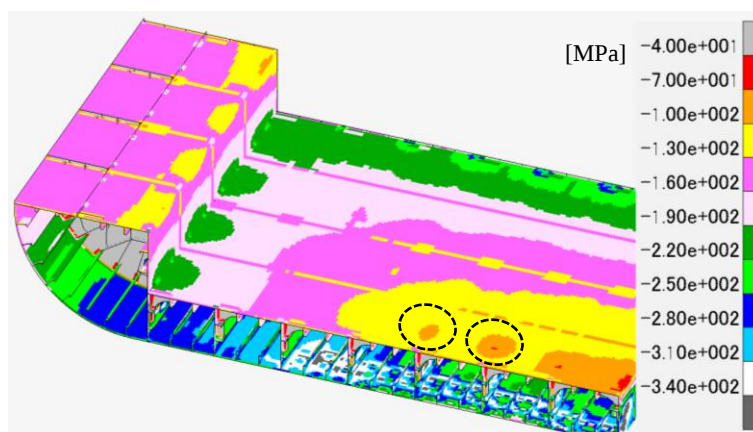
2.5.2 内底板の挙動

Fig. 2-27 に示した船底外板の防撓パネルにおける平均軸応力-平均軸ひずみ関係の点 P は、ホールドモデルの縦曲げ最終強度の時点を表しており、船底外板が最終強度に達した直後に縦曲げ最終強度に達していることを示す。この時点では、Fig. 2-12 (a)に示した通り内底

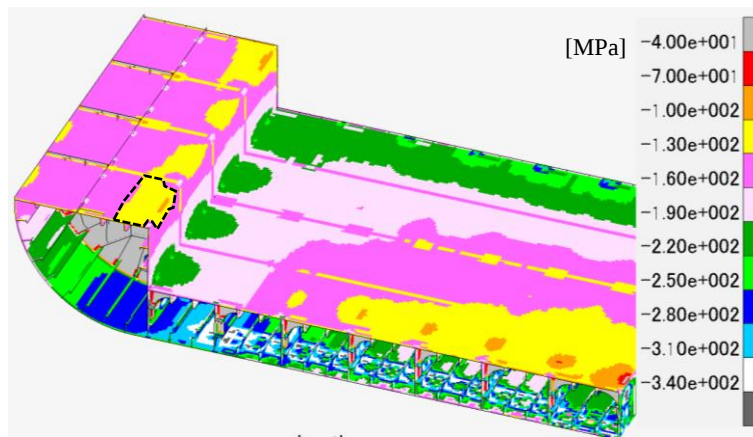
板には塑性変形が生じておらず、最終強度に達してない。つまり、内底板が縦曲げ強度に対して有効に寄与していないことになる。以下に、その理由を縦曲げ崩壊解析（水圧：喫水13.0m 相当，コンテナ荷重：なし，境界条件：BC1）から得た，Fig. 2-33 の縦方向の垂直応力分布と，Fig. 2-34 の防撓パネル IB1 の平均軸応力－平均軸ひずみ関係を用いて説明する。ここで，Fig. 2-33 と Fig. 2-34 の点 P，Q，R は Fig. 2-18 に示した縦曲げモーメント－回転角関係上のそれらと対応している。Fig. 2-33 の点線で囲む領域では，点 P から点 Q，点 R にかけて縦方向の圧縮応力が減少している。Fig. 2-34 の平均軸応力－平均軸ひずみ関係においても，点 P から点 Q の間で圧縮ひずみが減少し，弾性除荷が生じている。これは，船底外板防撓パネルの崩壊に伴い，二重底の長さ方向の局部曲げ変形が急激に増加するためである。内底板には局部的な引張りが作用することとなり，圧縮荷重が除荷する。つまり，圧縮荷重の除荷を生じている間，内底板は縦曲げ強度に寄与していないことになる。



(a) At point P



(b) At point Q



(c) At point R

Fig. 2-33 Deformations and distributions of longitudinal stress.

船底外板の崩壊がさらに進むと、横断面全体としての中立軸位置が上昇する。その結果、内底板における圧縮ひずみは再度増加し、内底板の応力も増加する。このように内底板への内力の再配分が生じるが、Fig. 2-18 に示すように点 R の後、縦曲げモーメントはほぼ一定である。これは、点 R では船底外板のほぼ全域が既に最終強度に達しており、広い範囲で耐荷力が低下しているためである。結果的に、局部荷重が作用する場合は、船底外板の一部だけが崩壊した時点で、縦曲げ最終強度に達することとなる。このような内底板の縦曲げ最終強度に対する有効性の低下が、局部荷重による縦曲げ最終強度低下の 2 つ目の主要因である。

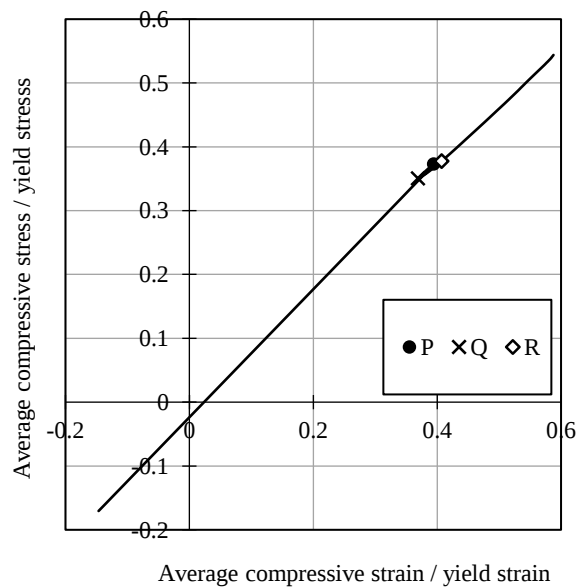


Fig. 2-34 Average axial stress – average axial strain relationships at inner bottom plate (IB1).

2.6 結言

第2章では8,000TEU級のコンテナ船の1/2+1+1/2ホールドモデルを対象に非線形FEM解析による縦曲げ崩壊解析を行い、船底局部荷重が縦曲げ崩壊挙動および最終強度に及ぼす影響を調べた。以下に得られた知見を述べる。

- (1) 1/2+1+1/2ホールドモデルの前後端の断面を剛とし、その位置でモデルを単純支持する場合（BC1）、PBHD近傍の船底外板が崩壊した時点で縦曲げ最終強度となる。
- (2) 1/2+1+1/2ホールドモデルの前後端において変形に対称条件を課す場合（BC2）、中央ホールドのWBHD近傍の内底板で崩壊が先行するが、その後、PBHDにより近い船底外板が崩壊した時点で縦曲げ最終強度となる。
- (3) 内底板で座屈・降伏が先行する場合であっても船底外板の圧壊を主要因として縦曲げ最終強度に達するため、船底外板において初期破損が生じるような局部荷重条件および変位境界条件下で縦曲げ最終強度を評価するべきである。
- (4) 局部荷重により縦曲げ最終強度が低下する1つ目の主要因は、二重底の局部曲げ変形より船底外板に縦圧縮力が付加され、座屈・塑性崩壊が助長されることである。
- (5) 局部荷重により縦曲げ最終強度が低下する2つ目の主要因は、船底外板の崩壊後に二重底の局部曲げ変形が急増し、局部曲げの引張側に位置する内底板のホギング強度に対する有効性が低下することである。
- (6) 縦曲げ崩壊において船底外板での二軸圧縮応力が、二軸圧縮の応力比を一定として求めた防撓パネル単体の最終強度相関関係に、幅方向圧縮応力が支配的な状態で達した後も、縦圧縮変形の増加とともに縦圧縮応力は増加する。このため、縦曲げ崩壊挙動において防撓パネルの縦圧縮最終強度に及ぼす船幅方向圧縮応力の影響は小さいと考えられる。

第3章 梁有限要素を用いた Smith 法と 等価な縦曲げ逐次崩壊解析法

3.1 緒言

精度良く船体の縦曲げ最終強度を評価するためには、圧壊した縦部材の耐荷力低下を考慮しつつ、縦部材の座屈・塑性崩壊が順々に広がり、最終的に縦曲げ崩壊に至る挙動を逐次的に追従する必要がある。第2章で行った非線形 FEM 解析は、これを実現することができるが、モデル作成を含む計算コストは多大である。一方、座屈・塑性変形の広がりを追従できる実用的な縦曲げ逐次崩壊解析法として Smith 法[13]があり、CSR-BC&OT に取り入れられている。第4章において提案する船底局部荷重の影響を考慮できる実用的な縦曲げ最終強度解析法は、Smith 法を基礎とする。そこで、本章において Smith 法の概要を説明する。Smith 法では、断面の形状不変と平面保持を仮定のもと、横断面を板要素と防撓パネル要素に分割し、それぞれの要素に座屈・降伏の影響考慮した平均軸応力ー平均軸ひずみ関係を与え、断面の縦曲げモーメントー曲率関係を計算する。断面の分割要素に与える平均軸応力ー平均軸ひずみ関係の推定には種々の方法が提案されている[27][28]が、本研究では主に Gordo-Soares の簡易算式[26]を用いる。Smith 法の縦曲げ最終強度の推定精度は、仮定する平均軸応力ー平均軸ひずみ関係に大きく依存するため、この簡易算式について詳述する。

Smith 法による縦曲げ逐次崩壊解析では、部材の座屈・降伏に伴う剛性低下、それにより生じる横断面の中立軸の移動を正確に追跡する必要がある。そのため、CSR-BC&OT では増分反復法 (Incremental-iterative approach) と呼ばれる特別な解析手法を用いて、Smith 法によ

る縦曲げ逐次崩壊解析を行う．ところで，Smith 法に用いる断面の形状不変と平面保持の仮定は，Bernoulli-Euler 梁での仮定と同じである．つまり，Smith 法の本質は非線形な材料特性を持つ梁の縦曲げモーメントー曲率関係を求めることに他ならない．よって，前述の断面の分割要素に用いる平均軸応力ー平均軸ひずみ関係を平均軸応力ー平均塑性軸ひずみ関係に置き換えることで，Smith 法と等価な縦曲げ逐次解析を梁要素による FEM 解析によって実施可能である．FEM の解法には，Newton-Raphson 法をはじめとする反復解法を用いればよい．この梁有限要素を用いた Smith 法と等価な縦曲げ逐次崩壊解析法“FE/Smith 法”のモデル化について本章で述べる．コの字断面（コの字断面を持つ梁）を対象に Smith 法と FE/Smith 法により縦曲げ逐次崩壊解析を行い，両手法から得られる結果を比較することで，その等価性を示す．

3.2 Smith 法の概要

Smith 法の基礎式と解析手順について解説する。Smith 法の計算では、横断面の分割要素（防撓パネル要素および板要素）の平均応力－平均ひずみ関係が必要となる。本論文では基本的に Gordo-Soares の簡易算式を平均応力－平均ひずみ関係の算定に用いる。本節では、Gordo-Soares の簡易算式の概要も解説する。なお、Gordo-Soares の簡易算式は CSR-BC&OT に採用されている。

3.2.1 基礎式

Smith 法では、横断面の形状は変化せず、横断面は平面を保持すると仮定する。これは、Bernoulli-Euler 梁での仮定と同じである。いま、横断面に曲率の増分 $\Delta\kappa$ を与える純曲げの状態を考える。横断面上の点 (y, z) での軸応力 σ と軸ひずみ ε の関係が $\sigma = f(\varepsilon)$ と表されるとき、軸応力の増分 $\Delta\sigma$ と軸ひずみの増分 $\Delta\varepsilon$ の関係は、接線係数 $E_t = df/d\varepsilon$ を用いて

$$\Delta\sigma = E_t \cdot \Delta\varepsilon \quad (3.1)$$

のように表され、 $\Delta\varepsilon$ と $\Delta\kappa$ の間には断面平面保持の仮定より、

$$\Delta\varepsilon = (z - z_n) \cdot \Delta\kappa \quad (3.2)$$

との関係が成り立つ。ここで、 z_n は中立軸の高さを表す。また、横断面の面積を A とすると断面全体に働く軸力の増分 ΔP は、

$$\Delta P = \int_A \Delta\sigma dA \quad (3.3)$$

と表される。(3.3)式に(3.1)式と(3.2)式を代入すると、

$$\Delta P = \int_A E_t (z - z_n) dA \cdot \Delta\kappa \quad (3.4)$$

となる。純曲げ状態では、断面全体に働く軸力増分はゼロなので、(3.4)式はゼロとなる。つまり、

$$\int_A E_t (z - z_n) dA = 0 \quad (3.5)$$

である。この条件より中立軸の高さ z_n が求まる。ただし、 E_t は ε の関数であるので、 $\Delta\kappa$ の増加、つまり $\Delta\varepsilon$ の増加に伴い z_n は刻々と変化する。この意味で、Smith は $\Delta\varepsilon$ に関する中立

軸を瞬時中立軸と呼んでいる．この瞬時中立軸まわりの曲げモーメント増分 ΔM は

$$\Delta M = \int_A E_t (z - z_n)^2 dA \cdot \Delta \kappa \quad (3.6)$$

となる．

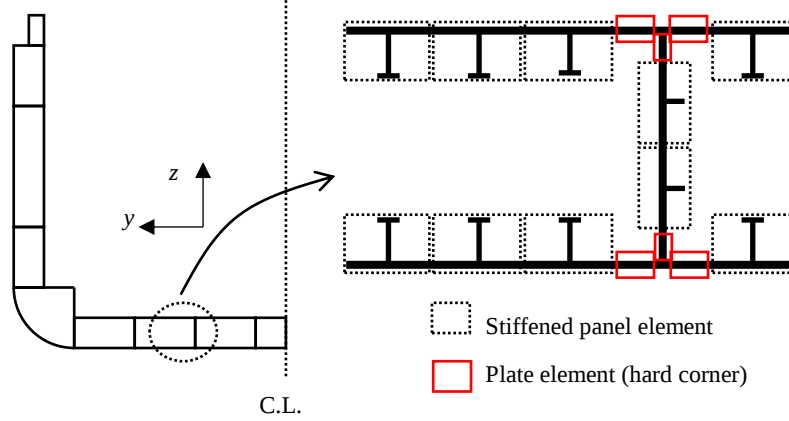


Fig. 3-1 Division of cross section in Smith method.

Smith 法では，横断面を Fig. 3-1 のように防撓パネル要素と板要素に分割し，それぞれに座屈および降伏の影響を考慮して，軸圧縮・引張荷重下における平均応力－平均ひずみ関係を与える．平均応力－平均ひずみ関係については 3.2.3 項に詳述する．断面の全要素数を n とし， i 番目の要素における軸応力増分，軸ひずみ増分，接線係数，および i 番目の要素の面積と面積重心の z 座標をそれぞれ， $\Delta \sigma_i, \Delta \varepsilon_i, E_{ti}, A_i, z_i$ とすると，(3.1), (3.2), (3.5), (3.6) 式はそれぞれ次のように離散化できる．

$$\Delta \sigma_i = E_{ti} \cdot \Delta \varepsilon_i \quad (3.7)$$

$$\Delta \varepsilon_i = (z_i - z_n) \cdot \Delta \kappa \quad (3.8)$$

$$\sum_{i=1}^n E_{ti} \cdot A_i \cdot (z_i - z_n) = 0 \quad (3.9)$$

$$\Delta M = \left\{ \sum_{i=1}^n E_{ti} \cdot A_i \cdot \Delta \sigma \cdot (z_i - z_n)^2 \right\} \cdot \Delta \kappa \quad (3.10)$$

ただし，断面の要素の局所的な曲げ剛性は(3.10)式において無視されている． $\Delta \kappa$ を逐次的に増加させて ΔM を求め，それらを足し合わせることで，曲げモーメント M と曲率 κ の関係が

得られる。そして、 M の最大値が横断面の縦曲げ最終強度となる。なお、断面を構成する要素に、隣接要素間の相互影響は考慮しない。すなわち、実際に要素は連続しているが、これを切り離して、軸力作用下で独立に挙動すると仮定する。

3.2.2 解析手順

Smith は船体の縦曲げ逐次崩壊解析に以下の手順を用いた[13]。前項で述べた基礎式と対応させて、その手順を説明する。

- (i) 船体横断面を、防撓パネル要素および板要素に分割する。(前項の離散化に対応)
- (ii) 各要素に圧縮および引張の軸荷重が作下での座屈及び降伏の影響を考慮した平均応力ー平均ひずみ関係を予め準備する。(次項に詳述)
- (iii) 断面平面保持の仮定のもと、断面に曲率を増分的に与える。現計算ステップでの各要素のひずみに対応する各要素の軸剛性を予め準備した平均応力ー平均ひずみ関係から計算する。そして、断面上の軸力の合計がゼロとなる条件である(3.9)式から、瞬時中立軸の位置を求める。
- (iv) 瞬時中立軸位置まわりの断面の曲げ剛性を求め、(3.10)式より与えた曲率増分に対する曲げモーメントを計算する。
- (v) (3.8)式より与えた曲率増分に対する各要素のひずみ増分を求める。
- (vi) 各要素の平均応力ー平均ひずみ関係に従い軸剛性を求め、曲率増分を与えたことによる各要素の応力増分を(3.7)式より求める。
- (vii) 断面のモーメントと曲率の増分、および、応力とひずみの増分を、現計算ステップの全モーメント、全曲率、全応力、全ひずみにそれぞれ足し込み、次の計算ステップに進む。
- (viii) 手順(i)から(vii)を繰り返し、曲げモーメントー曲率関係を得る

以上の手順を用いて高精度に縦曲げ最終強度を求めるためには、与える $\Delta\kappa$ を十分に小さくとる必要がある。

一方、CSR-BC&OT で用いられる解析手順 (Fig. 3-2) では、前述の方法とは異なり、曲率増分ではなく全曲率を断面に与える。まず、断面平面保持の仮定のもと、前計算ステップで求められた中立軸の位置において断面に全曲率を与え、各要素の全ひずみを求める。さらに、予め準備した平均応力ー平均ひずみ関係に従い、各要素の全応力を計算する。各要素の軸力を求め、断面上の軸力の合計がゼロであるかをチェックする。軸力ゼロの条件が満たされていない場合は、中立軸の位置を移動させる。この操作を軸力がゼロに収束するまで繰り返し行う。収束した時点の応力と中立軸の位置から曲げモーメントを計算する。このように、全曲率を増加させ、各計算ステップで中立軸の位置について繰り返し収束計算を行うという意味で、この方法は増分反復法と呼ばれる。

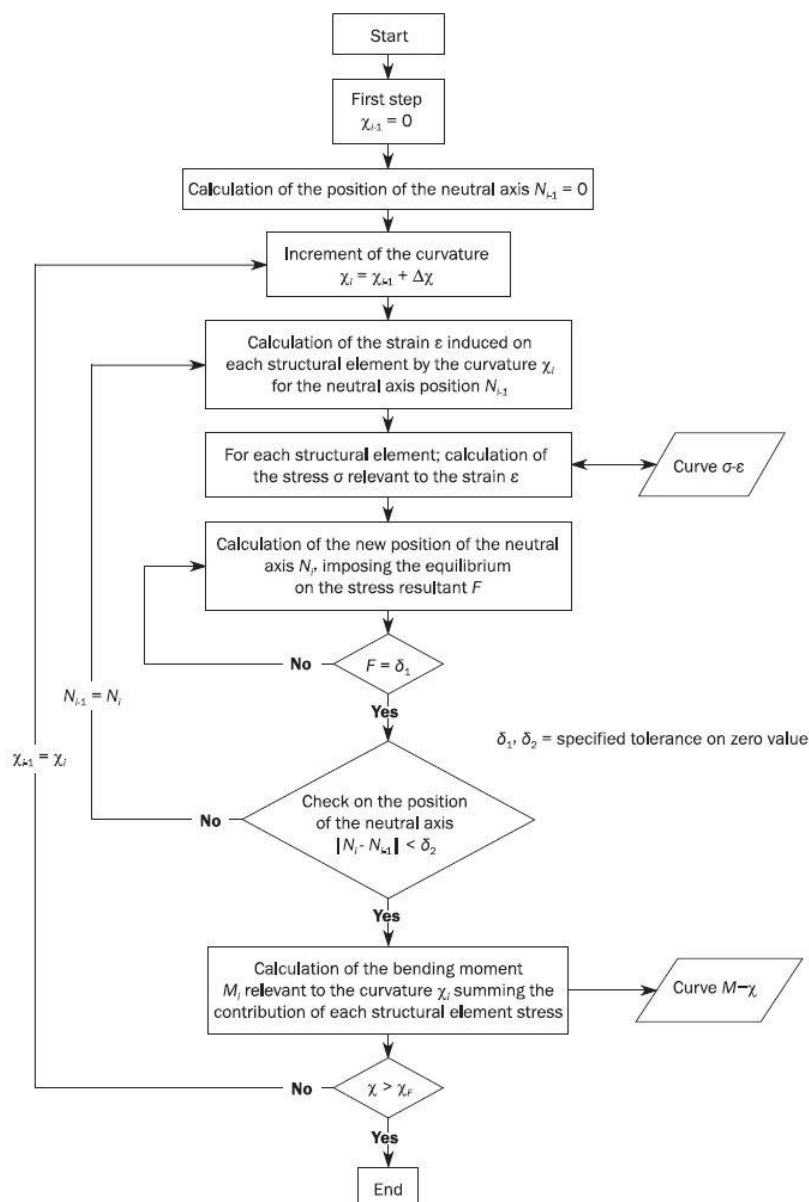


Fig. 3-2 Analysis flow of Smith method in CSR-BC&OT[12].

3.2.3 平均応力ー平均ひずみ関係

軸力作用下における防撓パネルの平均応力ー平均ひずみ関係を推定する種々の方法が提案されているが、その中に Godo-Soares の簡易算式[26]がある。Godo-Soares の簡易算式は CSR-BC&OT における Smit 法による縦曲げ最終強度解析に取り入れられている[12]。Smith 法では横断面は防撓パネル要素と板要素の 2 種類に分割する。そのうち板要素について、ガーダーと船底外板および内底板との交差部 (Fig. 3-1 の赤色の実線で囲む領域) においては、板が相互にたわみ変形を拘束すること、防撓材の座屈による不安定化が無いことを考慮して、耐荷力の低下を考慮しないハードコーナー要素が一般に用いられる。本項では、CSR-

BC&OT に規定される防撓パネル要素，板要素，ハードコーナー要素の平均応力－平均ひずみ関係について解説する．ただし，CSR-BC&OT に規定される板要素は，バルクキャリアの船側等に用いられる横方式の補強がなされた板，つまり，短辺方向に面内圧縮を受ける板を対象としている．しかし，本研究の解析対象であるコンテナ船の船体中央部のホールドにおいて横方式の補強がなされることは少ない．そこで，Godo-Soares の簡易算式（CSR-BC&OT の式）の考えに従って，長辺方向に面内圧縮を受ける板に対する平均応力－平均ひずみ関係も示す．Table 3-1 に断面の分割要素と崩壊モード，それらに対応する平均応力－平均ひずみ関係の番号をまとめる．防撓パネル要素に対しては複数の崩壊モードが仮定されており，その中で最も低い圧縮最終強度を与えるものがその要素の崩壊モードと考える．Table 3-1 の(1)～(6)の平均応力－平均ひずみ関係について，以下に詳述する．

Table 3-1 Modes of failure of stiffened panel

Load	Element	Mode of failure	Stress-strain curve
Tension	Stiffened panel	Elasto-plastic collapse (Material yielding)	(1)
	Plate		
	Hard corner		
Compression	Stiffened panel	Beam column buckling	(2)
		Torsional buckling	(3)
		Web local buckling	(4)
	Plate	Plate buckling under transverse thrust	(5)
		Plate buckling under longitudinal thrust	(6)
	Hard corner	Elasto-plastic collapse (Material yielding)	(1)

(1) 弾塑性崩壊（材料降伏）

CSR-BC&OT において弾塑性崩壊と分類されている崩壊モードは，座屈が生じず材料が降伏する場合の崩壊モードを表す．弾塑性崩壊の平均応力－平均ひずみ関係は次式で表される．

$$\sigma = \Phi \sigma_Y \quad (3.11)$$

ここに， σ は平均応力， σ_Y は材料の降伏応力， Φ は次式で定義される端部関数である．

$$\Phi = \begin{cases} -1 & \text{for } \varepsilon_r < -1 \\ \varepsilon_r & \text{for } -1 \leq \varepsilon_r \leq 1 \\ 1 & \text{for } \varepsilon_r > 1 \end{cases} \quad (3.12)$$

ε_r は相対ひずみであり，平均ひずみ ε と降伏ひずみ ε_Y を用いて次式で表される．

$$\varepsilon_r = \frac{\varepsilon}{\varepsilon_Y} \quad (3.13)$$

(2) 梁柱座屈

防撓パネルの梁柱座屈崩壊に対する，平均応力－平均ひずみ関係は次式による．

$$\sigma_{CR1} = \Phi \sigma_{C1} \frac{A_s + b_E t_p}{A_s + b t_p} \quad (3.14)$$

Φ は端部関数， A_s は防撓材の断面積， b がロンジ間の板幅， b_E は板の有効幅， t_p は板の板厚である． b_E は次式で定義される．

$$b_E = \begin{cases} \left(\frac{2.25}{\beta_E} - \frac{1.25}{\beta_E^2} \right) b & \text{for } \beta_E > 1.25 \\ b & \text{for } \beta_E \leq 1.25 \end{cases} \quad (3.15)$$

ここに， β_E は板の細長比パラメータであり次式による．

$$\beta_E = \frac{b}{t_p} \sqrt{\frac{\sigma_Y \varepsilon_r}{E}} \quad (3.16)$$

E はヤング率である．(3.14)式の右辺に含まれる σ_{C1} は有効幅付きの防撓材の圧縮強度を表し，次式による．

$$\sigma_{C1} = \begin{cases} \frac{\sigma_{E1}}{\varepsilon_r} & \text{for } \sigma_{E1} \leq \frac{\sigma_Y \varepsilon_r}{2} \\ \sigma_Y \left(1 - \frac{\sigma_Y \varepsilon_r}{4\sigma_{E1}} \right) & \text{for } \sigma_{E1} > \frac{\sigma_Y \varepsilon_r}{2} \end{cases} \quad (3.17)$$

ここに、 σ_{E1} は Euler の座屈応力であり、次式で表される。

$$\sigma_{E1} = \frac{1}{A_s + b_E t_p} \frac{\pi^2 E I_E}{l^2} \quad (3.18)$$

l はフロアスペース、 I_E は防撓パネルの断面 2 次モーメントである。 I_E の計算では板の有効幅として次式の減少有効幅 b_{E1} を用いる。

$$b_{E1} = \begin{cases} \frac{b}{\beta_E} & \text{for } \beta_E > 1.0 \\ b & \text{for } \beta_E \leq 1.0 \end{cases} \quad (3.19)$$

(3) 捩り座屈

防撓パネルの捩り座屈崩壊に対する、平均応力－平均ひずみ関係は次式による。

$$\sigma_{CR2} = \Phi \frac{A_s \sigma_{C2} + b t_p \sigma_{CP}}{A_s + b t_p} \quad (3.20)$$

ここに、 σ_{C2} は防撓材の圧縮強度を表し、次式による。

$$\sigma_{C2} = \begin{cases} \frac{\sigma_{E2}}{\varepsilon_r} & \text{for } \sigma_{E2} \leq \frac{\sigma_Y \varepsilon_r}{2} \\ \sigma_Y \left(1 - \frac{\sigma_Y \varepsilon_r}{4 \sigma_{E2}} \right) & \text{for } \sigma_{E2} > \frac{\sigma_Y \varepsilon_r}{2} \end{cases} \quad (3.21)$$

σ_{CP} は板の圧縮強度を表し、次式によって表される。

$$\sigma_{CP} = \begin{cases} \left(\frac{2.25}{\beta_E} - \frac{1.25}{\beta_E^2} \right) \sigma_Y & \text{for } \beta_E > 1.25 \\ \sigma_Y & \text{for } \beta_E \leq 1.25 \end{cases} \quad (3.22)$$

(3.21)式右辺の σ_{E2} は Euler の捩り座屈応力

$$\sigma_{E2} = \frac{E}{I_p} \left(\frac{\pi^2 I_w}{l^2} c_f + 0.385 I_T \right) \quad (3.23)$$

である．ここに， I_p は防撓材の断面極 2 次モーメント， I_T は Saint-Venant の捩り抵抗モーメント， I_w は慣性断面モーメントであり，Table 3-2 にまとめる．Table 3-2 中の A_f はフランジの断面積， A_w はウェブの断面積， $e_f = h_w + t_f/2$ である．また，(3.23)式右边に含まれる c_f は固着度を表すパラメータであり次式で表される．

$$c_f = 1 + \sqrt{\frac{I^4}{\frac{3}{4}\pi^4 I_w \left(\frac{b}{t^3} + \frac{4h_w}{3t_w^3} \right)}} \quad (3.24)$$

Table 3-2 Moment of inertia.

Stiffener type	I_p	I_T	I_w
Flat-bar	$\frac{h_w^3 t_w}{3}$	$\frac{h_w^3 t_w}{3} \left(1 - 0.63 \frac{t_w}{h_w} \right)$	$\frac{h_w^3 t_w^3}{36}$
Angle-bar	$\frac{A_w^3 t_w}{3} + A_f e_f^2$	$\frac{h_w t_w^3}{3} \left(1 - 0.63 \frac{t_w}{h_w} \right)$	$\frac{A_f e_f^2 b_f^2}{12} \left(\frac{A_f + 2.6 A_w}{A_f + A_w} \right)$
Tee-bar		$+ \frac{b_f^3 t_f}{3} \left(1 - 0.63 \frac{t_f}{h_f} \right)$	$\frac{b_f^3 t_f e_f^2}{12}$

(4) 防撓材ウェブの局部座屈

防撓パネルのウェブの局部座屈崩壊に対する，平均応力－平均ひずみ関係について記す．

- Angle-bar および Tee-bar の場合

平均応力－平均ひずみ関係は次式による．

$$\sigma_{CR4} = \Phi \sigma_Y \frac{b_E t_p + h_{we} t_w + b_f t_f}{b t_p + h_w t_w + b_f t_f} \quad (3.25)$$

ここに， h_{we} 防撓材ウェブの有効高さであり，次式による．

$$h_{we} = \begin{cases} \left(\frac{2.25}{\beta_w} - \frac{1.25}{\beta_w^2} \right) h_w & \text{for } \beta_w > 1.25 \\ h_w & \text{for } \beta_w \leq 1.25 \end{cases} \quad (3.26)$$

β_w はウェブの細長比パラメータであり，次式による．

$$\beta_w = \frac{h_w}{t_w} \sqrt{\frac{\sigma_Y \varepsilon_r}{E}} \quad (3.27)$$

• Flat-bar の場合

平均応力－平均ひずみ関係は次式による．

$$\sigma_{CR4} = \Phi \frac{A_s \sigma_{C4} + b t_p \sigma_{CP}}{A_s + b t_p} \quad (3.28)$$

ここに， σ_{C4} は防撓材の圧縮強度を表し，次式による．

$$\sigma_{C4} = \begin{cases} \frac{\sigma_{E4}}{\varepsilon_r} & \text{for } \sigma_{E4} \leq \frac{\sigma_Y \varepsilon_r}{2} \\ \sigma_Y \left(1 - \frac{\sigma_Y \varepsilon_r}{4 \sigma_{E4}} \right) & \text{for } \sigma_{E4} > \frac{\sigma_Y \varepsilon_r}{2} \end{cases} \quad (3.29)$$

σ_{E4} は Euler の局部座屈応力を表し，次式による．

$$\sigma_{E4} = 160000 \left(\frac{t_w}{h_w} \right)^2 \quad (3.30)$$

また， σ_{CP} は板の圧縮強度を表し(3.22)式で表される．

(5) 板座屈（短辺方向に面内圧縮が作用する場合）

短辺方向に面内圧縮を受ける板の平均応力－平均ひずみ関係は次式による．

$$\sigma_{CR5} = \Phi \sigma_Y \cdot \min \left\{ \begin{array}{l} 1.0 \\ \frac{b}{l} \left(\frac{2.25}{\beta_E} - \frac{1.25}{\beta_E} \right) + 0.1 \left(1 - \frac{b}{l} \right) \left(1 + \frac{1}{\beta_E^2} \right)^2 \end{array} \right. \quad (3.31)$$

(6) 板座屈（長辺方向に面内圧縮が作用する場合）

長辺方向に面内圧縮を受ける板の平均応力－平均ひずみ関係は，上述の Gordo-Soares の簡易算式の考えにもとづけば，次式のように表される．

$$\sigma_{CR6} = \Phi \sigma_{CP} \quad (3.32)$$

σ_{CP} は板の長辺方向の圧縮強度を表し(3.22)式で表される。

(1)～(6)に示した Gordo-Soares の簡易算式の基本的なコンセプトを、(2)を例にとり説明する。まずは、板の有効幅 b_E について説明する。(3.15)式の b_E は、Frankland の式[45]

$$\frac{\sigma_u}{\sigma_Y} = \frac{b_E}{b} = \frac{2.25}{\beta} - \frac{1.25}{\beta^2} \quad (3.33)$$

にもとづいている。ここに σ_u は板の圧縮の最終強度である。Frankland は多数の矩形板の圧壊試験を実施し、長辺方向に圧縮を受ける矩形板の平均的な最終強度を与える実験式として(3.33)式を得ている。一方、Faulkner[46]は同様の試験を行い、次式を提案している。

$$\frac{b_E}{b} = \frac{2.0}{\beta} - \frac{1.0}{\beta^2} \quad (3.34)$$

(3.33)式および(3.34)式に現れる β は板の細長比であり、次式による。

$$\beta = \frac{b}{t_p} \sqrt{\frac{\sigma_Y}{E}} \quad (3.35)$$

細長比 β は、次式のように板の降伏応力 σ_Y と弾性座屈応力 σ_E の比として表すことができる。

$$\beta = \sqrt{\frac{k\pi^2}{12(1-\nu^2)}} \sqrt{\frac{\sigma_Y}{\sigma_E}} \quad (3.36)$$

ここに、 ν はポアソン比、 k は座屈係数である。 β の値が大きいほど降伏応力に比して弾性座屈応力が小さい薄板であることを表す。Gordo-Soares の簡易算式では相対ひずみ ε_r を新たに導入して(3.16)式の細長比パラメータ β_E を定義している。(3.36)式を考慮すると β_E は次式のように表すことができる。

$$\beta_E = \frac{b}{t_p} \sqrt{\frac{\sigma_Y \varepsilon_r}{E}} = \sqrt{\frac{k\pi^2}{12(1-\nu^2)}} \sqrt{\frac{\sigma_Y}{\sigma_E / \varepsilon_r}} \quad (3.37)$$

Gordo-Soares の簡易算式では、(3.12)式の端部関数によって、 $\varepsilon_r=1$ のとき、つまり、 $\varepsilon = \varepsilon_Y$ のときに最終強度となるよう定式化されている。また、 $\varepsilon_r=1$ のときに $\beta_E = \beta$ となり、最終

強度時では板は(3.33)式によって求まる有効幅を持つことになる．そして， $\varepsilon_r > 1$ つまり最終強度後では，弾性座屈強度が $1/\varepsilon_r$ 倍された薄板とみなすことによって，耐荷力の低下を考慮している．

次に(3.17)式の有効幅付き防撓材の圧縮強度 σ_{C1} について説明する． σ_{C1} は両端単純支持柱の座屈応力 σ_{E1} に Johnson の塑性修正を加えることで求められる．Euler の座屈応力を σ_e ，修正後の応力を σ_J とすると，Johnson の塑性修正式は次式のように表される．

$$\sigma_J = \begin{cases} \sigma_e & \text{for } \sigma_e \leq \frac{\sigma_Y}{2} \\ \sigma_Y \left(1 - \frac{\sigma_Y}{4\sigma_e} \right) & \text{for } \sigma_e > \frac{\sigma_Y}{2} \end{cases} \quad (3.38)$$

Fig. 3-3 に Johnson の塑性修正の一例を示す．横軸の l/k_c は柱の細長比を表す．Johnson の塑性修正式では， $\sigma_e = \sigma_Y/2$ において Euler の座屈応力を表す曲線に接し， $l/k_c = 0$ において最大値が σ_Y となる放物線を用いて，Euler の座屈応力に修正を加え，塑性化の影響を考慮している．なお，(3.17)式は(3.38)式の塑性修正と異なり， σ_{E1} が ε_r で除されている．これは(3.37)式に述べたことと同様に，有効幅付きの防撓材を表す柱の座屈応力 σ_{C1} を $1/\varepsilon_r$ 倍することで，最終強度後の耐荷力の低下を考慮するためである．(3.17)式の塑性修正により求まる σ_{C1} は有効幅付きの防撓材に作用する圧縮応力を表すため，(3.14)式において防撓パネル要素の全断面積に関する平均応力に換算している．以上により，防撓パネル要素の梁柱座屈崩壊に対する平均応力－平均ひずみ関係が求まる．他の座屈崩壊に対する平均応力－平均ひずみ関係も梁柱座屈崩壊の場合と同様の考えを用いて定式化されている．

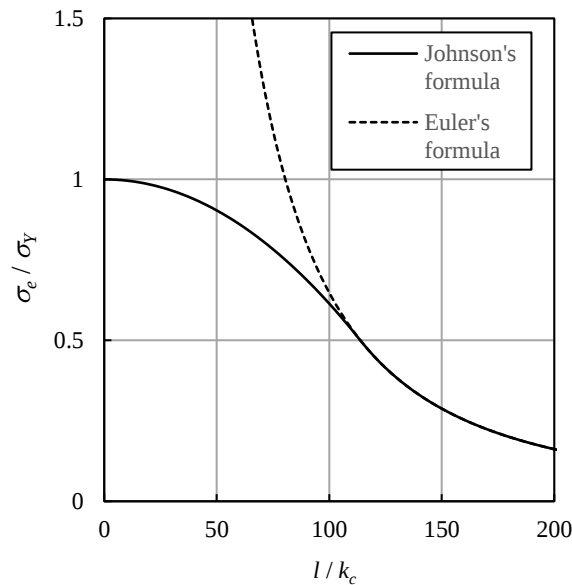


Fig. 3-3 Johnson's formula.

3.3 梁有限要素による縦曲げ逐次崩壊解析

Smith 法では，船体横断面を防撓パネル要素および板要素に分割し，予めそれらの要素に対して座屈および降伏の影響を考慮した平均軸応力－平均軸ひずみ関係を準備する．そして，断面平面保持の仮定のもとに，中立軸の移動を考慮しながら，横断面に曲率を増分的に与えることにより，曲げモーメント－曲率関係を得る．つまり，Smith 法の本質は非線形な応力－ひずみ関係を有する梁の曲げモーメント－曲率関係を求めることに他ならない．このような梁の非線形挙動の解析は，Newton-Raphson 法をはじめとする反復解法を用いる一般的な有限要素解析により実施可能である．この梁有限要素を用いた Smith 法と等価な縦曲げ逐次崩壊解析法“FE/Smith 法”について具体的に説明する．

3.3.1 梁有限要素における断面のモデル化

二重底を有する船体横断面を簡略化した Fig. 3-4 の断面形状を考える．Smith 法では，横断面を Fig. 3-4 に破線で囲む防撓パネル要素または板要素に分割し，各要素に引張・圧縮の軸荷重が作用したときの平均軸応力－平均軸ひずみ関係を用意する．いま，各分割要素の面積中心位置を剛性積分点（応力判定点）とする Fig. 3-5 の薄肉梁要素を考える．ここで薄肉梁要素とは，横断面が板部材の集合で表され，各部の曲げおよびせん断応力は，板厚中心線上の値で代表でき，板厚方向の応力変化を無視できる要素をいう．このような梁要素は，多くの汎用構造解析ソフトに用意されている．薄肉梁要素の剛性積分点には，各分割要素の断面積を付与する．例えば Fig. 3-4 の防撓パネル要素 A の場合，その断面積と Fig. 3-5 の剛性積分点 A' が持つ面積が等しくなるように，薄肉断面の板厚を調整する．

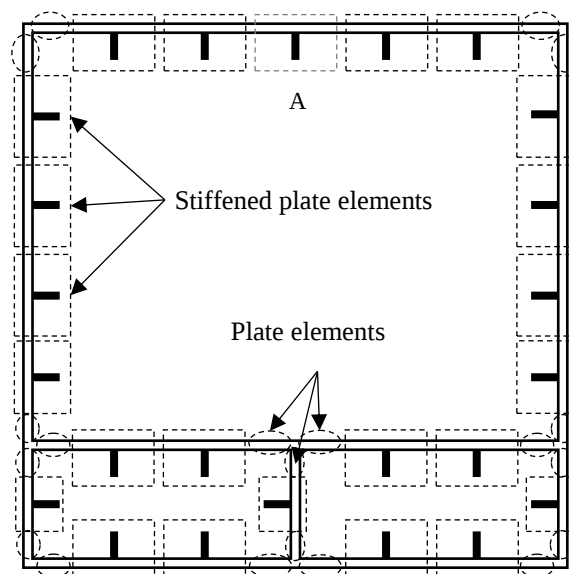


Fig. 3-4 Division of a cross section in Smith method.

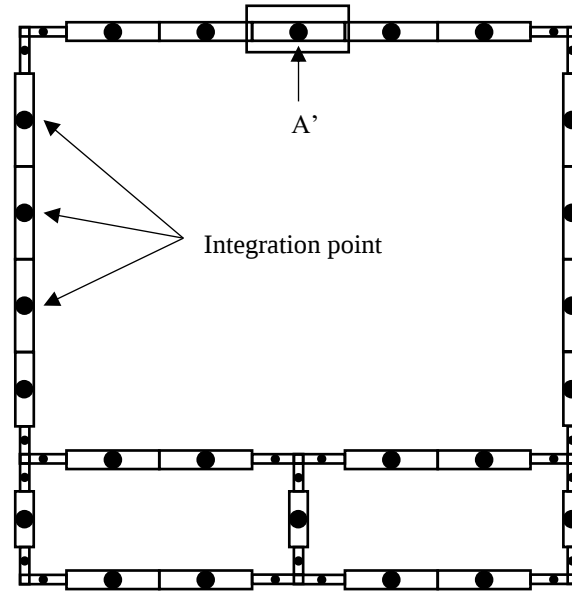


Fig. 3-5 Idealized beam cross section and integration points for stiffness integration.

3.3.2 平均応力ー平均ひずみ関係の梁有限要素への導入

平均軸応力ー平均軸ひずみ関係を梁有限要素に導入する方法について説明する．平均軸ひずみ ε は，防撓パネルおよび板に作用する全軸ひずみを表すが，この軸ひずみから平均軸応力 σ に対応する弾性ひずみ $\varepsilon^e = \sigma / E$ を差し引いた値を平均塑性軸ひずみ $\varepsilon^p (= \varepsilon - \varepsilon^e)$ と定義し，Fig. 3-6 のように平均軸応力ー平均塑性軸ひずみ関係を作成する．そして，弾性限に当たる軸応力を材料の降伏応力に設定し，最終強度に至るまではひずみ硬化挙動，また最終強度後の耐力低下はひずみ軟化挙動と見なす．以上のようにして得られた擬似ひずみ硬化/軟化モデルを圧縮応力が作用する剛性積分点に適用する．

なお，平均塑性ひずみを $\varepsilon^p (= \varepsilon - \varepsilon^e)$ と定義することは，圧縮最終強度に達した後に除荷が生じた場合の軸剛性を，線形弾性剛性と同じであると仮定することになる．現実には，座屈崩壊後の除荷剛性は，残留たわみの影響により座屈前よりも低下する．このような挙動は考慮できないことに留意が必要である．すなわち，大規模な除荷を伴う逐次崩壊挙動の解析には適用すべきではない．この意味で，FE/Smith 法は，従来の Smith 法の適用範囲を超えるものではない．

3.3.3 梁有限要素に対する境界条件

Smith 法では，中立軸の移動を考慮して Fig. 3-7 の左図のように横断面に曲率 κ を増分的に与える．同じ条件を梁有限要素において再現するためには，Fig. 3-7 の右図のように1つの梁要素の両端を単純支持し，片端の軸変位を許容すれば良い．軸力をゼロと設定し，両端の節点において回転角 θ を逆向きに与えれば，剛性低下に伴う中立軸の移動を自動的に考慮しつつ，曲げ崩壊挙動を解析できる．梁要素の長さを l とすると，曲率 κ と梁要素の端部回

転角 θ には次の関係が成り立つ.

$$\kappa = \frac{2\theta}{l} \quad (3.39)$$

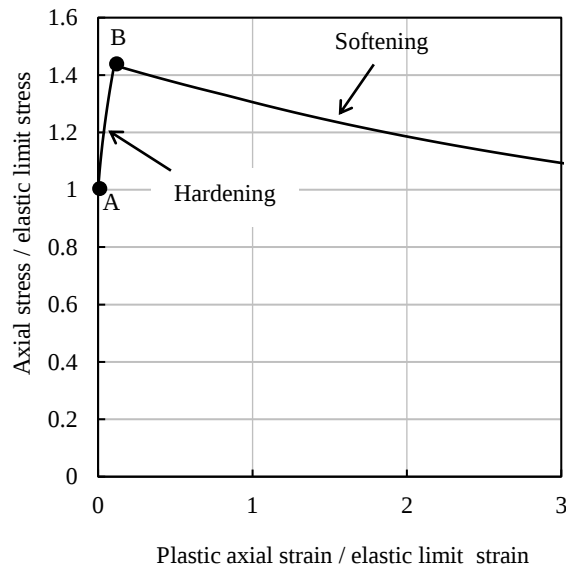


Fig. 3-6 Axial stress-axial plastic strain relationship in FE/Smith method.

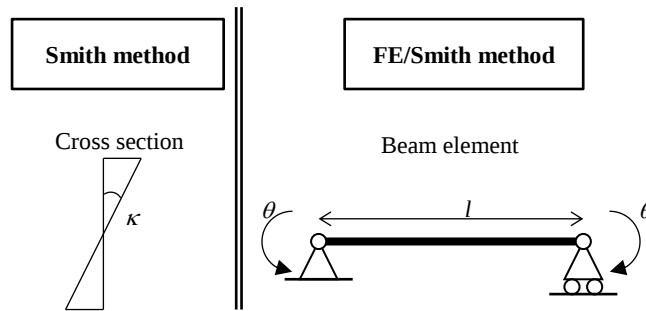


Fig. 3-7 Boundary condition of a beam element under pure bending.

3.3.4 FE/Smith 法による縦曲げ逐次崩壊解析

従来の Smith 法では、平均軸応力ー平均軸ひずみ（全ひずみ）関係を使用するため、3.2.2 項に述べたような中立軸の移動を考慮できる特別な増分反復解析プログラムを必要とした。これに対し、FE/Smith 法は、軸ひずみを塑性軸ひずみに置換して平均軸応力ー平均塑性軸ひずみ関係を作成することで、非線形ひずみ硬化および軟化を考慮できる弾塑性 FEM 解析ソフトであれば、適用可能である。

Fig. 3-8 に示す幅が 4800mm、高さが 3200mm のコの字断面（コの字断面を持つ梁）を対

象に，従来の Smith 法および FE/Smith 法によって縦曲げ逐次崩壊解析を行い，両手法で完全に等価な結果が得られることを示す．断面の板厚は一様に 20mm とし，長さ 800mm の板要素を用いて幅方向に 6 分割，高さ方向に 4 分割した．フロアスペースは 3160mm とする．材料のヤング率を 206.0GPa とし，板要素には(3.32)式の長辺方向に面内圧縮を受ける矩形板の平均軸応力-平均軸ひずみ関係を与える．FE/Smith 法による解析には，汎用 FEM 解析プログラム Marc を用いる．梁要素には，薄肉梁要素 Marc/Element 78[47]を用いる．この要素では，BEAM SECT parameter[48]を用いて任意の薄肉断面の形状を作成し，その断面内に複数の剛性積分点（応力判定点）を設定することができる．なお，平均軸応力-平均塑性軸ひずみ関係を，区分線形化して剛性積分点に与えた．

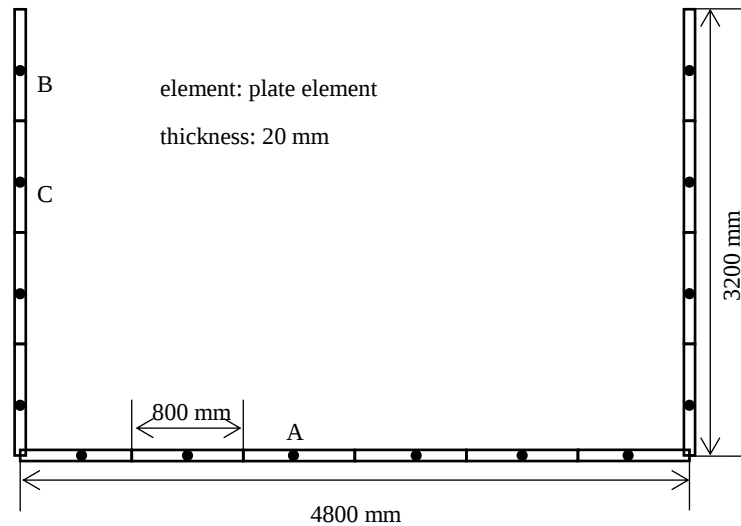


Fig. 3-8 A u-shaped section

解析から得られた曲げモーメント-曲率関係（サギングが正）を Fig. 3-9 に示す．Smith 法により得られた結果を黒色の実線で，FE/Smith 法によって得られた結果を赤色の破線で示す．両解析から得られた結果が完全に一致していることが分かる．FE/Smith 法によるホギング状態での逐次崩壊解析において，Fig. 3-8 に示す横断面上の剛性積分点（応力判定点）A および B で計算された応力-全ひずみ関係（引張が正）を Fig. 3-10 に示す．この応力-全ひずみ関係は，Smith 法における板要素での平均応力-平均ひずみ関係に対応する．Fig. 3-9 と Fig. 3-10 を用いて，FE/Smith 法が解析したホギング状態での逐次崩壊挙動について説明する．まず，Fig. 3-9 の曲げモーメント-曲率関係上の点 P において，曲げの引張側に位置する積分点 B で降伏が生じ（Fig. 3-10 (b)の点 P），次に点 Q において曲げの圧縮側の積分点 A で軸剛性の低下が生じる（Fig. 3-10 (a)の点 Q）．さらに曲率が増えると，点 R において積分点 C で降伏が生じ，点 S において積分点 A で圧縮耐荷力の低下が始まり（Fig. 3-10 (a)の点 S），縦曲げ最終強度に達する．FE/Smith 法が Smith 法と同様に，純曲げ状態での縦曲

げ逐次崩壊挙動を追跡できていることが分かる。以上により、Smith 法と等価な逐次崩壊解析を FE/Smith 法を用いて実施できることが示された。

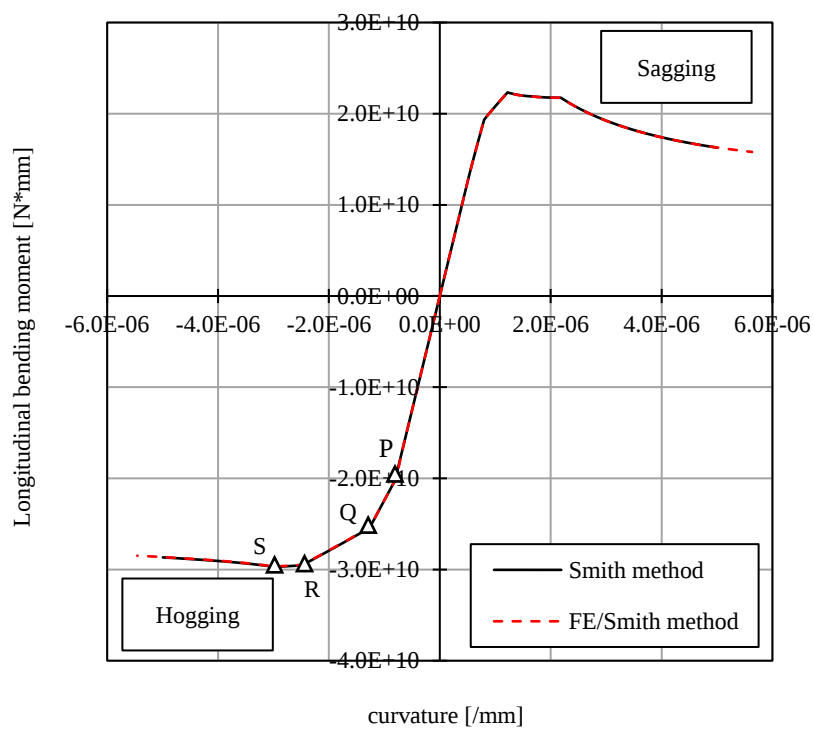
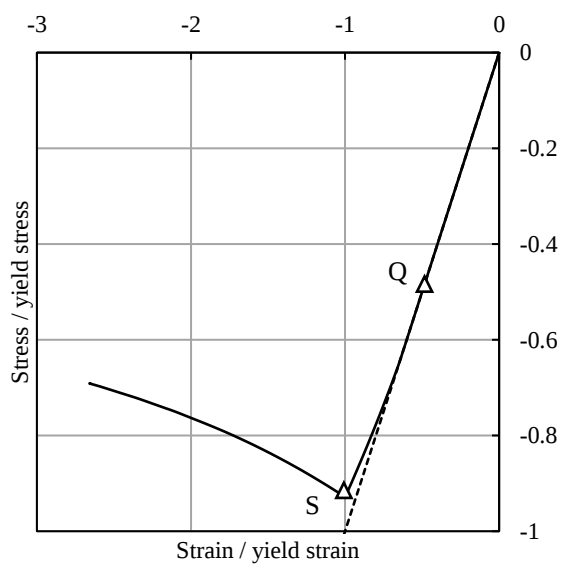
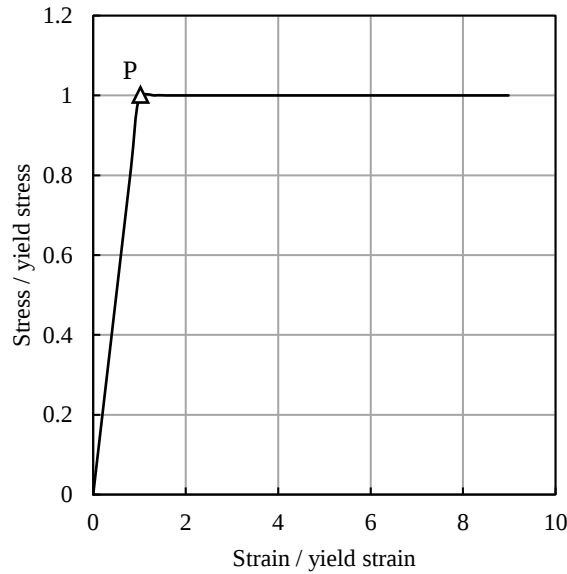


Fig. 3-9 Comparison of Longitudinal bending moment-curvature relationship obtained by Smith method and FE/Smith method.



(a) Integration point A



(b) Integration point B

Fig. 3-10 Stress-strain curve calculated at integration points.

次に、Fig. 2-2 に示す 8,000TEU クラスの大型コンテナ船を対象に、従来の Smith 法および FE/Smith 法によってホギング状態での縦曲げ逐次崩壊解析を行う。平均軸応力ー平均軸ひずみ関係には 3.2.3 項に示した Gordo-Soares の簡易式を用いる。平均軸応力ー平均塑性軸ひずみ関係は、区分線形化して与えた。解析から得られた縦曲げモーメントー曲率関係を Fig. 3-11 に示す。両解析による縦曲げモーメントー曲率関係はほとんど一致しており、FE/Smith 法の妥当性を確認できる。最終強度後に僅かな差が見られるが、これは平均軸応力ー平均軸ひずみ関係の入力など、両手法間での数値処理上の違いによるものである。また、Fig. 3-11 中の一点鎖線は第 2 章のシェル FEM 解析から得られた縦曲げ最終強度を示している。Smith 法により推定した縦曲げ最終強度がシェル FEM によるそれよりも大きい。これは、Smith 法において用いるハードコーナー要素では座屈による圧縮耐荷力の低下を考慮しないため、Smith 法が過大に縦曲げ最終強度を推定していると考えられる。ハードコーナー要素は二重底のガーダー船底外板および内底板の交差部において用いるが、本解析対象のコンテナ船では、二重底の全断面積 A_{db} に占める二重底のハードコーナー要素の面積 A_h の割合が $A_h/A_{db} \doteq 26.5\%$ と、その割合が大きい。ハードコーナーの縦曲げ最終強度に対する影響については、第 4 章と第 5 章において詳しく調べる。

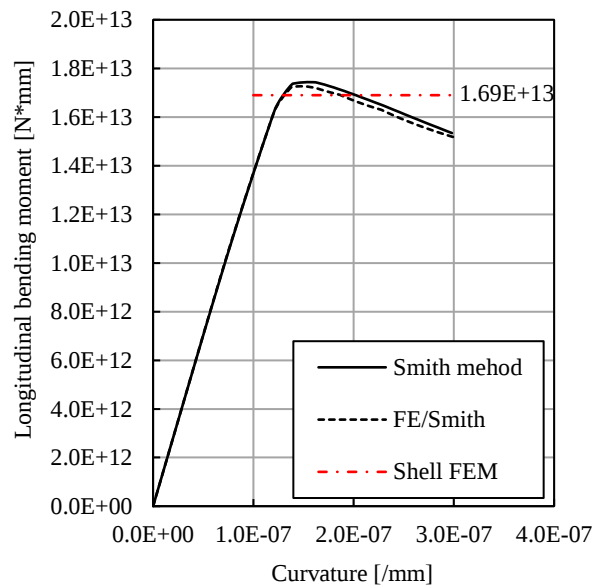


Fig. 3-11 Longitudinal bending moment-curvature relationship of 8,000TEU class container ship under pure bending.

3.3.5 FE/Smith 法による振りの影響を考慮した縦曲げ逐次崩壊解析

Smith 法と等価な逐次崩壊解析を一般的な梁有限要素を用いて行うことで、Smith 法を純曲げ状態での逐次崩壊解析だけでなく、複合荷重下での逐次崩壊解析を行えるように拡張することができる。その一例として、本項では FE/Smith 法を基本として、船体桁の曲げ振り状態での崩壊解析を行う方法を説明する。

コンテナ船は、高速での運航と甲板上でのコンテナの積載を両立させるために、船首・船尾フレアの大きな船型となっており、斜波中において大きな振りモーメントが生じる。一方、上甲板に大きな開口を有しており、閉断面構造に比べて振り強度が小さい。よって、コンテナ船では大きな振り変形が発生し、それに伴って断面に生じる反り応力やせん断応力が縦曲げ最終強度を低下させる可能性がある。横断面の形状と振りモーメントは船の長さ方向に変化するため、振れ率が一定に分布せず、船体には曲げ振り変形が生じる。1つの横断面を解析の対象とする従来の Smith 法を曲げ振りの解析にそのまま適用することはできない。一方、FE/Smith 法では、断面形状の異なる複数の梁要素を長さ方向に連結して船体をモデル化することで、曲げ振りの解析を行うことができる。曲げ変形と反り変形を考慮できる梁要素の剛性マトリクスの導出については付録 A に示す。振りの影響を考慮した船体の縦曲げ逐次崩壊解析を行うために、解析を2つの段階に分ける。第1段階では、弾性範囲において所定の振りモーメントを船体梁に与え、断面に生じる反り応力とせん断応力を計算する。第2段階では、第1段階で得た反り応力とせん断応力を初期応力として与え、その状態から縦曲げを逐次的に与えることで、崩壊解析を行う。このとき、反り応力は断面の分割要素に仮定する平均軸応力ー平均軸ひずみ関係に初期応力として直接取り入れる。せん断応力

の影響として、降伏強度の見かけ上の低下を平均軸応力-平均軸ひずみ関係に考慮する。

Fig. 3-12 に示すポストパナマックス型のコンテナ船を対象に、上述の方法によって行った解析の一例を示す。エンジンルーム前方から船首隔壁までの範囲を 14 分割して梁要素によりモデル化した。そして、その梁モデルに日本海事協会がコンテナ運搬船の構造強度に関するガイドライン[43]に規定する所定の振りモーメントを与えた後に、各要素を取り出してホギング状態での縦曲げ逐次崩壊解析を行った。この解析により、Fig. 3-13 のように所定の振りモーメントが作用する状態における船体の縦曲げ最終強度の分布を得ることができる。

FE/Smith 法により Smith 法と等価な逐次崩壊解析を梁有限要素によって行うこと最大の利点は、梁要素を連結できることで逐次崩壊解析を適用できる範囲が広がることである。本項の例では、船長方向へのモデル化が可能になったことで、船長方向に変化する横断面の形状および作用荷重を解析に考慮できるようになり、振りモーメントが作用する状態における船体の縦曲げ逐次崩壊解析が可能となった。第4章では、船底局部荷重の作用下における船体の縦曲げ崩壊挙動を解析できるように FE/Smith 法を拡張する。

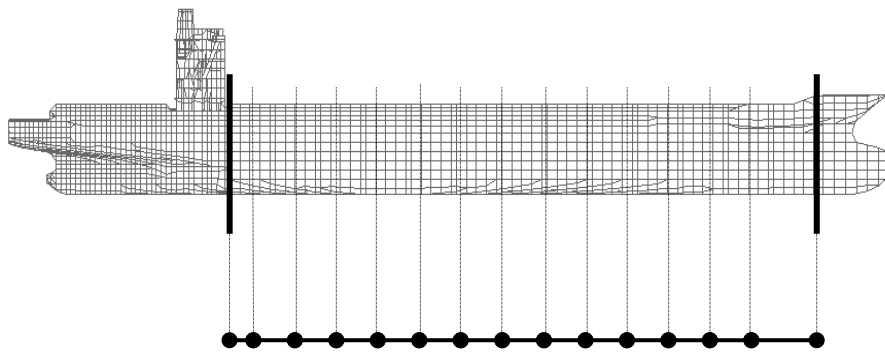


Fig. 3-12 Idealizing a Post-Panamax type container ship as beam elements.

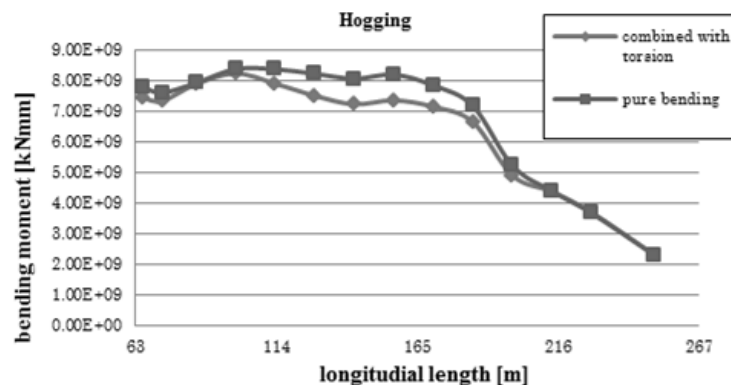


Fig. 3-13 Distribution of ultimate bending strength under specified torsional moment

3.4 結言

第 3 章では船体の実用的な縦曲げ逐次崩壊解析法である Smith 法の基礎式および解析手順について説明を行った。また、Smith 法と等価な縦曲げ逐次崩壊解析を梁有限要素によって行う、FE/Smith 法について、断面のモデル化、平均応力ー平均ひずみ関係の取り扱い、境界条件を解説した。簡単な薄肉防撓断面（コの字断面）を対象に Smith 法および FE/Smith 法によって縦曲げ逐次崩壊解析を行った。さらに、8,000TEU 級のコンテナ船を対象にホギング下での逐次崩壊解析を行い、得られた縦曲げ最終強度をシェル FEM 解析の結果と比較した。また、FE/Smith 法による解析の拡張例として、捩りの影響を考慮した縦曲げ逐次崩壊解析の結果を示した。結論を以下に示す。

- (1) Smith 法および FE/Smith 法による簡単な薄肉防撓断面の縦曲げ逐次崩壊解析から得られた縦曲げモーメントー曲率関係は互いに完全に一致しており、Smith 法と FE/Smith 法の等価性が示された。
- (2) Smith 法（FE/Smith 法）が推定する 8,000TEU 級のコンテナ船の縦曲げ最終強度がシェル FEM によるそれよりも大きい。これは Smith 法に用いるハードコーナー要素において座屈による圧縮耐荷力の低下が考慮されていないためと考えらる。
- (3) FE/Smith 法により Smith 法と等価な逐次崩壊解析を梁有限要素によって行うことの最大の利点は、梁有限要素を連結することで純曲げ状態だけでなく、捩りなどを加えた複合荷重状態において逐次崩壊解析を実施できることである。

第4章 船底局部荷重を考慮した実用的 縦曲げ逐次崩壊解析法

4.1 緒言

第2章ではシェルFEMによる縦曲げ崩壊解析を行い、局部荷重が縦曲げ最終強度の低下をもたらす2つの主要因を明らかにした。1つは、二重底の局部曲げ変形に伴う船底外板での縦方向の圧縮応力の増加により、船底外板の座屈・塑性崩壊が助長されることである。いま1つは、船底外板崩壊後の二重底の局部曲げ変形の急増により、内底板が一時的に引張を受け、縦強度部材として縦曲げに対し有効に機能しなくなることである。第3章ではSmith法と等価な縦曲げ逐次崩壊解析を、一般的な梁有限要素を用いて行う方法（FE/Smith法）について説明した。従来のSmith法では、1つの横断面を解析の対象とするため、上述の局部荷重による二重底の付加的な曲げ変形の影響を考慮することができない。一方、FE/Smith法では梁有限要素を用いるため、それらを連結することで3次元的なモデル化が可能である。

そこで本章では、第3章のFE/Smith法に用いた梁要素モデルを拡張して、Smith法における座屈および塑性の取り扱いを基礎としつつ、局部荷重の影響を考慮できる縦曲げ逐次崩壊解析法“拡張Smith法”を提案する。Fig. 2-3に示したように、一般的な大型コンテナ船はWBHDによって区切られたホールドを有し、そのホールドが部分隔壁PBHDによって2つのベイに分けられる。PBHDは、WBHDに比べて面内剛性は小さいが、これを介して伝わるコンテナ重量の影響を含めて、二重底の面外変形量に影響する。そこで、PBHDを含むWBHD間の1ホールド範囲を解析領域とする。また、局部荷重の影響を考慮するためには、

二重底に局所的な曲げ変形の自由度を与えることが必須である。そこで、拡張 Smith 法では、二重底を平面格子構造でモデル化する。二重底以外の断面部分（船側部とビルジ部）については、平面保持を仮定して、1つの梁でモデル化する。それらは、船の長さ方向に複数の梁要素を連結してモデル化する。1つの梁要素の長さは1フロアスペースとする。そして二重底に相当する平面格子と二重底以外（船側部とビルジ部）を表す梁を、WBHD 位置およびビルジ側の境界で接続する。PBHD は等価な鉛直剛性を持つばねに置き換え、その位置で平面格子を支持する。

4.2 種々のモデルの検討

本論文で提案する拡張 Smith 法については 4.3 節で説明するが、この方法の開発に行き着くまでにいくつかの試行錯誤があった。以下の(1)～(3)に、拡張 Smith 法の開発に行き着くまでに検討した 3 つのモデルについて説明する。

(1) Model A

初めに検討したモデルは、局部荷重によって二重底に生じる応力を予め推定し、それを初期応力として Smith 法に考慮する方法である。船長方向の応力は Smith 法の平均応力－平均ひずみ関係に直接考慮し、船幅方向応力の影響は、4.3.5 項の(2)に後述する方法を用いて縦方向の平均応力－平均ひずみ関係を修正することで考慮する。二重底に生じる応力の推定には、松井ら[49]が提案する方法を用いる。この方法では、二重底構造を等価な異方性板に置き換え、PBHD はその異方性板を支持する鉛直ばねとしてモデル化する。PBHD のばねについては、拡張 Smith 法および第 5 章に説明する縦曲げ最終強度の簡易計算法に用いるため、付録 B に詳細を述べる。

この方法による解析では、局部荷重による縦曲げ最終強度の低下を十分に再現できないことが分かった。反対に、内底板に生じる引張の初期応力を考慮すると、縦曲げ最終強度が上昇するという不合理な結果となった。この理由は、船底外板での初期圧縮応力は考慮できるものの、船底桁の横断面の形状不変と平面保持を仮定しているために二重底の局部曲げ変形が考慮されていないためである。つまり、内底板の縦曲げ強度に対する有効性の低下を再現できないため、十分な縦曲げ最終強度の低下を得られなかった。

(2) Model B

Model A の解析結果を踏まえて、Fig. 4-1 に示すように横断面全体の曲率 κ_G に加えて二重底の局部曲率 κ_L を Smith 法の解析に考慮するモデルを検討した。エネルギー法により κ_L と κ_G の弾性範囲における関係を導き、それを Smith 法に適用して縦曲げ逐次崩壊解析を行った。この方法によって、二重底の局部曲率の増加を表すことができるようになり、縦曲げ強度に対する内底板の有効性の低下を再現できる可能性が考えられた。

局部荷重によるたわみを初期たわみとする二重底に Fig. 4-1 (a)に示すように WBHD 位置に縦圧縮荷重 P_{db} と曲げモーメント M_{db} が作用するときの二重底の付加たわみを考える。二重底の初期たわみ w_{L0} をホールドの長さ a_h と幅 b_h を用いて次式のように仮定する。

$$w_{L0} = A_{L0} \sin\left(\frac{\pi x}{a_h}\right) \sin\left(\frac{\pi y}{b_h}\right) \quad (4.1)$$

ここで、 A_{L0} は初期たわみの最大値であるが、これは既述の松井らが提案する方法（二重底

を異方性板に置き換える方法) [49]を用いて推定する．付加たわみ w_L は初期たわみと同じ形で次式のように表す．

$$w_L = A_L \sin\left(\frac{\pi x}{a_h}\right) \sin\left(\frac{\pi y}{b_h}\right) \quad (4.2)$$

A_L は付加たわみの最大値である． w_L により生じる縦方向の圧縮変位は，幾何学的考察から

$$\begin{aligned} u_w &= \frac{1}{b_h} \int_0^{a_h} \int_0^{b_h} \left\{ \frac{1}{2} \left(\frac{\partial w_L}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial w_L}{\partial x} \right) \left(\frac{\partial w_{L0}}{\partial x} \right) \right\} dx dy \\ &= \frac{\pi^2}{4a_h} \left(\frac{1}{2} A_L^2 + A_L A_{L0} \right) \end{aligned} \quad (4.3)$$

と表される．また，二重底の両端（WBHD 位置）に生じるたわみ角は

$$\begin{aligned} \theta_w &= \frac{1}{b} \int_0^b \left(\frac{\partial w_L}{\partial x} \Big|_{x=0} - \frac{\partial w_L}{\partial x} \Big|_{x=a} \right) dy \\ &= \frac{4A_{db}}{a} \end{aligned} \quad (4.4)$$

となる．二重底の曲げひずみエネルギーを U_b とすると，二重底の全ポテンシャルエネルギー Π は

$$\Pi = U_b - P_{db} u_w - M_{db} \theta_w \quad (4.5)$$

と表される． U_b は A_L の二次関数となるため α を係数として，

$$U_b = \alpha A_L^2, \quad \frac{\partial U_b}{\partial A_L} = 2\alpha A_L \quad (4.6)$$

とおく． α は二重底を異方性板に置き換える松井らの方法を用いて求めることができるが，詳細は省略する． A_L について Π を最小化する条件（最小ポテンシャルエネルギーの原理），

$$\frac{\partial \Pi}{\partial A_L} = 0 \quad (4.7)$$

より， A_L は次式のように求めることができる．

$$A_L = \frac{1}{P_{db}^c / P_{db} - 1} \left(A_{L0} + \frac{16}{\pi^2} \frac{M_{db}}{P_{db}} \right) \quad (4.8)$$

ここに、 P_{db}^{cr} は二重底の弾性座屈強度であり、次式による。

$$P_{db}^{cr} = \frac{8a_h}{\pi^2} \alpha \quad (4.9)$$

付加たわみ w_L と二重底の局部曲率 κ_L の関係は

$$\kappa_L = - \frac{\partial^2 w_L}{\partial x^2} \bigg|_{x=a_h/2} \quad (4.10)$$

なので、(4.2)式と(4.8)式を(4.10)式に用いると、 κ_L は次式となる。

$$\kappa_L = \frac{1}{P_{db}^{cr} / P_{db} - 1} \left(\frac{\pi^2}{a_h^2} A_{L0} + \frac{16}{a_h^2} \frac{M_{db}}{P_{db}} \right) \sin \left(\frac{\pi y}{b_h} \right) \quad (4.11)$$

ここで、 P_{db} と M_{db} は横断面全体の曲率 κ_G を用いて、

$$P_{db} = EA_{db} e \kappa_G, \quad M_{db} = D_x b_h \kappa_G \quad (4.12)$$

と表すことができる。ここに、 A_{db} は二重底の全断面積、 e は二重底の中立軸と全横断面の中立軸の距離、 D_x は x 方向（縦方向）の二重底の異方性板としての曲げ剛性である。(4.12)式を(4.11)式に代入すると、 κ_L は κ_G の増加関数として、次式のように与えられる。

$$\kappa_L = \frac{1}{\frac{P_{db}^{cr}}{EA_{db} e \kappa_G} - 1} \left(\frac{\pi^2}{a_h^2} A_{L0} + \frac{16}{a_h^2} \frac{D_x b_h}{EA_{db} e} \right) \sin \left(\frac{\pi y}{b_h} \right) \quad (4.13)$$

上式は、 κ_G が増加し P_{db} の値が P_{db}^{cr} の値に近づくにつれて、 κ_L が急増することを示す。

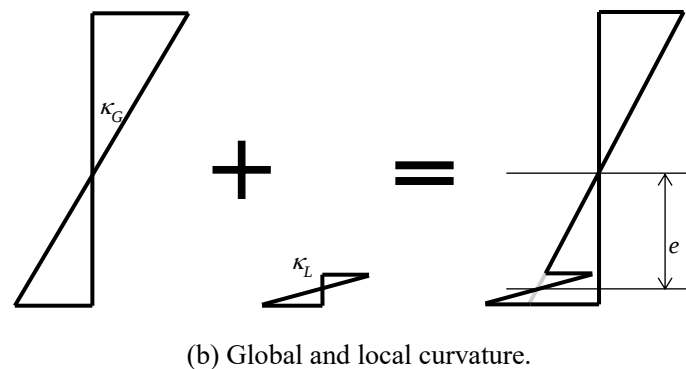
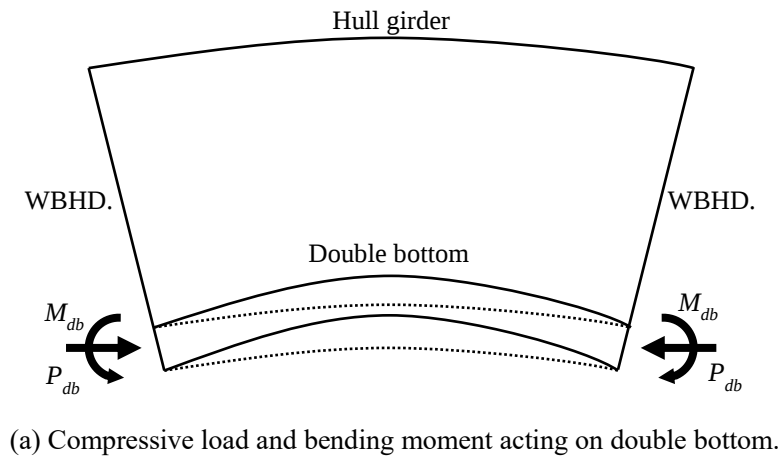


Fig. 4-1 Superposing local curvature of double bottom on global curvature of hull girder.

(4.13)式の関係を用いて Smith 法に取り入れ、縦曲げ逐次崩壊解析を行ったが、局部荷重による縦曲げ最終強度の低下を十分に表すことができなかった。これは、二重底の弾性座屈強度が非常に大きく、縦曲げ最終強度に到達するまでの範囲では κ_L が大きく成長しないことが原因であった。(4.13)式で表される弾性範囲の κ_G と κ_L の関係では、船底外板の座屈・塑性崩壊に伴う二重底の局部曲率の急増を考慮できない。つまり、二重底の局部曲率の増加現象は弾塑性解析で取り扱わなければ再現できないことが明らかとなった。

(3) Model C

シェル FEM 解析の結果（例えば、Fig. 2-17）から PBHD 側の船底外板と WBHD 側の内底板が崩壊し、二重底がホールド間あるいはベイ間で不安定化することで崩壊に達している可能性があった。つまり、崩壊が 1 つのスパンに局所化するような 2 次元的な（断面の）崩壊でなく、3 次元的な崩壊が縦曲げ最終強度の低下の要因と考えられた。そこで、まず Smith 法の通常の要素分割を横断面に対して行い、次に同じ左右方向位置にある船底外板の要素と内底板の要素を Fig. 4-2 のように上下 1 組にまとめて断面 DB を持つ 1 つの要素と考え、その要素に対してベイ間（PBHD-WBHD 間）での平均軸応力-平均軸ひずみ関係を与える

こととした．ベイ間において断面 DB を持つ梁を考え，Fig. 4-3 に示すようにフロアを区切りに4つの梁要素に分割し，船底外板および内底板には Smith 法に用いる平均応力－平均ひずみ関係を与える．そして，両端でたわみ角を拘束し，PBHD 位置では PBHD と等価な鉛直ばねを用いてたわみを拘束する．この梁モデルに所定の水压を与え，圧縮変位を逐次的に付加することで断面 DB を持つ梁のベイ間での平均軸応力－平均軸ひずみ関係を求めた．その際，FE/Smith 法の考えに従い，船底外板と内底板の要素の重心位置に軸剛性の積分点を設け，それらの積分点に平均軸応力－平均塑性軸ひずみ関係を与え，弾塑性 FEM によって解析を行った．

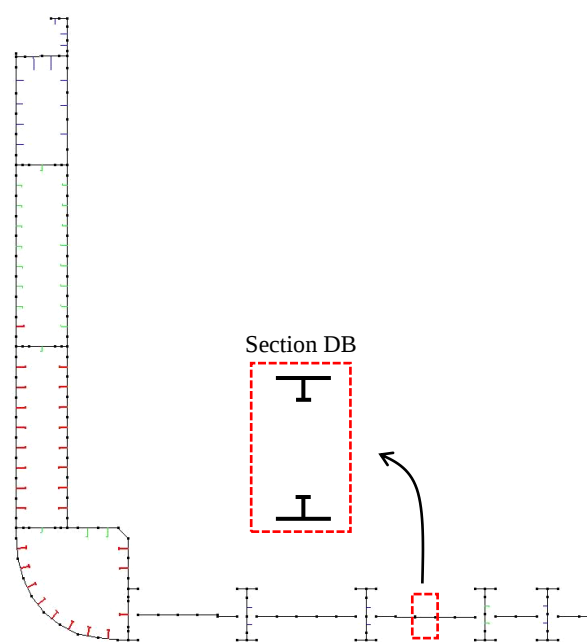


Fig. 4-2 Cross section of model C.

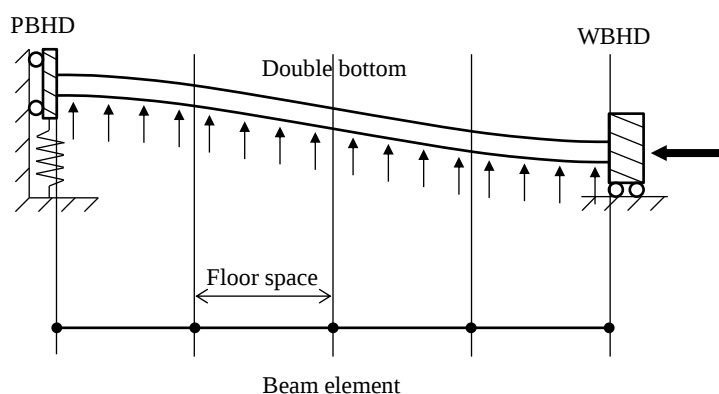


Fig. 4-3 Beam model for calculating average stress-average strain relationship between PBHD and WBHD.

以上により求めたベイ間の平均軸応力－平均軸ひずみ関係を二重底の当該要素に与え、その他の全ての要素には Smith 法で用いる通常の平均軸応力－平均軸ひずみ関係を与え、縦曲げ逐次崩壊解析を行った。この解析により、PBHD 側の内底板で崩壊が生じずに縦曲げ最終強度に達する挙動を再現することができた。つまり、PBHD 側の内底板の縦曲げ強度に対する有効性の低下を表すことができた。しかしながら、局部荷重による縦曲げ最終強度の低下の度合いはシェル FEM の結果と比較して小さかった。さらに、Fig. 4-3 の梁モデルの解析において、PBHD 側の船底外板よりも WBHD 側の内底板での崩壊が先行しており、PBHD 近傍の船底外板の圧壊のみで縦曲げ最終強度に達する挙動（例えば、Fig. 2-13）を再現できなかった。よって、PBHD 側の船底外板と WBHD 側の内底板の圧壊による二重底の不安定化が、局部荷重による縦曲げ最終強度の低下の要因ではないことが明らかとなった。また、以上の結果は、WBHD 位置で回転固定条件を課すことが、実際よりも過剰な拘束であることを示唆する。崩壊挙動の再現性を高めるためには、Smith 法の簡便さを維持しつつ、二重底の周辺境界条件や座屈・降伏による二重底の長さ方向、幅方向の局部たわみ変形をより柔軟に表せるモデル化が必要であると考えられた。

4.3 拡張 Smith 法の開発

前節にて述べた解析モデルでは、局部荷重とホギングモーメントが作用する船底桁の崩壊挙動を再現することができなかった。しかしながら、Model B の解析から、弾性範囲での二重底の局部曲率の増加は小さいため、局部曲率の増加現象は弾塑性解析で取り扱わなければ再現できないとの知見を得た。また、Model C の解析により、船底外板と内底板を上下一組として 1 つの梁要素で表すことで、PBHD 側の内底板の縦曲げに対する有効性の低下を再現できることが分かった。拡張 Smith 法では、船底外板と内底板を上下一組とする考えを踏襲しつつ、船底外板の崩壊に伴う二重底の局部曲率の増加を考慮できるモデルを開発する。また、Model A～C にあるような横断面モデルを用いる場合、局部荷重により二重底に生じる初期応力を別途推定する必要がある。実用面の利便性を考えると、局部荷重が働く二重底の弾性応力解析から、船体桁の縦曲げ崩壊解析までを一貫して行える方が望ましい。そこで拡張 Smith 法では、PBHD を含む WBHD 間の 1 ホールド範囲を解析領域とし、解析に一貫性を持たせる。以下に拡張 Smith 法のモデル化を詳述する。

4.3.1 二重底のモデル化

Fig. 4-4 はコンテナ船の二重底構造の略図である。長さ方向は、ガーダーとロンジによって、幅方向はフロアによって補強されている。このような構造の強度解析には平面格子モデル[50]が有効である。一般に、平面格子モデルでは、ガーダーとフロアにあたる桁材のみを梁要素で表し、船底外板および内底板はその有効幅の部分の梁要素のフランジとして曲げ剛性に算入する。一方、Smith 法では、Fig. 3-4 に示したようにロンジとその両側 1/2 ロンジスペースの範囲を 1 要素として断面を分割する。二重底の船幅方向への座屈・降伏の逐次的な拡大を追跡するためには、要素分割は Smith 法の密度が必要である。そこで、次の手順に従って、二重底を梁要素を用いてモデル化する。モデル化の具体的な説明のため、Fig. 4-5 の横断面を例にとる。

- (i) 船体横断面を Smith 法に従い、板および防撓パネル要素に分割する。つまり、Fig. 3-5 と全く同じ分割である。
- (ii) 縦方向には、内底板の 1 分割要素、および同じ左右方向位置にある船底外板の 1 分割要素の上下一対からなる領域を、1 つの梁要素と見なす。つまり、Fig. 4-5 の破線で囲む領域に含まれる断面を持った梁要素を単位梁要素とする。剛性積分点は、黒丸で示す上下 2 点のみであり、各点では軸応力と軸ひずみのみを考え、Smith 法と同様に、平均軸応力-平均軸ひずみ関係を設定する。以下この要素を、内・外底板要素 (Inner-outer bottom element) と呼ぶ。
- (iii) (ii)以外の横断面部分、すなわち、ガーダーとこれに隣接する船底外板および内底板部分 (Fig. 4-5 の一点鎖線で囲む領域) をいま 1 つの単位梁要素とみなす。剛性積分点は、黒丸で示すように、Smith 法の要素分割ごとに設ける。応

カーヒズミ関係の取り扱いは、(ii)の要素と同じである。以下この梁要素をガーダー要素 (Girder element) と呼ぶ。

- (iv) 船幅方向には、フロアを梁要素でモデル化する。フロアの曲げ変形に対する、船底外板および内底板の有効幅は、フロアの両側 1/2 フロアスペース範囲とする。これらの横部材は、縦曲げ崩壊解析においては、常に弾性要素と仮定する。
- (v) (ii)と(iii)によって、Section 2～6 の断面を持った 5 つの梁要素が長さ方向にモデル化される。これらの縦方向梁要素と(iv)でモデル化した横方向梁要素を交差位置で結合することで、二重底を平面格子構造にモデル化する。いずれの梁要素にも、鉛直面内の曲げ変形と水平面内の並進変位の自由度を節点に付与する。これにより、個々の要素の中立軸高さを気にせず結合できる。

コンテナ船の 1 ホールドに対する拡張 Smith 法のモデルを Fig. 4-6 (a)に示す。1 つの梁要素の長さは 1 フロアスペースである。上述の手順(i)～(v)に従い二重底は平面格子 ABCD によってモデル化される。

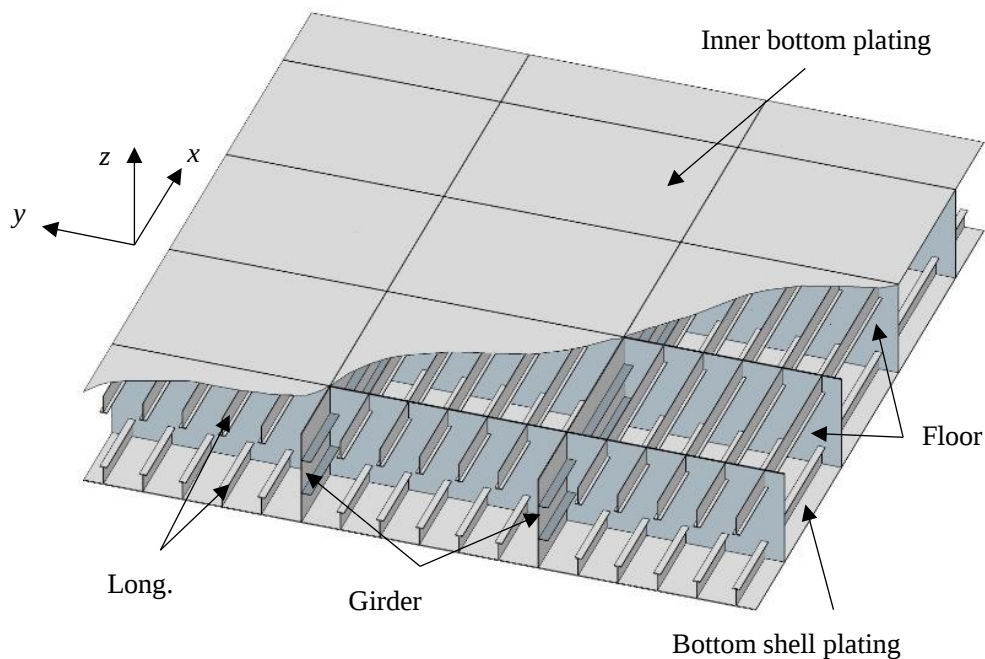


Fig. 4-4 Structural arrangement of double bottom.

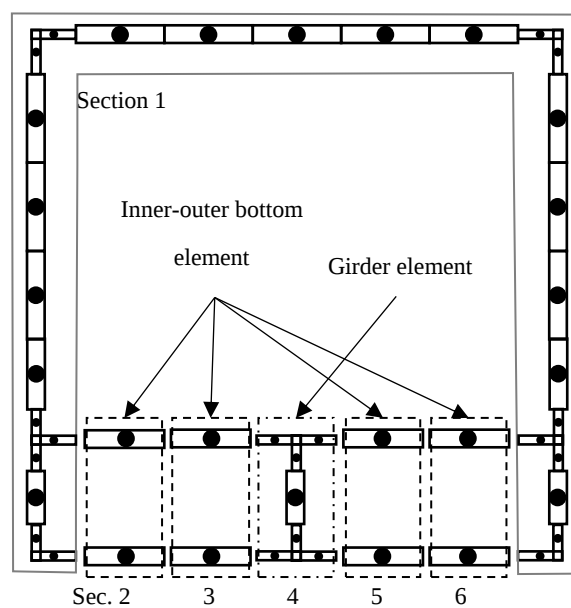
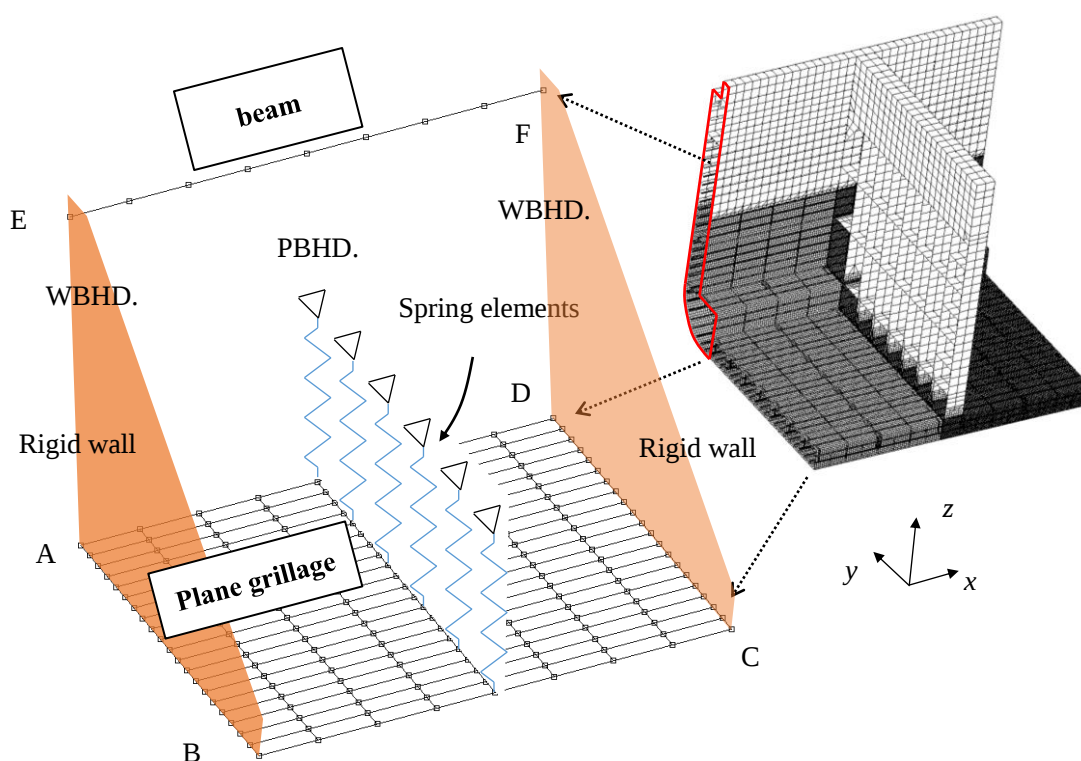
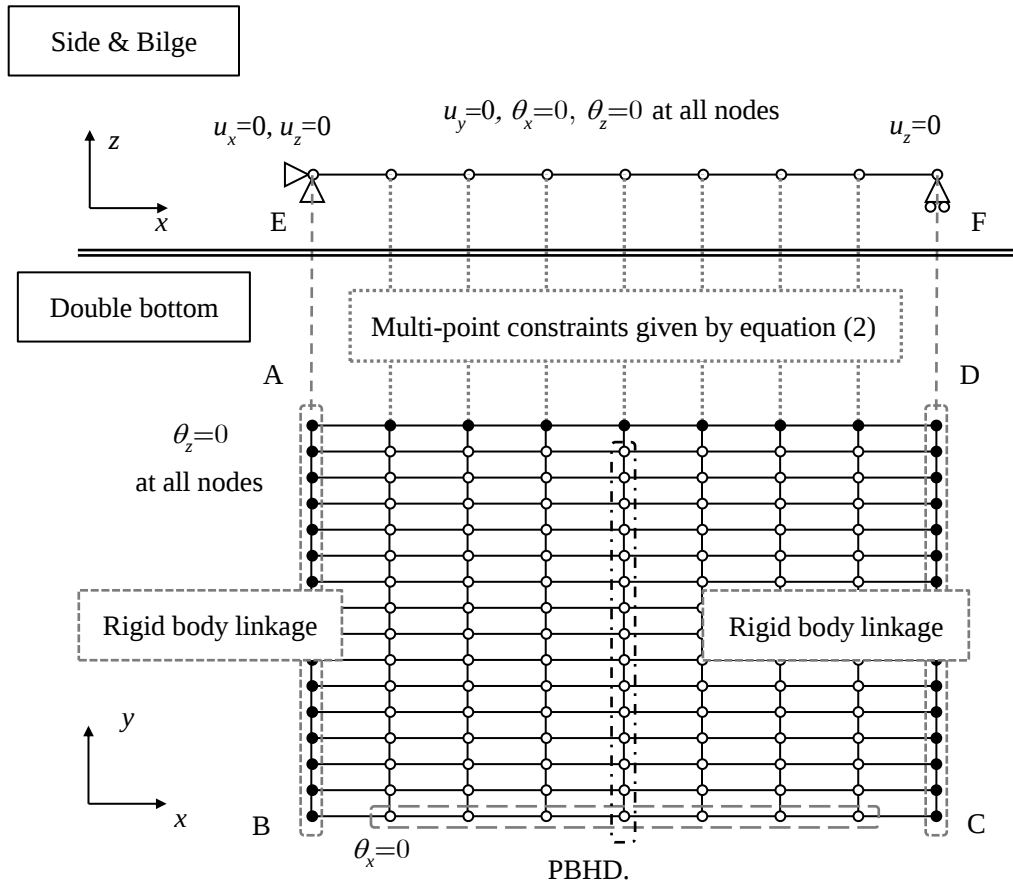


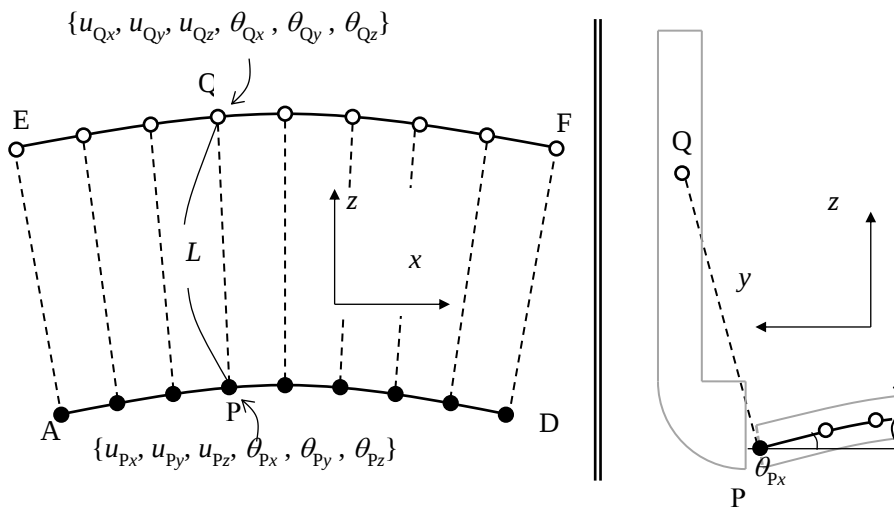
Fig. 4-5 A cross section in extended Smith method.



(a) Idealization of a hold structure between WBHDs



(b) Boundary conditions



(c) Linkage between AD and EF

Fig. 4-6 Model for extended Smith method.

4.3.2 船側・ビルジ部のモデル化

Fig. 4-5 において、二重底以外の横断面部分 Section1（実線で囲む領域に含まれる断面）は、平面保持の仮定が成り立つとして、全体を1つの梁として取り扱う。板および防撓パネル要素への分割を行うとともに、各分割位置に剛性積分点を設ける。例えば Fig. 4-5 の要素は、計 29 の積分点を有する。以上により、Fig. 3-5 の断面は Fig. 4-5 の Section 1～6 に分けられ、それぞれが梁として変形の自由度を持つ。Fig. 4-6 (a) の実構造の場合、二重底以外の横断面部分（同図右側の実線で囲む領域）を1つの梁 EF と見なす。EF に沿う長さ方向の梁要素の分割数は、二重底部分と同じとする。つまり、1つの要素の長さは1フロアスペースである。梁 EF と平面格子 ABCD の結合法については、4.3.3 項と 4.3.4 項に述べる。

4.3.3 PBHD および WBHD のモデル化

コンテナ船は、WBHD 間に PBHD が存在する。WBHD 間の二重底の曲げ変形の推定においては、PBHD の剛性の影響を考慮する必要がある。松井ら[49]は、二重底の曲げ変形に対する PBHD の抵抗を等価な鉛直ばねに置き換える場合のばね剛性式（付録 B）を導いており、本研究ではその結果を利用する。すなわち、Fig. 4-6 (a)に示すように PBHD 位置の格子点で、二重底を集中ばねで鉛直方向に支持する。コンテナ重量を考慮する場合は、同支持点に集中荷重を付加する。一方、WBHD 自体はモデル化せず、その位置で船体横断面は形状不変かつ平面保持と仮定する。すなわち、WBHD が位置するモデル前後端の断面では、二重底を表す平面格子 ABCD と船側・ビルジを表す梁 EF を、多点拘束による剛体リンク（剛体要素）で結合する。

4.3.4 境界条件・荷重条件

Fig. 4-6 (b)に、提案モデルの境界条件を示す。 x, y, z 軸方向の並進変位をそれぞれ $\{u_x, u_y, u_z\}$ 、各座標軸回りの回転角をそれぞれ $\{\theta_x, \theta_y, \theta_z\}$ で表す。既述のように、WBHD の横断面（モデルの前後端）において、節点 E および 節点 F と平面格子の辺 AB および辺 CD 上の各節点をそれぞれ剛体リンク（剛体要素）により結合する。平面格子のビルジ側境界 AD 上の節点において、 θ_x は自由とし、その他の自由度は同じ x 座標位置にある船側部を表す梁 EF 上の節点と断面平面保持の仮定のもとに結合する。例えば、Fig. 4-6 (c)に示す AD 上の節点 P の自由度と、EF 上の節点 Q の自由度との間に次の関係を与える。

$$\begin{aligned} u_{Px} &= u_{Qx} + L \cdot \theta_{Qy}, & \theta_{Px} &: \text{free} \\ u_{Py} &= 0 & \theta_{Py} &= \theta_{Qy} \\ u_{Pz} &= u_{Qz} & \theta_{Pz} &= 0 \end{aligned} \quad (4.14)$$

ここで、 L は節点 P と節点 Q の間の鉛直距離である。これらの拘束条件は Marc に実装されている剛体要素 RBE2 によって容易に付与することができる。AD 上で θ_x を自由と仮定す

る根拠は、第2章で行ったシェル要素を用いたホールドのFEM解析において、局部荷重によりビルジが二重底と一体となって x 軸まわりに回転する変形を一般に生じるとの知見を得ているためである。また、船幅方向の変形は船体中心線に関して対称と仮定し、辺BCに沿って対称条件を課す。以上のように結合した1ホールドモデルを、独立節点E, Fにおいて鉛直曲げに対して単純支持する。このとき、節点E, Fのいずれか一方は x 方向変位を許容し、作用軸力をゼロに設定する。これにより、節点E, Fを深さ方向の任意の位置に設定しても、中立軸の移動を考慮しつつ、縦曲げモーメント下の逐次崩壊挙動を解析することができる。荷重は、水圧を分布荷重として、コンテナ重量を集中荷重として平面格子に作用させる。その後、水圧およびコンテナ荷重を一定に保ったまま、節点E, Fにおいて θ_y を逐次的に増加させることで、局部荷重の影響を考慮した船体の縦曲げ逐次崩壊解析を行う。

4.3.5 拡張 Smith 法における平均応力－平均ひずみ関係

板および防撓パネルの縦曲げ方向の軸力荷重下の平均軸応力－平均軸ひずみ関係には、3.2.3 項に述べた Gordo-Soares の簡易算式を用いる。

(1) 塑性変形の局所化の考慮

Fig. 4-6 の解析モデルにおいて、構造強度、荷重条件とも PBHD の両側で対称の場合、座屈崩壊挙動も対称となる。しかし現実には、わずかでも強度的、荷重的に厳しいベイあるいはフロア間に崩壊が先行して、塑性変形が局所化する。このような塑性変形の局所化は、ホールド全体としての最終強度および後最終強度挙動に大きく影響する。そこで、片側の PBHD-WBHD 間に座屈・塑性変形が集中することを想定して、Smith 法で用いる板および防撓パネル要素の平均軸応力－平均軸ひずみ関係に修正を加えることで、モデルに非対称性を与え、変形の局所化を再現する。具体的には、1フロア間において板の座屈1半波長の範囲で Gordo-Soares の平均軸応力－平均軸ひずみ関係が成り立ち、その他の領域では弾性除荷が生じると仮定する。フロアスペースを a 、板の座屈1半波長を d 、ヤング率を E 、平均軸応力－平均軸ひずみ関係を $\sigma = f(\varepsilon)$ とすると、局所化を考慮した平均ひずみ ε_{loc} は以下の式で表される。

$$\varepsilon_{loc} = \frac{d}{a} \varepsilon - \left(1 - \frac{d}{a}\right) \frac{f(\varepsilon)}{E} \quad (4.15)$$

(4.15)式の右辺第1項は座屈1半波長 d の領域に生じる平均圧縮ひずみを表し、第2項はそれ以外の領域、つまり長さ $a-d$ の領域で弾性除荷によって生じる平均引張ひずみを表す。また d の大きさは、周辺単純支持の矩形板を仮定して座屈半波数 m を求め、 $d = a / m$ によって決定する。

二重底の局部曲げ変形は、PBHD に隣接する付近が大きいと考えられるので、崩壊は

PBHD から2フロアスペース領域のいずれかに生じると仮定し、その領域に含まれる内・外底板要素にのみ(4.15)式の σ - ε_{loc} 関係を考慮し、その他の要素には通常の σ - ε 関係を与える。Fig. 4-7 に局所化の影響を考慮した平均軸応力-平均軸ひずみ関係の一例を示す。フロアスペース a と座屈1半波長 d の比が、4:1 の場合である。局所化の影響を考慮したことによって、考慮しない場合と比べ、最終強度後の耐荷力の低下が、より小さな平均ひずみで生じている。なお、現実の船体では、荷重および強度要件がベイごとに同一でないことから、局所化を考慮した σ - ε_{loc} 関係を一律に適用すれば、最弱ベイでの塑性変形の局所化が自動的に再現される。

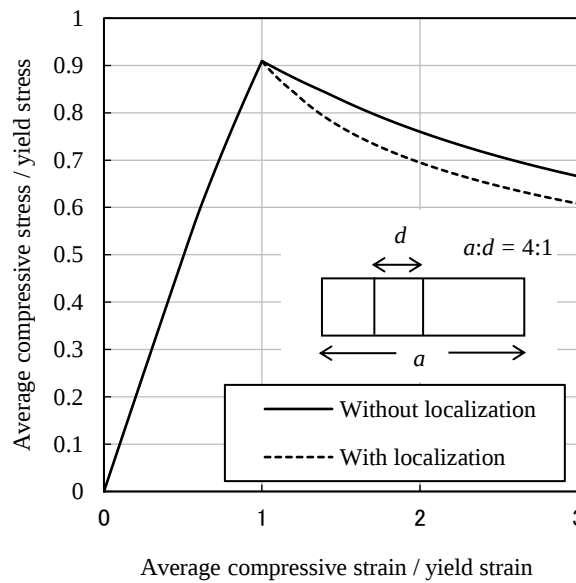


Fig. 4-7 Average stress-average strain relationship considering localization of plastic deformation.

(2) 幅方向圧縮応力の考慮

3.2.3 項において述べた通り、Gordo-Soares の簡易算式は、 $\varepsilon_r=1$ において最終強度となるよう定式化されており、 $\varepsilon_r>1$ (最終強度後) では弾性座屈強度が $1/\varepsilon_r$ 倍された薄板とみなすことによって、耐荷力の低下を考慮している。一方、二軸圧縮下では幅方向圧縮応力が大きくなるにつれて、長さ方向の弾性座屈応力が低下する。この弾性座屈応力の低下を考慮することで、Gordo-Soares の簡易算式に幅方向圧縮の影響を加える。長辺方向の圧縮応力を σ_x 、短辺方向の圧縮応力を σ_y とすると、二軸圧縮を受ける周辺単純支持矩形板の座屈条件式は以下のように表される。

$$\sigma_x \left(\frac{m\pi}{a} \right)^2 + \sigma_y \left(\frac{\pi}{b} \right)^2 = \frac{D}{t_p} \left\{ \left(\frac{m\pi}{a} \right)^2 + \left(\frac{\pi}{b} \right)^2 \right\}^2 \quad (4.16)$$

m は長辺方向の座屈半波数である． D は板の曲げ剛性であり，次式による．

$$D = \frac{Et_p^3}{12(1-\nu^2)} \quad (4.17)$$

二軸圧縮下の単純支持矩形板の座屈相関関係の一例を Fig. 4-8 に示す．(4.16)式から，短辺方向に圧縮応力 σ_y が作用するときの長辺方向の弾性座屈応力 σ_{EL} が次式のように得られる．

$$\sigma_{EL} = \frac{D\pi^2}{b^2t_p} \left(\frac{mb}{a} + \frac{a}{mb} \right)^2 - \left(\frac{a}{mb} \right)^2 \sigma_y \quad (4.18)$$

この σ_{EL} を(3.37)式の σ_E に適用すると，見かけ上細長比パラメータ β_E が増加する．このようにして，幅方向圧縮応力が板の最終強度および後最終強度挙動に及ぼす影響を近似的に考慮する．座屈半波数 m は幅方向圧縮応力の大きさに応じて変化させる．

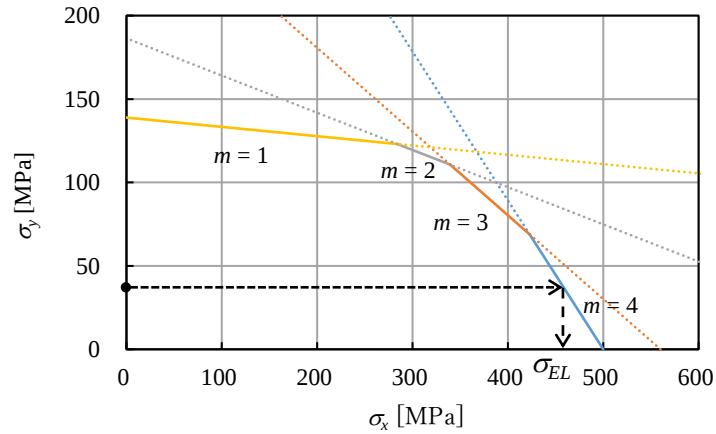


Fig. 4-8 Buckling strength interaction curve of a rectangular plate under bi-axial compression.

4.4 拡張 Smith 法による縦曲げ最終強度解析

解析対象には第2章と同じ 8,000TEU クラスの大型コンテナ船を採り上げる。第2章で得られたシェル FEM による解析結果と拡張 Smith 法による解析結果を比較することで、拡張 Smith 法のモデル化の妥当性および縦曲げ最終強度の推定精度を検証する。拡張 Smith 法の解析は MSC Marc を用いて行う。なお、4.3.5 項 (2)に示した平均軸応力－平均軸ひずみ関係に対する幅方向圧縮応力の影響は、特に断りのない限り考慮しない。これは、2.5.1 項に示したホールドモデルの全体解析の結果より、幅方向圧縮応力が縦曲げ最終強度に及ぼす影響は、パネル単独の最終強度に対する影響に比べて小さいという知見を得ているためである。ただし、比較のため、幅方向圧縮を平均軸応力－平均軸ひずみ関係に考慮した場合の結果についても、4.4.3 にて考察する。以下の解析では、平均軸応力－平均軸ひずみ関係の弾性域 (Fig. 3-6 の AB 間) における剛性低下の影響は小さいと考え、最終強度 (点 B) までは線形弾性で、最終強度後の耐荷力低下のみを考慮する。すなわち、Fig. 4-9 の実線で表されるような平均応力－平均ひずみ関係を拡張 Smith 法に用いる。

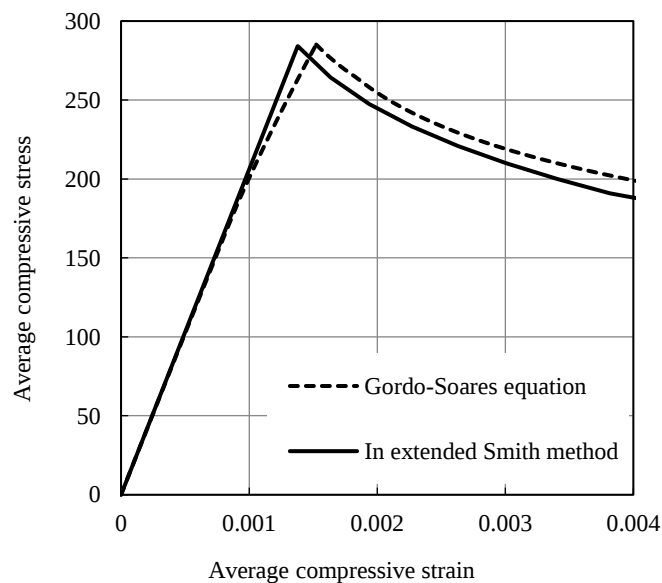


Fig. 4-9 Average compressive stress-average strain relationship used in extended Smith method.

4.4.1 船底外板・内底板の挙動

船体外板および内底板の挙動を考察するため、内・外底板要素 (Fig. 4-10 の丸印で囲まれる要素) の 2 つの剛性積分点について、平均軸応力－平均軸ひずみ関係と、その上での応力・ひずみ履歴を Fig. 4-11 に示す。(a)は船底外板 BS1, (b)は内底板 IB1 の結果である。突き上げ方向の局部荷重によって、船底外板には圧縮応力、内底板には引張応力が初めに生じる。船底外板の平均軸応力と平均軸ひずみは、Fig. 4-11 (a)の関係にしたがって変化する。一

方，内底板の平均軸応力ー平均軸ひずみ関係の履歴は，Fig. 4-11 (b)中の▲→×→●の順となっており，▲→×の間は一旦除荷が生じ，その後●まで荷重を負荷するが，当該防撓パネルの最終強度に達することなく，船底外板の崩壊のみによって縦曲げ最終強度に達している．つまり，内底板の強度が有効に機能しないまま，縦曲げ崩壊に至る．以上の結果より，拡張Smith法を用いることにより，二重底の局部曲げ変形による船底外板の縦圧縮ひずみの増加と内底板の有効性の低下がともに再現されていることが分かる．

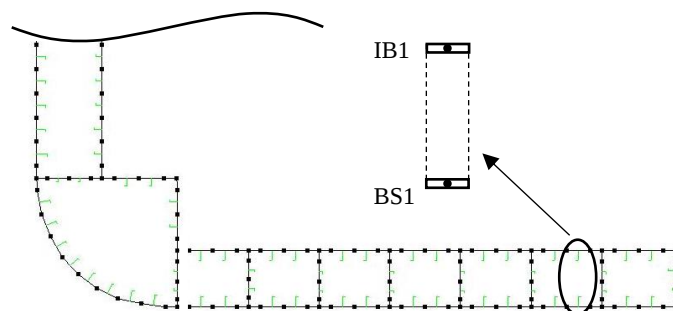
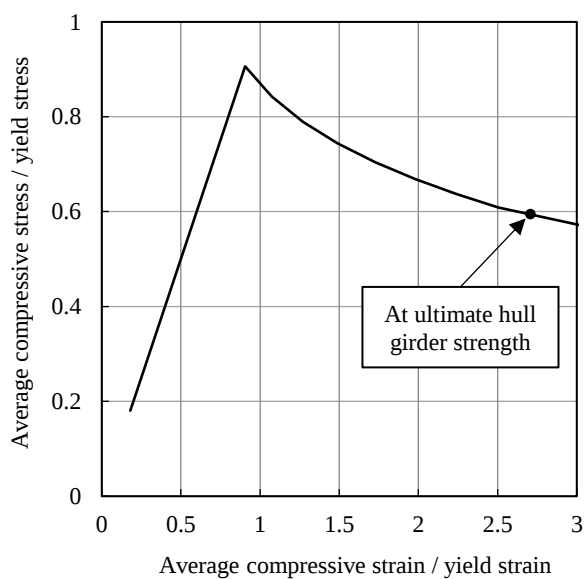
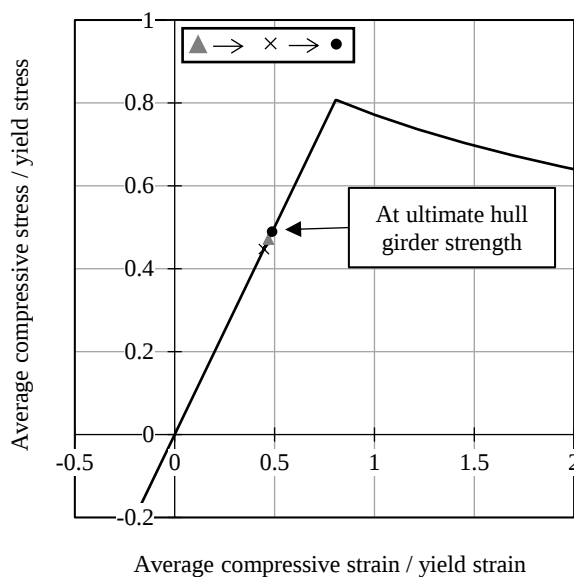


Fig. 4-10 BS1 and IB1.



(a) Bottom shell plating (BS1)



(b) Inner bottom plating (IB1)

Fig. 4-11 Average stress-average strain relationship calculated in extend Smith method.

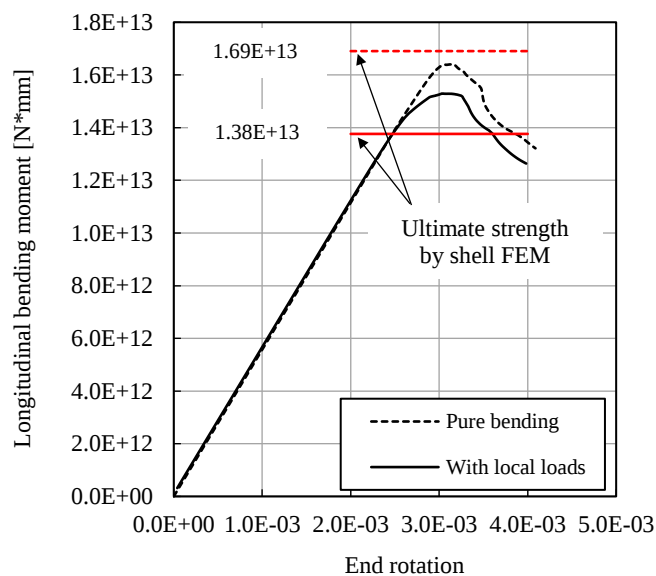


Fig. 4-12 Longitudinal bending moment-end rotation relationships estimated by extended Smith method.

4.4.2 縦曲げモーメントー回転角関係

Fig. 4-12 に拡張 Smith 法により得られた船体桁の縦曲げモーメントー端部回転角関係を示す。点線が純曲げの場合、実線が局部荷重を考慮した場合の結果である。また Fig. 4-12 には、シェル FEM 解析で得られた縦曲げ最終強度も示す。純曲げの場合は拡張 Smith 法とシ

シェル FEM で縦曲げ最終強度は良く一致している。一方、局部荷重が作用する場合、拡張 Smith 法はシェル FEM よりも縦曲げ最終強度値を高め推定している。この原因として以下の 2 つが考えられる。まず、平均軸応力-平均軸ひずみ関係に Gordo-Soares の簡易算式を用いているため、シェル FEM 解析では含まれる船幅方向圧縮影響を考慮できていない。この点については 4.4.3 項において考察する。考えられるもう 1 つの要因は、ビルジ部の取り扱いである。提案モデルでは、ビルジ部を二重底と切り離し、ビルジ部と船側部は一体となって 1 つの梁 (Fig. 4-6 (a) の梁 EF) として挙動すると仮定している。しかし、実際には二重底とビルジは連続しているため、二重底の局部曲げ変形は、ビルジ部の船底に近い箇所では影響を及ぼすと考えられる。Fig. 2-33 に示した通り、船底外板が崩壊した後の縦曲げに対する有効性の低下は、二重底の内底板だけでなくビルジ部の内底板でも発生することが確認されている。ビルジ部におけるこのような有効強度の低下が縦曲げ最終強度に及ぼす影響については、4.4.4 項において詳述する。

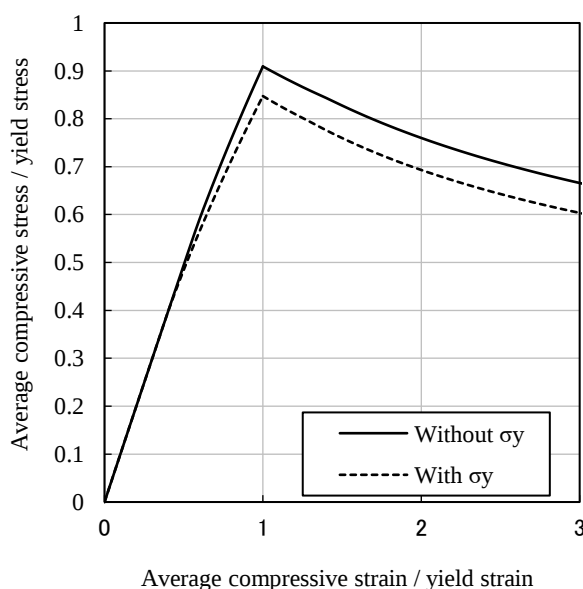


Fig. 4-13 Average stress-average strain relationship considering effect of transverse compressive stress.

4.4.3 船幅方向圧縮の影響

4.3.5 項(2)に提案した船幅方向圧縮の影響を考慮した平均軸応力-平均軸ひずみ関係を拡張 Smith 法に取り入れ、縦曲げ最終強度解析を行った。船幅方向の平均圧縮応力の推定には松井ら[49]が提案した二重底応力の簡易推定式を用いた。解析対象船では船底外板に最大で約 84.7MPa の幅方向平均圧縮応力が生じると推定された。その値を考慮して算出した平均軸応力-平均軸ひずみ関係を Fig. 4-13 に示す。幅方向圧縮応力 σ_y の影響により、防撓パネルの最終強度が約 6.8%低下している。次に、船体桁の縦曲げモーメント-端部回転角関

係を Fig. 4-14 に示す. これによると, 船幅方向圧縮を考慮したことによる縦曲げ最終強度の低下量は非常に小さい. このことから, 船底外板の船幅方向圧縮応力が, 船体桁の縦曲げ最終強度に及ぼす影響は2次的であると言える.

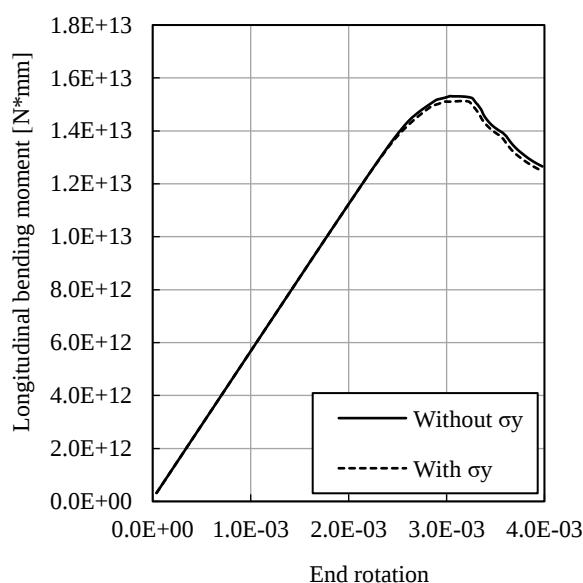


Fig. 4-14 Effect of transverse compressive stress on hull girder ultimate strength.

4.4.4 平面格子によるモデル化範囲の影響

ビルジ部における有効強度の低下が縦曲げ最終強度に及ぼす影響について考察するため, 平面格子構造に置き換える領域を Fig. 4-15 の点線で囲む範囲まで拡大する. このとき拡張 Smith 法によって得られた縦曲げモーメントー端部回転角関係を Fig. 4-16 に示す. 局部曲げ変形を考慮できる格子化範囲を拡大することによって, 有効強度が低下する範囲が広がり, 縦曲げ最終強度が大きく低下している. 拡張 Smith 法による縦曲げ最終強度の推定値はシェル FEM による結果と良く一致している. 縦曲げモーメントは Fig. 4-16 中の点 a において一度低下した後, 内力の再配分によって再び増大し, 点 b で最終強度に達している. いわゆる “double-maxima”型[34]の縦曲げモーメントー回転角関係となっている. 点 a は船底外板の崩壊が始まった直後であり, 船底外板における耐荷力の低下率が大きい. 加えて, 二重底の局部曲げ変形が急増するため, 内底板の引張ひずみが増加し, 縦曲げモーメントが低下する. しかし, 船底外板の耐荷力低下が緩やかになるにつれて, 内底板および船側部とビルジ部では再び圧縮応力が増大し, 縦曲げモーメントが再度上昇している.

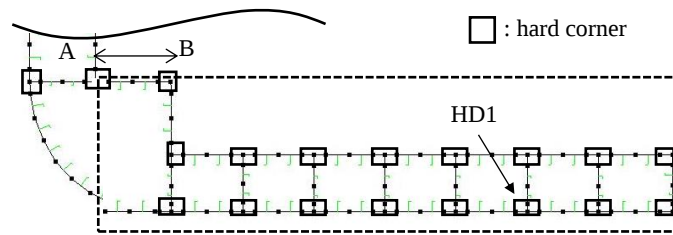


Fig. 4-15 Extension of plane grillage.

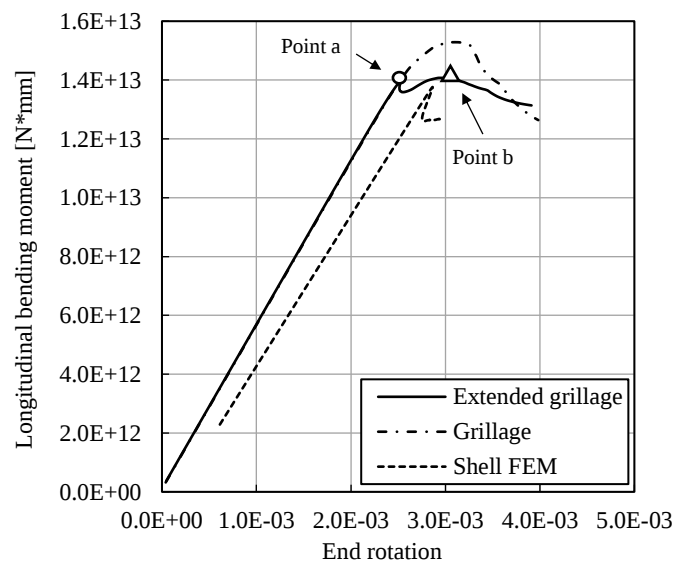


Fig. 4-16 Longitudinal bending moment-end rotation relationships when the plane grillage region is extended.

一方, Fig. 4-16 の点線は, シェル FEM 解析で得られた WBHD 間の曲げモーメントー回転角関係である. 回転角は, WBHD 位置のデッキ上の節点における回転角の差から求めている. シェル FEM から得た曲げモーメントー回転角関係の始点が拡張 Smith 法のそれと離れている. これは, 最初に船底に面外荷重のみを加えた時の回転角と曲げモーメントに対応している. 最終強度後の挙動を見ると, シェル FEM 解析では, 最初のピーク後の曲げモーメントの低下量が大きく, 内底板や船側・ビルジ部への荷重の再配分後も縦曲げモーメントがピークを上回ることにはなかった. 拡張 Smith 法より得られた, 縦曲げ最終強度時 (点 b) における崩壊部材の分布を Fig. 4-17 に示す. 図中の×印は最終強度に達した部材を示す. 崩壊は内底板やビルジ部にまで広がっており, Fig. 2-12 の縦曲げ最終強度時のシェル FEM モデルにおける相当塑性ひずみ分布と大きく異なる. これらは, 一般に Smith 法において仮定するハードコーナーの取り扱いが関係すると考えられ, 次項にて考察する.

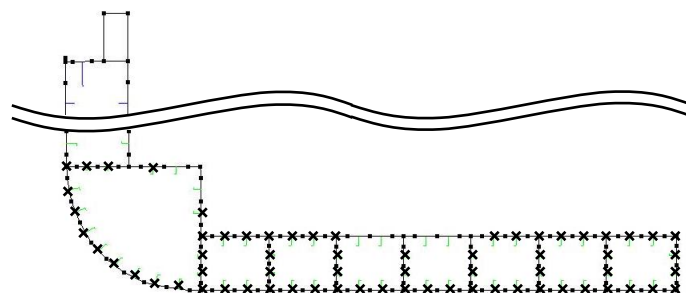


Fig. 4-17 Distribution of collapsed members at ultimate hull girder strength estimated by extended Smith method.

4.4.5 ハードコーナーの影響

Smith 法では、ガーダーと船底外板および内底板とが交差する部分 (Fig. 4-15 の実線で囲む領域) は、ハードコーナーを仮定する。ハードコーナーでは、交差する板部材の相互の変形拘束が存在し、また防撓材の全体座屈の影響が少ないため、座屈の影響は考慮せず、完全弾塑性体の応力-ひずみ関係を仮定する。しかし、実際にはハードコーナーにおいても板は座屈し、耐荷力の低下が発生している。一例として、シェル FEM 解析から取り出したハードコーナー部 (Fig. 4-15 の HD1 の船底外板部) の平均圧縮応力-平均圧縮ひずみ関係を Fig. 4-18 に実線で示す。座屈変形の増大とともに、ハードコーナー部で最終強度後の耐荷力低下が生じている。一方、3.2.3 項の(3.32)式に、長辺方向に面内圧縮を受ける場合の板の平均圧縮応力-平均ひずみ関係を示した。HD1 の船底外板部に対して(3.32)式を適用した場合の平均圧縮応力-平均圧縮ひずみ関係を Fig. 4-18 の点線に示す。シェル FEM 解析から得た平均圧縮応力-平均圧縮ひずみ関係と良い一致を示している。

(3.32)式から得られる平均圧縮応力-平均圧縮ひずみ関係をハードコーナー要素に用いて拡張 Smith 法による解析を行った。格子化の範囲は 4.4.4 項に述べた範囲と同じとする。Fig. 4-19 に縦曲げモーメント-端部回転角関係を比較する。ハードコーナーの仮定を取り去ると、船底外板の崩壊後に縦曲げモーメント耐力が急激に低下し、その後、内底板および船側・ビルジ部で再度負荷が始まっても、縦曲げモーメントの上昇はほとんど見られない。これは、Fig. 4-19 に点線で示すシェル FEM から得られた縦曲げモーメント-回転角関係の傾向と良く一致している。次に、Fig. 4-20 に拡張 Smith 法により得られた縦曲げ最終強度時における崩壊要素の分布を示す。縦曲げ最終強度時において内底板の要素は最終強度に達しておらず、シェル FEM における相当塑性ひずみの分布 (Fig. 2-12) と傾向が一致している。よって、ハードコーナー領域において最終強度後の耐荷力低下を考慮することで、拡張 Smith 法の縦曲げ崩壊挙動に対する推定精度が改善されたと言える。

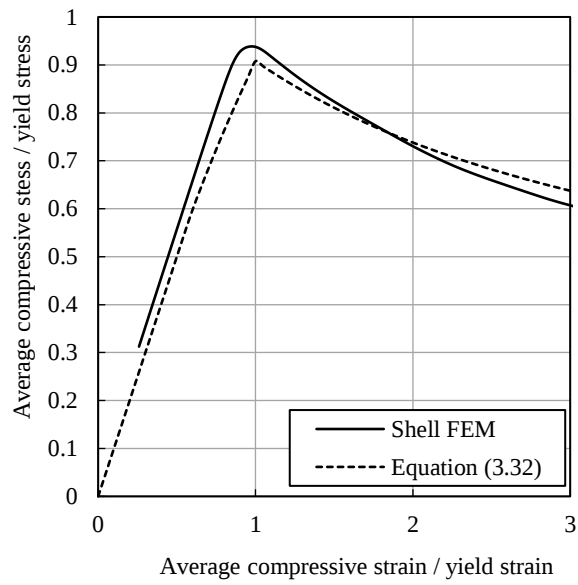


Fig. 4-18 Average stress-average strain relationship of HD1 obtained by shell FEM and equation (3.32).

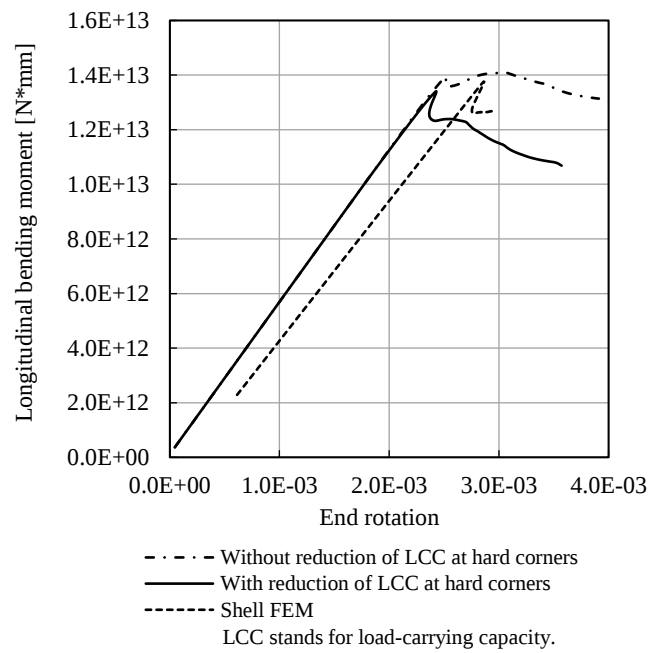


Fig. 4-19 Effect of hard corner on hull girder collapse behaviors.

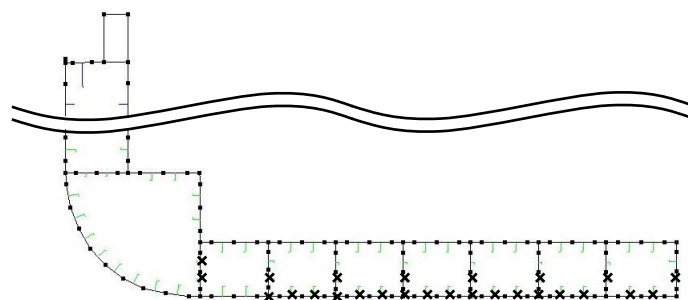


Fig. 4-20 Distribution of collapsed members at ultimate hull girder strength estimated by extended Smith method.

4.4.6 シリーズ解析による拡張 Smith 法の検証

拡張 Smith 法の適用性を検証するため、船底外板の板厚を 18mm から 24mm まで 2mm 毎に変化させて、縦曲げ最終強度解析を行う。平均軸応力-平均軸ひずみ関係には 4.3.5 項の(1)に述べたの塑性変形の局所化の影響を考慮するが、4.3.5 項の(2)に示した幅方向圧縮の影響は考慮しない。Fig. 4-21 に拡張 Smith 法およびシェル FEM によって得られた縦曲げ最終強度を比較する。局部荷重なし（純曲げ）の場合の比較結果を Fig. 4-21 (a)に示す。拡張 Smith 法を用いて、以下の 2 種類の解析を行った。

- (i) CaseA : ハードコーナーには完全弾塑性体の応力-ひずみ関係を仮定する。
- (ii) CaseB : ハードコーナーには(3.32)式の平均軸応力-平均軸ひずみ関係を用いる。

どちらの解析においても、格子化を行う範囲は拡大していない。CaseA において、拡張 Smith 法が推定する縦曲げ最終強度値はシェル FEM の結果と良く一致している。CaseB では、ハードコーナーでの耐荷力低下を考慮したことで、拡張 Smith 法は FEM よりもやや低めに位置している。これらの結果から、拡張 Smith 法の結果はシェル FEM の結果と基本的に良い相関を有するが、ハードコーナーの取り扱いによって、ここに示される程度の不確実性を有することが分かる。

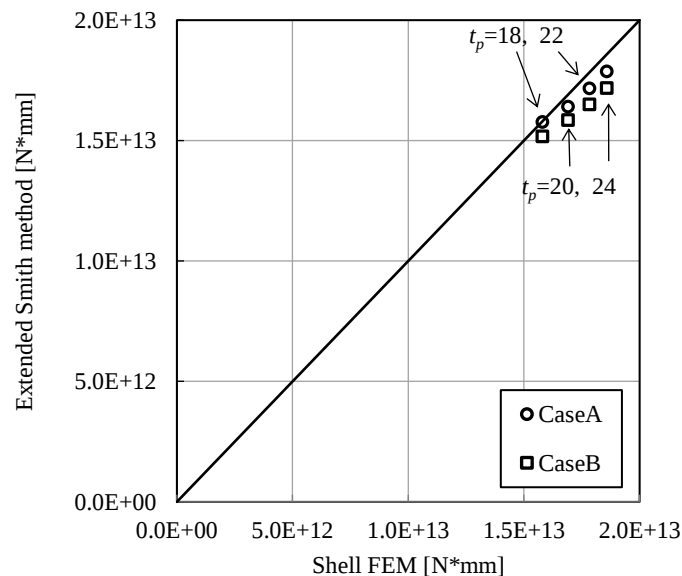
局部荷重を考慮した場合の縦曲げ最終強度の比較結果を Fig. 4-21 (b)に示す。拡張 Smith 法を用いて、以下の 3 種類の解析を行った。

- (i) Case1 : 格子化の範囲は二重底のみとし、ハードコーナーには完全弾塑性体の応力-ひずみ関係を仮定する。
- (ii) Case2 : 格子化の範囲は 4.4.4 項の通り拡張し、ハードコーナーには完全弾塑性体の応力-ひずみ関係を仮定する。
- (iii) Case3 : 格子化の範囲は 4.4.4 項の通り拡張し、ハードコーナーには(3.32)式の平均軸応力-平均軸ひずみ関係を用いる。

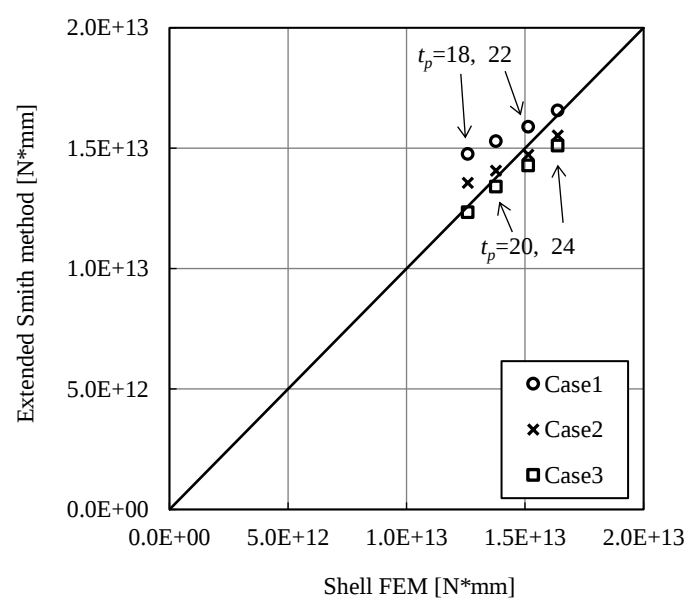
Case1 と Case2 を比較すると、ビルジ部での縦曲げに対する有効性の低下を考慮すること

により、Case2 において拡張 Smith 法の推定精度が改善されていることが分かる。ただし、板厚に対する最終強度の変化の勾配は、拡張 Smith 法とシェル FEM で異なっており、拡張 Smith 法は薄板の場合の方が相対的に高めの推定値を示す傾向が見られる。これは、薄板ほど、ハードコーナーの仮定（完全弾塑性体の応力-ひずみ関係）が成り立たなくなり、座屈による耐荷力の低下が顕著になるためと考えられる。そこで、ハードコーナーにおける耐荷力低下を考慮した Case3 の場合をシェル FEM と比較すると、全般にシェル FEM よりも低めながら、相関性が向上しており、上記の考察を裏付けていると考えられる。二重底にガーダーが密に配置され、ハードコーナーの占める割合が大きいほど、耐荷力の低下を無視することの影響は増加する。ハードコーナーの影響については、シェル FEM で仮定する初期不整量との関係を含めて、さらなる検討が必要である。また設計評価においては、この点に関する Smith 法自体のモデル不確実性に配慮しておく必要がある。

次に水圧およびコンテナ荷重の大きさを変化させて解析を行う。水圧およびコンテナ荷重の大きさは 2.4.3 項および 2.4.4 項において用いた値を用いる。ただし、拡張 Smith 法では BHD 上部にコンテナ荷重を作用させることはできない。そこで、デッキ上のコンテナ重量とホールド内のコンテナ重量を合計した値を、コンテナの隅が接地する、PBHD（ばね要素）の付け根の節点に集中荷重として与えた。なお、船底外板と内底板がガーダーと交差する位置においてハードコーナー要素は考慮せず、(3.32)式を用いて座屈・塑性による最終強度後の耐荷力低下を考慮する。格子化の範囲は 4.4.4 項の通り拡張する。Fig. 4-22 にシェル FEM と拡張 Smith 法によって求めた縦曲げ最終強度を比較する。水圧およびコンテナ荷重のいずれの場合も、拡張 Smith 法がこれらの局部荷重の影響を正確に捉え、縦曲げ最終強度を精度良く推定していることが分かる。

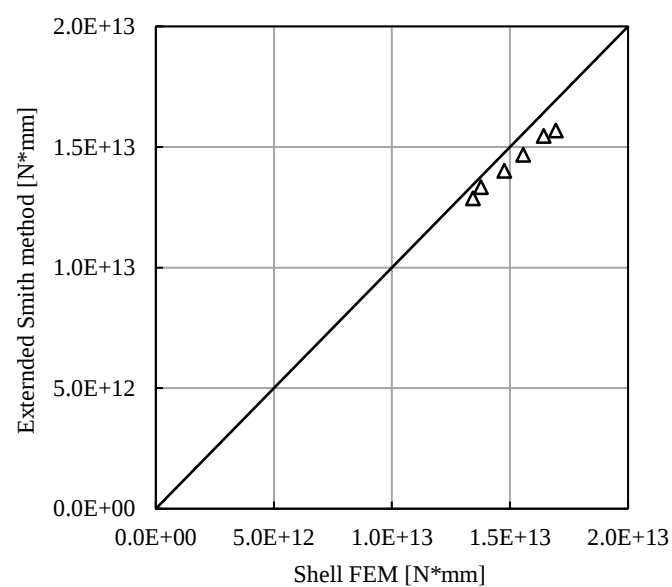


(a) Pure bending

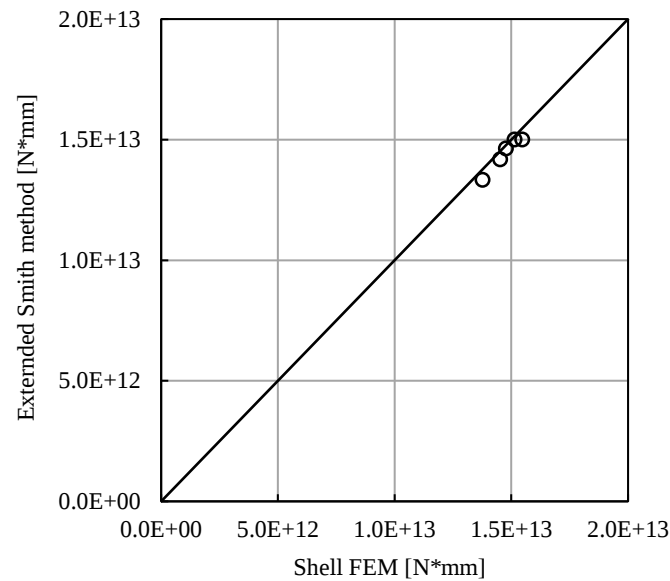


(b) With local loads

Fig. 4-21 Comparison of longitudinal bending capacity between shell FEM and extended Smith method (Effect of plate thickness of bottom shell).



(a) Effect of water pressure



(b) Effect of container load

Fig. 4-22 Comparison of longitudinal bending capacity between shell FEM and extended Smith method (Effect of bottom local load).

拡張 Smith 法における横断面の分割は調和 CSR で用いられる Smith 法の分割と全く同じである。FE/Smith 法の考え方に従い、平均軸応力-平均軸ひずみ関係の平均軸ひずみを平均塑性軸ひずみに置き換えた関係を、ひずみ硬化・軟化則として解析に取り入れ、標準的な増分型弾塑性解析を行う。拡張 Smith 法は一般に使用される弾塑性 FEM 解析ソフトによってモデル化および解析が可能であり、適当なプリポストを整備すれば船体構造設計に用いることのできる実用的なシステムとなりうる。計算時間の目安として、本研究の 8,000TEU のコンテナ船の場合、3 次元シェル FEM 解析で 2~3 日程度を要する計算が、拡張 Smith 法では 2~3 分程度であった。

4.5 結言

本章では、船底局部荷重の影響を考慮できる逐次崩壊解析法(拡張 Smith 法)を開発した。二重底を平面格子構造で、二重底以外の船側部を1つの梁で表し、それぞれを横隔壁面およびビルジ部に沿って結合したモデルを用いている。シェル要素を用いた弾塑性 FEM 解析と比べ、モデルの作成および計算に要する時間は格段に短く、船体構造設計に活用できる可能性がある。また、従来の Smith 法において仮定する平均軸応力-平均軸ひずみ関係を平均軸応力-平均塑性軸ひずみ関係に置き換え、ひずみ硬化・軟化材料を定義することで、拡張 Smith 法は汎用の弾塑性 FEM 解析ソフトで再現が可能である。以下に、本章で得られた結論を述べる。

- (1) 拡張 Smith 法は、船底局部荷重がコンテナ船のホギング状態での縦曲げ最終強度を低下させる主要因、すなわち船底外板の縦方向の圧縮ひずみの増加と船底外板崩壊後の内底板の有効性低下の影響を再現できる。
- (2) シェル FEM で得られた崩壊範囲にもとづいて、平面格子構造によるモデル化範囲を、二重底領域からビルジ部にまで拡大することで、拡張 Smith 法による縦曲げ最終強度の推定精度が向上する。
- (3) ハードコーナーの仮定(完全弾塑性体の応力-ひずみ関係)を取り去り、ハードコーナーにおいても最終強度後の耐力低下を考慮することにより、拡張 Smith 法とシェル FEM の縦曲げ最終強度の推定値の相関性が向上する。
- (4) 船底外板の板厚、水圧、コンテナ荷重をパラメータとして拡張 Smith 法による縦曲げ最終強度のシリーズ解析を行い、シェル FEM の結果と比較することで、拡張 Smith 法が高い精度で縦曲げ最終強度を推定することを明らかにした。

第5章 船底局部荷重を考慮した縦曲げ 最終強度の簡易推定法

5.1 緒言

第2章で実施したシェルFEMによる縦曲げ崩壊解析の結果から、船底外板の座屈崩壊の助長および内底板の縦曲げ強度に対する有効性の低下が、局部荷重によって縦曲げ最終強度が低下する主要因であることを示した。また、第3章と第4章を通じて、これらの挙動を考慮できる実用的な縦曲げ逐次崩壊解析手法“拡張 Smith 法”を提案し、局部荷重の作用下における船体の縦曲げ最終強度を高い精度で推定できることを示した。シェルFEMおよび拡張 Smith 法の解析結果から、局部荷重が作用する状態においてコンテナ船は船底外板が崩壊した時点で縦曲げ最終強度に達すると言える。よって、船底外板の破損強度を基準としたより簡易的な計算法により縦曲げ最終強度を推定できる可能性があると考えられる。

本章では、第2章～第4章に得た知見をもとに、局部荷重の影響を考慮できる縦曲げ最終強度の簡易推定法を提案する。Amlashi and Moan[34][35]は隔艙積みのバルクキャリアを対象に非線形FEM解析を行い、船底外板の初期破損強度に着目して、船体のホギング縦曲げモーメントと空艙部二重底の局部荷重に関する最終強度相関関係を提案している。日本海事協会は、コンテナ船の構造強度要件[16]の中で、同じく船底外板の初期破損強度に基づく縦曲げ最終強度評価法を採用している。ただし、この評価法では局部荷重により船底外板に発生する応力を用いるが、その推定にはホールドモデルの直接強度計算が必要となる。本章では、初期破損強度の考えを踏襲しつつ、局部荷重の影響を考慮したコンテナ船の縦曲げ

最終強度を，より簡便かつ陽な形で求められる推定法を提案する．提案法では，純ホギング状態における船体桁の縦曲げ最終強度 M_{uh0} ，純曲げ状態における二重底の縦曲げ最終強度 M_{udb} ，水圧およびコンテナ荷重が作用するときの二重底に生じる曲げモーメント M_{db} を用いて，局部荷重とホギングモーメントが作用する船体桁の縦曲げ最終強度を推定する． M_{uh0} ， M_{udb} ， M_{db} それぞれの推定方法を説明した後に，提案法とシェル FEM による縦曲げ最終強度の推定値を比較して，提案法の推定精度を検証する．

5.2 縦曲げ最終強度簡易推定法の開発

第 2 章～第 4 章に得た船底局部荷重の作用下のコンテナ船の縦曲げ崩壊挙動に関する知見を以下に整理する．

- (i) 船底局部荷重による二重底の曲げ変形に起因する船幅方向の圧縮応力が，船底外板の縦圧縮強度および船体桁全体の縦曲げ最終強度に及ぼす影響は小さい．
- (ii) 拡張 Smith 法によって縦曲げ最終強度が高精度に計算できるという結果が示すように，船幅方向よりも，縦方向の二重底の局部曲げ変形を考慮することが本質的に重要である．
- (iii) 縦曲げ最終強度の時点では，船底外板の座屈崩壊は C.L. からビルジ付近まで広がる．したがって船体桁の縦曲げ変形に二重底の局部的な縦曲げ変形を重ねた変形を伴って崩壊に至る．
- (iv) 二重底の局部曲げの影響を受け，内底板の有効性が低下する．WBHD 近傍の内底板で座屈が先行する場合であっても，ホールド中央に近い船底外板の崩壊が最終的に，縦曲げ崩壊の直接的な要因となる．つまり，船底局部荷重の作用下の縦曲げ最終強度は，船底外板の縦圧縮強度に支配される．
- (v) PBHD およびコンテナ重量は，船底水圧による二重底の鉛直方向の凸変形に抵抗するため，縦曲げ最終強度の低下を抑える働きをする．

以上の知見にもとづき，簡易推定法による縦曲げ最終強度の推定は以下の方針に従う．

- (ii)と(iii)より，船体の全体曲げと二重底の局部曲げを考慮した最終強度相関関係式を導く．
- (iv)より，船底外板の縦圧縮強度を基準として，縦曲げ最終強度を推定する．
- (i)より，防撓パネルの縦圧縮強度には，純縦曲げに対する強度を用いる（船幅方向圧縮の影響は考慮しない）．
- (v)より，二重底の局部曲げに対する PBHD の抵抗，WBHD の抵抗および PBHD 位置に作用するコンテナ重量の影響を陽に考慮する．

5.2.1 最終強度相関関係式

Amlashi and Moan は全体曲げと二重底曲げがともに作用する船体桁に対して，次の最終強度相関関係式[35]を提案している．

$$\frac{M_h}{M_{uh0}} + \frac{M_{db}}{M_{udb}} = 1 \quad (5.1)$$

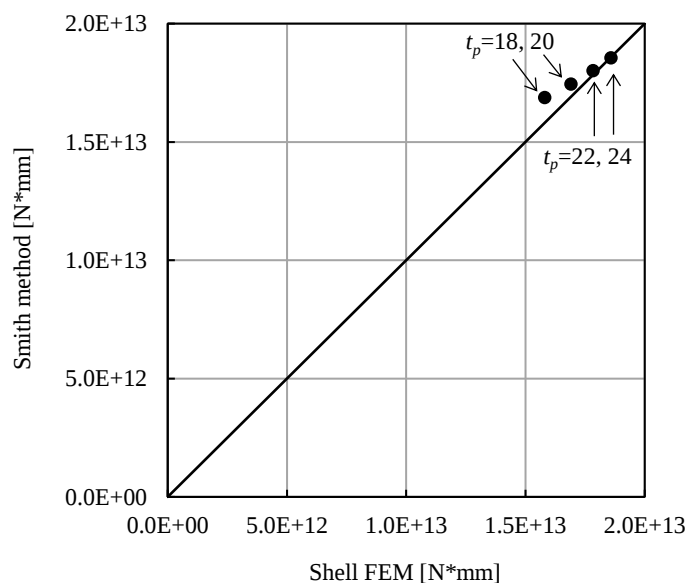
ここに， M_h は船体桁に作用する縦曲げモーメント， M_{uh0} は純曲げ下における船体桁の縦

曲げ最終強度、 M_{db} は、船底局部荷重によって二重底に作用する局部曲げモーメント、 M_{udb} は二重底単体の曲げ最終強度である。もし、 M_{uh0} と M_{udb} が、それぞれ船体桁および二重底の初期降伏モーメントであるならば、(5.1)式は全体曲げと二重底曲げが同時に作用する船体桁の初期降伏条件として線形弾性の仮定のもとに成り立つ。よって、 M_{uh0} と M_{udb} に船体桁および二重底の縦曲げ最終強度を用いるならば、(5.1)式は初期破損を基準とした最終強度相関関係式であると言える。船底外板の破損のみで縦曲げ最終強度に至るような挙動に対して、(5.1)式の適用性は高いと考えられる。Amlashi and Moan は、隔艙積みのバルクキャリアを対象に、 M_{uh0} および M_{udb} (実際には M_{udb} に相当する面外圧力で表示) を非線形 FEM 解析によって求め、(5.1)式の関係がおおよそ成り立つこと確認している。

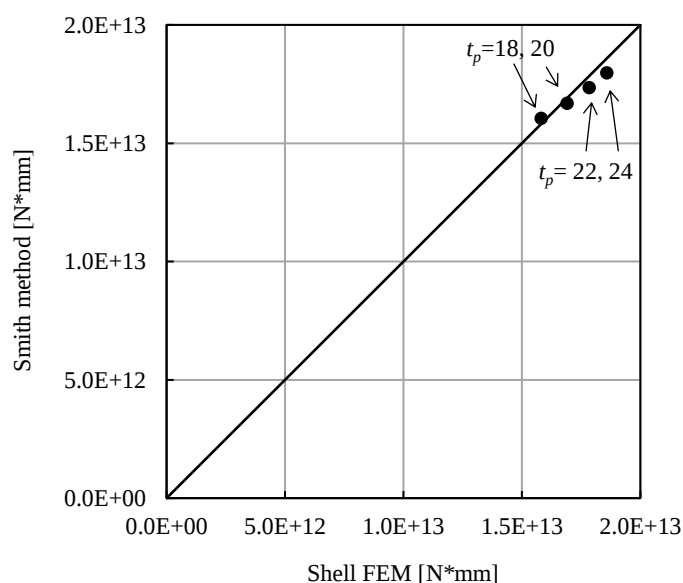
(5.1)式 of 最終強度相関関係を用いると、純曲げ下の船体桁および二重底の曲げ最終強度 M_{uh0} , M_{udb} , ならびに局部荷重によって二重底に生じる局部曲げモーメント M_{db} を求めることができる。局部荷重の影響を考慮した縦曲げ最終強度 M_{uh} ($=M_h$) を陽に求めることができる。(5.1)式を検討対象である 8,000TEU 級のコンテナ船に適用し、 M_{uh0} , M_{udb} , M_{db} をそれぞれ求め、 M_{uh} を簡便に推定することを提案する。以下、 M_{uh0} , M_{udb} , M_{db} のそれぞれの計算法を 5.2.2～5.2.4 に示す。

5.2.2 純曲げ状態での船体の縦曲げ最終強度の推定

純曲げを受ける船体桁の縦曲げ最終強度 M_{uh0} は、Smith 法によって計算する。防撓パネル要素の平均軸応力ー平均軸ひずみ関係には Gordo-Soares の簡易算式を用いる。Fig. 5-1 に、船底外板の板厚 t_p を 18mm, 20mm, 22mm, 24mm と変化させた場合の、シェル FEM および Smith 法によって推定した縦曲げ最終強度を比較する。(a)はハードコーナー要素に(3.11)式の完全弾塑性体の応力ーひずみ関係を用いた場合の結果を示す。Smith 法はシェル FEM に比べて薄板ほど高めの推定値を与えている。これは、ハードコーナー要素の仮定、つまり座屈による耐荷力低下を無視できるとする仮定が薄板ほど成り立たなくなっているためと考えられる。(b)はハードコーナー要素に(3.32)式による長辺方向に面内圧縮を受ける板要素の平均軸応力ー平均軸ひずみ関係を適用した場合の結果を示す。ハードコーナー要素において耐荷力の低下を考慮したことで、特に薄板において Smith 法の縦曲げ最終強度の推定精度が改善されている。よって、本論文では M_{uh0} を Smith 法を用いて推定するにあたり、ハードコーナー要素に(3.32)式による圧縮の耐荷力低下を考慮する。



(a) Using equation (3.11) for hard corner elements



(b) Using equation (3.32) for hard corner elements

Fig. 5-1 Comparison of longitudinal bending capacity under pure bending.

5.2.3 純曲げ状態での二重底単体の縦曲げ最終強度の推定

二重底単体の純曲げ状態（船底外板が曲げの圧縮側）を考えると，船底外板が崩壊した時点で圧縮を受け持つことのできる部材はガーダーのみとなる．よって，船底外板が崩壊した時点で一般に最終強度となる．厳密には，崩壊挙動は，船底外板とガーダーの剛性比や，船底外板の最終強度後における耐荷力低下の度合いに依存するが，検討船を含めて，現実のコ

ンテナ船の二重底の断面寸法を考えると、上述の崩壊挙動の仮定は妥当と考えられる。そこで、 M_{udb} は、二重底単体の純曲げ状態（船底外板が圧縮側）における初期破損モーメントとして計算する。

M_{udb} の計算にあたり、二重底の全断面からそれを構成する単位断面を取り出す。単位断面は Fig. 5-2 に二重線で囲む断面 C とする。断面 C はガーダーとその両隣の防撓パネル（ロンジ間隔を b とするとき、水平方向にはロンジ材からビルジ方向に距離 $b/2$ 離れた位置まで）で構成される。断面 C の中立軸まわりの断面 2 次モーメントを I_c 、船底外板から断面 C の中立軸までの高さを h_c 、断面 C に含まれる船底外板が最終強度となるとき平均圧縮応力を σ_c とすると、 M_{udb} は次のように計算される。

$$M_{udb} = \frac{I_c}{h_c} \sigma_c \quad (5.1)$$

断面 C に含まれる船底外板を Smith 法に従って防撓パネル要素および板要素に分割し、これらの要素の圧縮最終強度の面積平均として σ_c を計算する。防撓パネル要素の最終強度は Gordo-Soares の簡易算式から求める。板要素については(3.32)式を適用する。なお、以上の計算において、各要素がそれぞれの最終強度に達する前の座屈・降伏による軸剛性の低下は考慮しない。また、二重底の高さを h_{db} とすると、一般に $h_c < h_{db}/2$ であるため、外板の圧壊よりも内底板の引張降伏が先行する場合がある。提案法は船底外板における初期破損を対象とするため、内底板での引張による降伏は無視する。

ここでは二重底の単位断面として断面 C を用いているが、船によっては船底ロンジやガーダーの配置が等間隔でない場合もある。そのような船に対しては、単位断面を取り出すのではなく、二重底の全断面に対して(5.1)式を用いて M_{udb} を計算する方が良いことも考えられる。計算対象とする断面についてさらなる検討が必要であるが、本解析の対象船の二重底では縦部材が等間隔に配置されているため、単位断面 C を採用する。

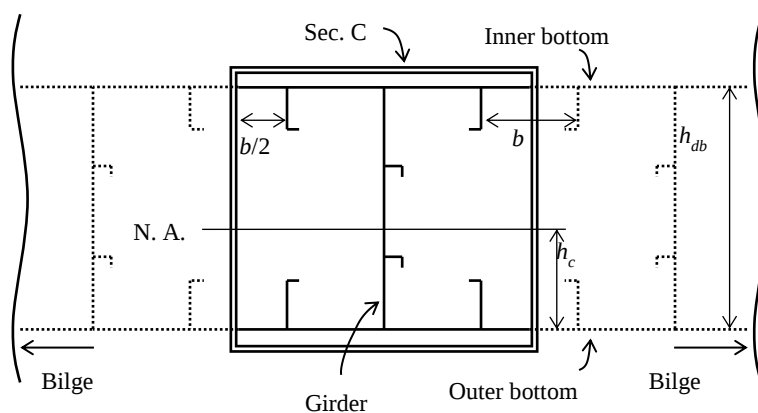


Fig. 5-2 Cross section of double bottom for calculating M_{udb} .

5.2.4 船底局部荷重により二重底に生じる局部曲げモーメントの推定

水圧およびコンテナ荷重によって二重底に生じる局部曲げモーメント M_{db} を求める。船底外板において初期破損を生じる Fig. 2-11 のような二重底の変形を考えた場合、PBHD は二重底のたわみの増加を、また WBHD は二重底のたわみ角の増加をそれぞれの位置で抑える働きをする。そこで、二重底を Fig. 5-3 のように一端がばね定数 k_p の鉛直ばね（PBHD に相当）で、他端がばね定数 k_w の回転ばね（WBHD に相当）で支持された梁と考える。梁の断面は、前項に述べた単位断面 C とする。PBHD 位置では対称条件を仮定し、たわみ角をゼロとする。水圧 q は、一様分布荷重としてベイの全長 l に渡って鉛直上向きに与え、コンテナ荷重 P_c は、PBHD 位置において鉛直下向きに集中荷重として与える。このとき、PBHD 位置で梁に作用する鉛直荷重 P_1 は、コンテナ荷重 P_c と鉛直ばねからの反力 P_k の合計となる。加えて、PBHD 位置でたわみ角を拘束するため、反力として曲げモーメント M_1 が働く。また、WBHD 位置では、回転ばねからの反力として曲げモーメント M_k が働く。

PBHD 位置から Fig. 5-3 の右方向に距離 x 離れた位置での梁のたわみとたわみ角を $w(x)$, $\theta(x)$ とし、それぞれの正の向きを鉛直下向きおよび時計回りとする。 P_1 と M_1 の正の向きを Fig. 5-3 のようにとると、PBHD 位置から距離 x 離れた位置での曲げモーメント $M(x)$ （船底外板が圧縮側となる向きを正）は、

$$M(x) = M_1 + P_1 x - \frac{q}{2} x^2 \quad (5.2)$$

となる。また、たわみ $w(x)$ と曲げモーメント $M(x)$ の間には、梁理論より

$$EI_c \frac{d^2 w(x)}{dx^2} = M(x) \quad (5.3)$$

なる関係が成り立つ。境界条件は次式となる。

$$w(l) = 0, \quad \theta(0) = 0 \quad (5.4)$$

また、鉛直ばね（PBHD に相当）と回転ばね（WBHD に相当）からの反力 P_k および M_k は、ばね定数 k_p, k_w と、それらの位置でのたわみとたわみ角 $w(0), \theta(l)$ を用いて

$$P_k = -k_p w(0), \quad M_k = M(l) = -k_w \theta(l) \quad (5.5)$$

と表すことができる。(5.2)式～(5.5)式を連立して解くと、 P_1 と M_1 は水圧 q とコンテナ荷重 P_c を用いてそれぞれ次式のように与えられる。

$$\begin{aligned}
P_1 &= \frac{12\beta + 12}{\alpha\beta + 4\alpha + 12\beta + 12} P_c + \frac{5\alpha + \alpha\beta}{\alpha\beta + 4\alpha + 12\beta + 12} \frac{ql}{2} \\
M_1 &= -\frac{2 + \beta}{1 + \beta} \frac{P_1 l}{2} + \frac{3 + \beta}{1 + \beta} \frac{ql^2}{6}
\end{aligned} \tag{5.6}$$

ここに、 α, β は次式で表される無次元の係数である．

$$\alpha = \frac{k_p l^3}{EI_c}, \quad \beta = \frac{k_w l}{EI_c} \tag{5.7}$$

(5.1)式の最終強度相関関係式に用いる M_{db} を $M(x)$ の最大値とすると、

$$M_{db} = \max[M(x)] = M_1 + \frac{P_1}{2q} \tag{5.8}$$

となる．なお、PBHD 位置での対称性を考えているため、上式の P_c および k_p には、実際のコンテナ荷重および PBHD のばね定数の半分の値を用いなければならないことに注意が必要である．

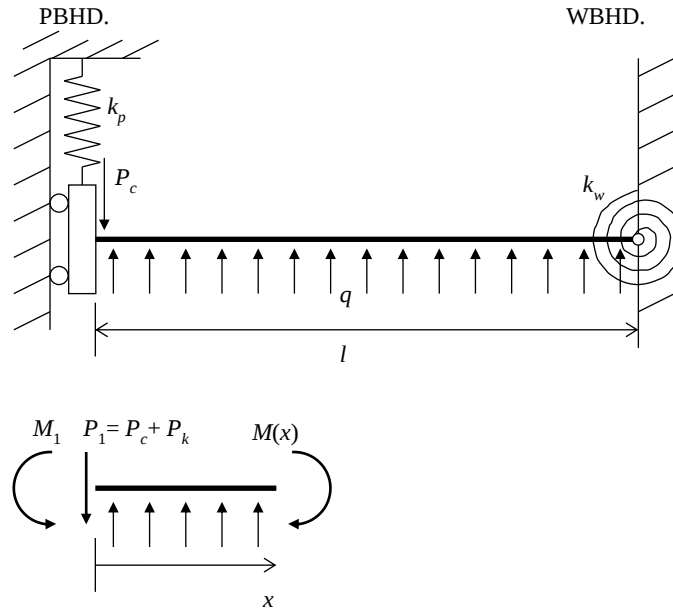


Fig. 5-3 Beam model for calculating M_{db} .

PBHD に相当する鉛直ばねのばね定数 k_p には松井らが提案するばね定数[49]を用いる．WBHD に相当する回転ばねのばね定数を求めるにあたり、WBHD を Fig. 5-4 に示すような上端で固着された梁と考える．二重底と WBHD の接合位置での角度は直角を保つとし、

WBHD は片側のホールドの二重底の変形にのみ抵抗すると仮定する．WBHD の高さ と断面 2 次モーメントをそれぞれ h_w , I_w とすると，WBHD と等価な回転ばねのばね定数 k_w は次式で表される．

$$k_w = \frac{EI_w}{h_w} \quad (5.9)$$

Fig. 5-3 に示した梁の断面は Fig. 5-2 の断面 C とした．同様に，WBHD の全断面から Fig. 5-4 右上図に示す単位断面を取り出し， I_w を計算する．この単位断面は鉛直桁とそれを挟む板で構成される．板の曲げの有効幅は断面 C の幅と同じとする．

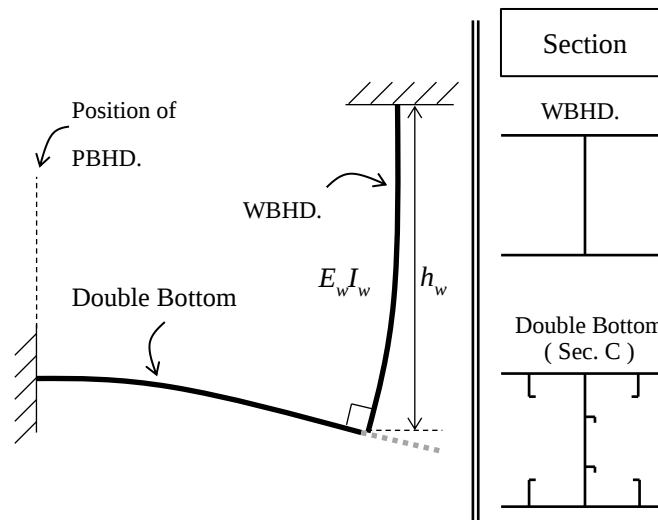


Fig. 5-4 Deformation of WBHD.

(5.6)式と(5.7)式を(5.2)式に代入して二重底に働く曲げモーメント $M(x)$ の分布を得ることができる．コンテナ荷重は与えず，喫水 13.0m 相当の水圧のみを与えた場合の $M(x)$ の分布を Fig. 5-5 に示す．点線は PBHD 位置でばねを考慮せず($k_p = 0$)，WBHD 位置ではたわみ角を拘束した($k_w = \infty$)場合の結果である．その状態から PBHD のばねのみを考慮した場合の結果を一点鎖線に，両 BHD のばねを考慮した場合の結果を実線に示す．点線と一点鎖線の分布を比較すると，PBHD のばねにより二重底のたわみが拘束されたことで，PBHD 位置および WBHD 位置に生じる曲げモーメントの大きさが減少していることが分かる．また，最大の曲げモーメントの生じる位置が PBHD 位置から x/l がおよそ 0.2 の位置にシフトしている．ただし， $x/l = 0.2$ 近傍での曲げモーメントの大きさが，WBHD 位置での曲げモーメントの大きさに比べて小さい．これは，PBHD 近傍の船底外板よりも WBHD 近傍の内底板において大きな圧縮応力が生じることを意味し，内底板での圧壊が先行する状態にある．提案法では船底外板において初期破損が生じる崩壊モードを想定して縦曲げ最終強度を推定することを方針としており，前述の結果はこれと整合しない．WBHD のばねを考慮した実

線の分布を見ると、WBHD 位置でのたわみ角の拘束が緩和されたことで、その位置で発生する曲げモーメントの大きさが減少しており、船底外板で圧壊が先行する状態となっている。PBHD 位置での鉛直ばねと WBHD 位置での回転ばねを考慮することで、(5.2)式は想定した崩壊モードに対して妥当な二重底の曲げモーメントの分布を推定していると考えられる。

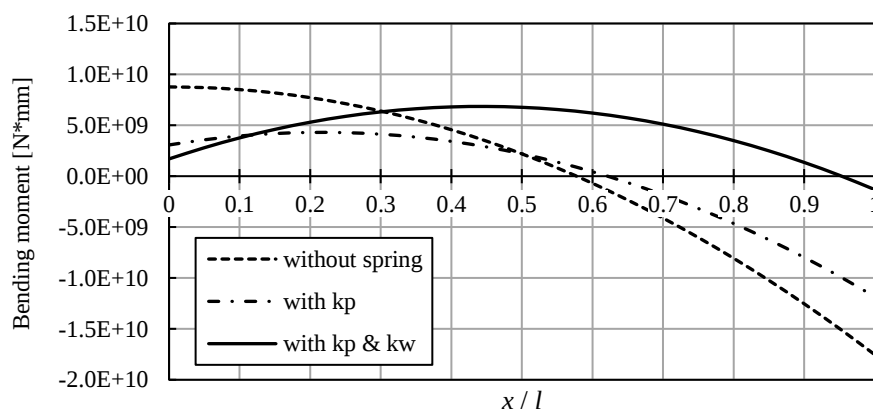


Fig. 5-5 Bending moment acting on double bottom calculated by equation (5.2)

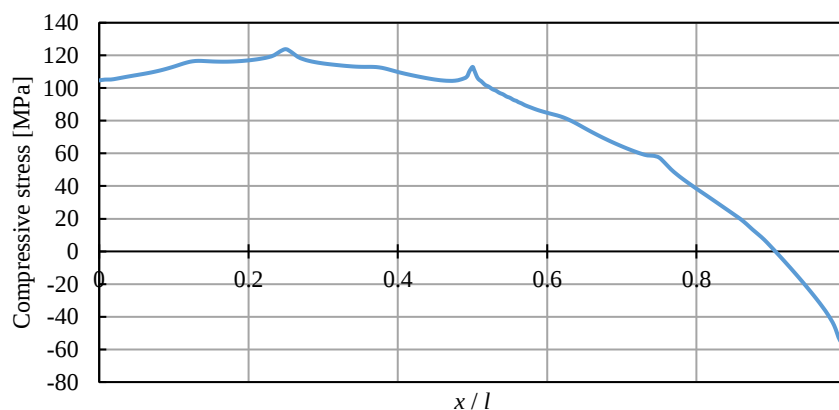


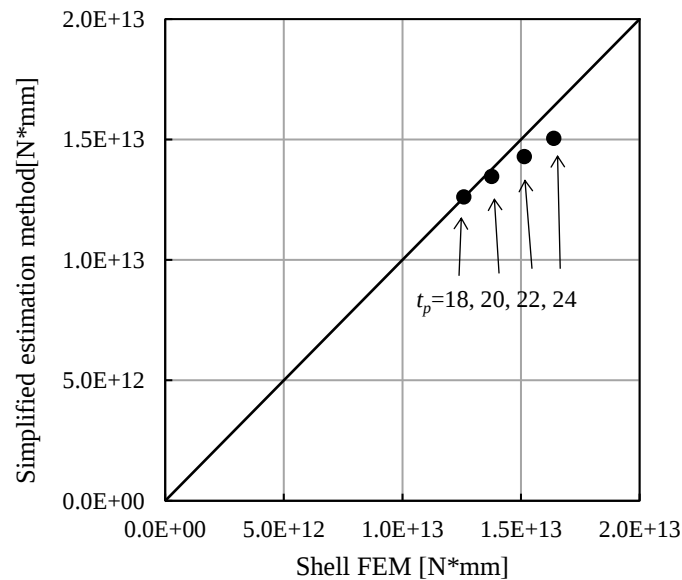
Fig. 5-6 Compressive stress distribution at the outer bottom plate along C.L. obtained from Shell FEM.

一方で、実線では最大の曲げモーメントの生じる位置が x/l が 0.4~0.5 の間に位置している。同じ局部荷重条件下での 1/2+1+1/2 ホールドモデルのシェル FEM 解析から得た C.L. に隣接する船底外板の要素で計算された圧縮応力の分布を Fig. 5-6 に示す。最大の圧縮応力は x/l が 0.2~0.3 の間に生じている。ただし、Fig. 5-6 の応力分布には局部荷重によるホールドモデルの全体曲げ変形に起因する圧縮応力が含まれることに注意が必要である。また、

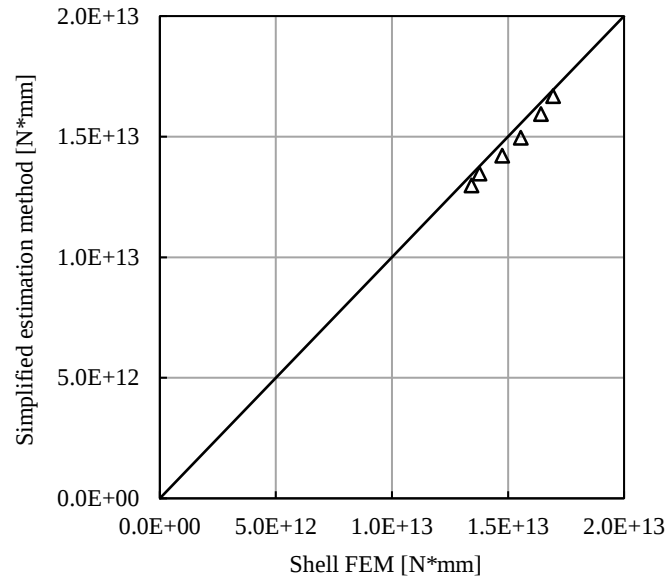
同じ局部荷重条件下の解析から得た Fig. 2-12 に示す縦曲げ最終強度時の相当塑性ひずみの分布を見ると PBHD に隣接するパネルで崩壊が生じている．つまり，初期破損の生じ位置が提案法とシェル FEM で異なる．これは， k_p の値を過大に推定している，あるいは， k_w の値を過小に推定していることが原因として考えられる．PBHD および WBHD のばね定数の推定についてさらなる検討が必要であるものの，船底外板で圧壊が先行する分布となっていることから， k_p と k_w を考慮して M_{db} の推定を行う．

5.3 縦曲げ最終強度簡易推定法の精度検証

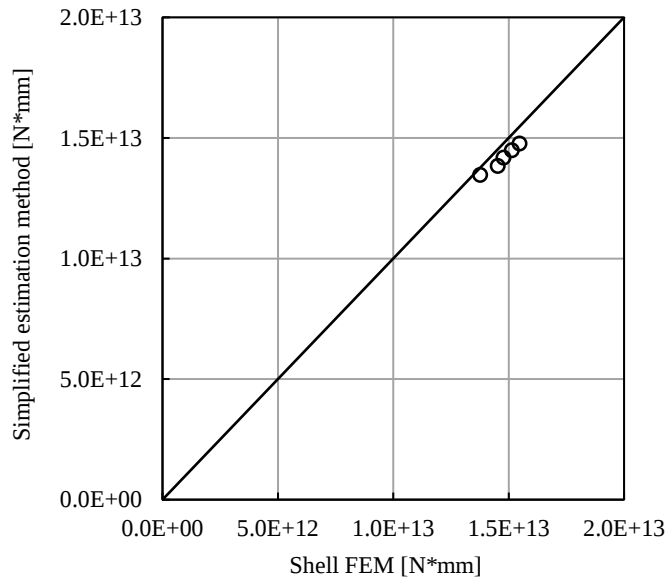
5.2.2～5.2.4 項に述べた方法により、 M_{uh0} , M_{udb} , M_{db} を求め、(5.1)式に代入することで船底局部荷重の作用下における縦曲げ最終強度 M_{uh} を推定する。Fig. 5-7 にシェル FEM と提案法によって求めた縦曲げ最終強度を比較する。Fig. 5-7 (a) は、喫水 13.0m 相当の水圧の下で、船底外板の板厚 t_p を 18mm, 20mm, 22mm, 24mm と変化させた場合の結果である。提案法は基本的に精度よく縦曲げ最終強度を推定している。ただし、厚板ほど低めの推定値を示す傾向が見られる。Fig. 5-1 に示した通り、 M_{uh0} は高い精度で推定されている。ゆえに前述の傾向は、初期破損を基準とする(5.1)式の適用性が低下していることが原因の 1 つとして考えられる。船底外板の板厚を含めて、断面寸法の縦曲げ最終強度に対する影響についてはさらなる検証が必要である。Fig. 5-7 (b)と(c)は t_p を 20mm としたうえで、水圧およびコンテナ荷重の大きさを変えた場合の解析結果である。水圧およびコンテナ荷重の大きさは 2.4.3 項および 2.4.4 項において用いた値を用いる。簡易推定法は、水圧およびコンテナ荷重の影響を正確に捉え、高い精度で船底局部荷重の作用下におけるコンテナ船の縦曲げ最終強度を推定していることが分かる。



(a) Effect of plate thickness of bottom shell



(b) Effect of water pressure



(c) Effect of container load

Fig. 5-7 Comparison of longitudinal bending capacity between shell FEM and simplified estimation method.

簡易推定法で必要となる入力データは，Smith 法で用いる船体横断面の情報の他には，ホールド長，ばね定数 k_p, k_w に関する BHD の情報，および局部荷重条件のみである．Smith 法と大差ない計算労力で，Fig. 5-7 に示す精度で陽に局部荷重作用下での縦曲げ最終強度を推定可能であり，実用的なツールであると言える．ただし，本研究では簡易推定法を 1 隻の船

にしか適用していない。横断面の形状やホールドの長さ・幅，BHD の構造などが異なる船に適用し，FEM 解析の結果と系統的に比較することで，さらなる推定精度の検証が必要である。また，提案法の推定精度は，Smith 法で求める純曲げ状態での縦曲げ最終強度の正確さに依存する。Smith 法における防撓パネルおよび板要素の平均応力－平均ひずみ関係に Gordo-Soares の簡易算式を用いているが，ハードコーナーの取り扱いを含め，適用性の検証がさらに必要と考えられる。

5.4 結言

第 2 章の 3 次元シェル FEM および第 4 章の拡張 Smith 法による縦曲げ崩壊解析から得られた知見をもとに、船底局部荷重の影響を考慮できる縦曲げ最終強度簡易推定法を提案した。提案法では船底外板の初期破損を基準とした最終強度相関関係式を用いる。提案法による縦曲げ最終強度の推定値をシェル FEM によるそれらと比較することで、提案法の縦曲げ最終強度の推定精度を検証した。以下に本章で得られた結論を述べる。

- (1) ハードコーナ一部において座屈による耐荷力の低下を考慮すると、Smith 法の純曲げ状態での縦曲げ最終強度の推定精度が向上する。
- (2) 船底外板の板厚を変更しても簡易推定法は基本的に精度よく縦曲げ最終強度を推定しているが、厚板ほど低めの推定値を示す傾向が見られる。初期破損を基準とする最終強度相関関係式の適用性が厚板の場合ほど低下していると考えられる。
- (3) 簡易推定法は水圧およびコンテナ荷重の影響を正確に捉え、高い推定精度で船底局部荷重の作用下におけるコンテナ船の縦曲げ最終強度を推定している。

第6章 総括

本論文では，コンテナ船の二重底に働く水圧やコンテナ重量などの局部荷重が船底桁の縦曲げ崩壊挙動および最終強度に及ぼす影響を明らかにした．またその崩壊挙動と最終強度を推定することのできる実用的な方法を開発した．本章では，本研究の総括を行うとともに，今後の課題について記す．

第 1 章では，縦曲げ強度が不足したことが原因と考えられる過去の船舶の折損事故例を紹介した．特に，MOL COMFORT 号の折損・沈没事故は本研究と密接に関係しているため，事故調査の概要，考えられる事故発生シナリオ，関連する船舶の構造規則の動向を述べた．また，縦曲げ最終強度の簡易解析法および船底局部荷重の影響を考慮した縦曲げ最終強度に関する先行研究について記した．簡易解析法に関する先行研究として，Smith が提案した純曲げ状態の船体の逐次崩壊解析法（Smith 法）と，Smith 法の拡張例を紹介した．また，船底局部荷重の影響を考慮した縦曲げ最終強度に関する先行研究の多くは，隔艙積み付け状態のバルクキャリアに対して行われた研究であり，コンテナ船に対する研究は不足していることを述べた．これらの研究の背景を踏まえ，本論文の目的を，船底局部荷重とホギングモーメントが作用する複合荷重状態でのコンテナ船の崩壊挙動の解明，ならびに船底局部荷重の影響を考慮できる実用的な縦曲げ最終強度解析法の開発とした．

第 2 章では 8,000TEU 級のコンテナ船の $1/2+1+1/2$ ホールドモデルを対象に非線形 FEM 解析による縦曲げ崩壊解析を行い，船底局部荷重が縦曲げ崩壊挙動および最終強度に及ぼす影響を調べた． $1/2+1+1/2$ ホールドモデルに与える変位境界条件として，前後端の断面を剛とし，その位置でモデルを単純支持する場合（BC1）と前後端の断面において変形に対

称条件を課す場合（BC2）を考慮した。これらの解析を通して、以下の知見が得られた。

- (1) $1/2+1+1/2$ ホールドモデル変位境界条件を BC1 とする場合、PBHD 近傍の船底外板の圧壊が縦曲げ崩壊に至る直接的な原因となる。
- (2) $1/2+1+1/2$ ホールドモデル変位境界条件を BC2 とする場合、中央ホールド、の WBHD 近傍の内底板で崩壊が先行するが、その後が生じる PBHD により近い船底外板での圧壊を直接的な要因として縦曲げ崩壊に至る。
- (3) 内底板で座屈・降伏が先行する場合であっても船底外板の圧壊を主要因として縦曲げ最終強度に達するため、船底外板において初期破損が生じるような局部荷重条件および変位境界条件下、すなわち BC1 で縦曲げ最終強度を評価するべきである。
- (4) 船底局部荷重により縦曲げ最終強度の低下が生じる要因は大きく 2 つある。1 つは、二重底の局部曲げ変形により船底外板に付加される縦圧縮力である。いま 1 つは、船底外板の崩壊後に二重底の局部曲げ変形が急増し、局部曲げの引張側に位置する内底板の縦曲げ強度に対する有効性が低下することである。
- (5) 縦曲げ崩壊において船底外板での二軸圧縮応力が、二軸圧縮の応力比を一定として求めた防撓パネル単体の最終強度相関関係に、幅方向圧縮応力が支配的な状態で達した後も、縦圧縮変形の増加とともに縦圧縮応力は増加する。このため、縦曲げ崩壊挙動において防撓パネルの縦圧縮最終強度に及ぼす船幅方向圧縮応力の影響は小さいと考えられる。

第 3 章では縦曲げ逐次崩壊解析法である Smith 法の基礎式および解析手順について説明を行った。その後、Smith 法と等価な縦曲げ逐次崩壊解析を梁有限要素によって行う、FE/Smith 法についての詳細を述べた。そして、簡単な薄肉防撓断面を対象に Smith 法および FE/Smith 法により縦曲げ逐次崩壊解析を行い、両手法による結果を比較した。さらに、Smith 法および FE/Smith 法を 8,000TEU 級のコンテナ船の縦曲げ逐次崩壊解析に適用し、得られた縦曲げ最終強度をシェル FEM から得られたそれと比較した。これらの比較を通じて、次の結果が得られた。

- (1) Smith 法および FE/Smith 法による簡単な薄肉防撓断面の縦曲げ逐次崩壊解析から得られた縦曲げモーメントー曲率関係は互いに完全に一致しており、Smith 法と FE/Smith 法の等価性が示された。
- (2) Smith 法（FE/Smith 法）が推定する縦曲げ最終強度がシェル FEM によるそれよりも大きい。これは Smith 法に用いるハードコーナー要素において座屈による圧縮耐荷力の低下が考慮されていないためと考えらる。

また、FE/Smith 法による解析の拡張例として、捩りの影響を考慮した縦曲げ逐次崩壊解析の結果を示した。Smith 法と等価な逐次崩壊解析を梁有限要素によって行うことの最大の利点は、梁有限要素を連結することで純曲げ状態だけでなく様々な解析条件において船体の逐次崩壊解析を実施できることである。FE/Smith 法は第 4 章の拡張 Smith 法（局部荷重の影

響を考慮できる縦曲げ逐次解析法)の基礎となる。

第4章では、船底局部荷重の影響を考慮できる逐次崩壊解析法である拡張 Smith 法を開発した。拡張 Smith 法では、二重底を平面格子構造で、二重底以外の船側部を1つの梁で表し、それぞれを横隔壁面およびビルジ部に沿って結合したモデルを用いていた。二重底の局部曲げ変形を考慮できるように二重底に変形の自由度を与えたことが拡張 Smith 法のモデル化の本質である。また、シェル要素を用いた弾塑性 FEM 解析と比べ、モデルの作成および計算に要する時間を格段に短縮することが出来た。第4章において得られた結論は以下の通りである。

- (1) 拡張 Smith 法は、局部荷重がコンテナ船のホギング縦曲げ最終強度を低下させる主要因、すなわち船底外板の縦方向の圧縮ひずみの増加と船底外板崩壊後の内底板の有効性低下の影響を再現できる。
- (2) 平面格子構造によるモデル化範囲を、二重底領域からビルジ部にまで拡大することで、拡張 Smith 法による縦曲げ最終強度の推定精度が向上する。
- (3) ハードコーナーの仮定(完全弾塑性体の応力-ひずみ関係)を取り去り、ハードコーナーにおいても最終強度後の耐力低下を考慮することにより、拡張 Smith 法とシェル FEM の縦曲げ最終強度の推定値の相関性が向上する。
- (4) 船底外板の板厚、水圧、コンテナ荷重をパラメータとして拡張 Smith 法による縦曲げ最終強度のシリーズ解析を行い、シェル FEM の結果と比較することで、拡張 Smith 法が高い精度で縦曲げ最終強度を推定することを明らかにした。

第5章では、第2章で実施したシェル FEM 解析および第4章で実施した拡張 Smith 法による解析から得られた知見に基づき、船底局部荷重の影響を考慮できる縦曲げ最終強度の簡易推定法を開発した。簡易推定法では船底外板の初期破損を基準とした最終強度相関関係式を用いる。シェル FEM 解析の結果と比較することで、提案法の縦曲げ最終強度の推定精度を検証した。得られた結論は以下の通りである。

- (1) ハードコーナー部において座屈による耐荷力の低下を考慮すると、Smith 法の純曲げ状態での縦曲げ最終強度の推定精度が向上する。
- (2) 船底外板の板厚を変更しても簡易推定法は基本的に精度よく縦曲げ最終強度を推定しているが、厚板ほど低めの推定値を示す傾向が見られる。初期破損を基準とする最終強度相関関係式の適用性が厚板の場合ほど低下していると考えられる。
- (3) 簡易推定法は水圧およびコンテナ荷重の影響を正確に捉え、高い推定精度で船底局部荷重の作用下におけるコンテナ船の縦曲げ最終強度を推定している。

第2章では、8,000TEU 級のコンテナ船を対象としたシェル FEM 解析により、局部荷重が船底桁の縦曲げ崩壊挙動および最終強度に及ぼす影響を明らかにした。そして、第3章から

4章にかけて船底局部荷重の影響を考慮できる縦曲げ逐次崩壊解析法である拡張 Smith 法を開発し、第 5 章において局部荷重とホギングモーメントが働く船体の縦曲げ最終強度を簡易的に推定する方法を開発した。これらにより、本論文の目的は概ね達成されたことになる。しかしながら、すべての解析は 1 隻の 8,000TEU 級のコンテナ船を対象に行ったのみであり、拡張 Smith 法および縦曲げ最終強度の簡易推定法の検証が十分であるとは言えない。今後は、横断面の形状やホールドの長さ・幅、BHD の構造などが異なる船、具体的には 8,000TEU 級よりも大型な 10,000~20,000TEU 級のコンテナ船を対象に解析を行い、拡張 Smith 法および簡易推定法のさらなる精度検証を行う。

拡張 Smith 法は縦曲げ逐次崩壊解析法であり、縦曲げ最終強度だけでなく後最終強度挙動を追跡できる。また、その適用範囲について明確にする必要はあるものの、隔艙積み付け状態のバルクキャリアなど構造様式・荷重条件の異なる場合の縦曲げ逐次崩壊解析に適用できる可能性がある。一方、簡易推定法の利点は、局部荷重の影響を考慮した縦曲げ最終強度を Smith 法とほとんど変わらない労力で陽に求められることである。上述の検証を行い簡易推定法の高い精度が示されれば、局部荷重の作用下における船体桁の縦曲げ最終強度の評価には、より労力を必要としない簡易推定法を用いるべきと考える。しかし、簡易推定法は仮定した荷重条件における横断面の最終強度を求めるための方法であり、適用可能な構造様式・荷重条件は限定される。

FE/Smith 法および拡張 Smith 法の今後の新たな展開として、船体全体を梁有限要素でモデル化し、これを運動・荷重計算と一体化して解析することにより、ホイッピング影響および局部荷重影響を考慮した船体の波浪中動的崩壊解析を実施する。この解析を通じて初めて海象・荷重条件および波浪・運航条件と船体の崩壊挙動の関係が明確化できると考えられる。並行して詳細な 3 次元モデルに対して FEM と CFD (Computational Fluid Dynamics) による強非線形流体構造連成解析を行い、前述の実用法の適用性を明らかにする。また、縦曲げモーメントと二重底の局部曲げモーメントとの同時性を考慮した適切な荷重モデルを準備し、第 5 章に提案した最終強度相関関係式を破損関数として、縦曲げ最終強度の信頼性解析へと展開する。この信頼性解析により、船底局部荷重と縦曲げモーメントが作用するコンテナ船の破損確率に対する、支配因子を明らかにする。

謝辞

本研究は、大阪大学大学院工学研究科 教授 藤久保昌彦 博士のご指導のもとに行われたものであります。研究の計画から実施、結果の考察まで、ひとかたならぬご指導とご鞭撻を頂戴いたしました。博士前期課程修了後に民間の造船会社に勤めていた私に、大学に戻って再び学術研究（本研究）に携わるきっかけを与えてくださり、その研究を博士学位論文として仕上げるに至るまでご助力頂いた藤久保昌彦 博士に、まずは厚くお礼を申し上げます。

また、本論文の審査にあたり、大阪大学大学院工学研究科 教授 大沢直樹 博士、同准教授 飯島一博 博士、九州大学大学院工学研究院 教授 吉川孝男 博士には貴重なコメントと討論を頂き、本論文の質の向上にご助力を頂きました。心より感謝を申し上げます。

2013 年 6 月に発生した大型コンテナ船 MOL COMFORT 号の折損・沈没事故は本研究を始めるに至った背景の 1 つであり、これを契機に 2014 年に実施した日本海事協会ならびに海上技術安全研究所との共同研究が本研究のベースにあります。特に、日本海事協会 竹村健太郎 氏ならびに海上技術安全研究所 松井貞興 氏とは各機関の若手実務者として親交を深めつつ遠慮のない議論を交えることができ、本研究の方向性を決定するに大きく影響しました。深く謝意を表します。

また、本研究に関連して日本船舶海洋工学会論文集に発表した論文（船底局部荷重を考慮した縦曲げ最終強度解析に関する研究 ー第 1 報：非線形有限要素法による解析ー）に対して、大阪大学名誉教授 矢尾哲也 博士、横浜国立大学名誉教授 角洋一 博士、海上技術安全研究所 田中義照 博士、日本海事協会 石橋公也 博士には紙面での討論を頂きました。ここに感謝の意を申し上げます。

本研究は以上の方々を含め、船舶海洋工学部門の教職員・事務職員の皆様、船舶構造強度学領域の学生諸君の協力を得て成しえたものであり、本論文を終えるにあたり、重ねて深く感謝の意を表します。

参考文献

- [1] I. Watanabe and H. Ohtsubo: Analysis of the accident of the MV Nakhodka. Part 1. Estimation of wave loads, Journal of Marine Science and Technology (JMST), Vol. 3, pp. 171-180, 1998.
- [2] T. Yao, Y. Sumi, H. Takemoto, H. Sueoka and H. Ohtsubo: Analysis of the accident of the MV Nakhodka. Part 2. Estimation of structural strength, Journal of Marine Science and Technology (JMST), Vol. 3, pp. 181-193, 1998.
- [3] Malta Maritime Authority: Report of the investigation into loss of the motor tanker ERIKA on Sunday 12 December 1999, 2000.
- [4] Bahamas Maritime Authority, Report of the investigation into the loss of the Bahamian registered tanker “Prestige” off the northwest coast of Spain on 19th November 2002, 2002.
- [5] gCaptain, “<http://gcaptain.com/decade-later-total-loses-mv-erika-oil-spill-battl/>”, [Online]
- [6] International Associate of Classification Society: Common structural rules for bulk carriers, 2005.
- [7] International Associate of Classification Society: Common structural rules for double hull oil tankers, 2005.
- [8] Maritime Accident Investigation Branch: Report on the investigation of the structural failure of MSC Napoli English Cannel on 18 January 2007, 2008.
- [9] 国土交通省海事局：コンテナ運搬船安全対策検討委員会中間報告書，2013.
- [10] 日本海事協会：大型コンテナ船安全検討会報告書，2014.
- [11] 国土交通省海事局：コンテナ運搬船安全対策検討委員会最終報告書，2015.
- [12] International Associate of Classification Society: Common structural rules for bulk carriers and oil tankers, 2014.
- [13] C. S. Smith: Influence of local compressive failure on ultimate longitudinal strength of a ship’s hull, Proceedings of International Symposium on Practical Design in Shipbuilding (PRADS), Tokyo, Japan, pp. 73-79, 1977.
- [14] International Associate of Classification Society: UR S11A, Longitudinal strength standard for container ships, 2015.

- [15] 日本海事協会：鋼船規則・同検査要領 A 編，総則.
- [16] 日本海事協会：鋼船規則・同検査要領 C 編，船体構造及び船体艤装.
- [17] K. Iijima, K. Kimura, W. Xu and M. Fujikubo: Hydro-elastoplasticity approach to predicting the post-ultimate strength behavior of a ship's hull girder in waves, *Journal of Marine Science and Technology (JMST)*, Vol. 16, pp.379-389, 2011.
- [18] 堤誠一郎，植田一史，R. Fincato，藤久保昌彦：鋼板の繰返し座屈挙動に対する材料軟化の影響に関する基礎的検討，*日本船舶海洋工学会講演会論文集*，Vol. 21，2015.
- [19] 矢尾哲也：船体構造の縦曲げ強度に関する研究の歴史と現状－主として船体梁の縦曲げ最終強度に関連して－，*西部造船会会報*，第 91 号，pp. 221-252，1996.
- [20] 日本船舶海洋工学会：日本船舶海洋工学会関西支部講習会「ここをもっと知りたい CSR 最終強度」，2010.
- [21] T. Yao: Assessment of ultimate hull girder strength – past, present and future –, *Proceedings of 28th Asia Pacific Technical Exchange and Advisory Meeting on Marine Structures (TEAM)*, pp 1-18, 2014.
- [22] J. B. Caldwell: Ultimate longitudinal strength, *Transaction of Royal Institution of Naval Architects (RINA)*, Vol. 107, pp. 411-430, 1965.
- [23] 西原誠一郎：防撓矩形板の最終強度解析（第 4 報）－船体崩壊モーメントについて－，*日本造船学会論文集*，第 154 号，pp. 367-375，1983.
- [24] 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.
- [25] J. K. Paik and A. E. Mansour: A simple formulation for predicting the ultimate strength of ships, *Journal of Marine Science and Technology (JMST)*, Vol. 1, pp. 52-62, 1995.
- [26] J. M. Gordo and C. G. Soares: Approximate load shortening curves for stiffened plates under uniaxial compression, *Proceedings of the 5th International Symposium on Integrity of Offshore Structures*, Glasgow, UK., pp.189-211, 1993.
- [27] T. Yao and P. I. Nikolov: Progressive collapse analysis of a ship's hull under longitudinal bending, *Journal of the Society of Naval Architects of Japan*, Vol. 170, pp.449-461, 1991.
- [28] T. Yao and P. I. Nikolov: Progressive collapse analysis of a ship's hull under longitudinal bending (2nd report), *Journal of the Society of Naval Architects of Japan*, Vol. 172, pp.437-446, 1992.

- [29] M. Fujikubo, M. Z. M. Alie, K. Takemura, K. Iijima and S. Oka: Residual hull girder strength of asymmetrically damaged ships – Influence of rotation of neutral axis due to damages –, Journal of the Japan Society of Naval Architects and Ocean Engineers, Vol. 16, pp. 131-140, 2012.
- [30] 藤公博, 吉川孝男 : 健全時および損傷後の船体縦曲げ最終強度に関する一研究, 日本船舶海洋工学会論文集, 第 22 号, pp. 137-150, 2015.
- [31] S. Tanaka, Z. Pei, S. Okada, S. Okazawa, M. Fujikubo, T. Yao: Simple method to evaluate ultimate hull girder strength of bulk carrier under alternate heavy loading condition, Proceedings of 27th Asia-Pacific Technical Exchange and Advisory Meeting on Marine Structures (TEAM), pp. 242-248, 2013.
- [32] 寺沢一雄 : 船体構造力学, 海文堂, pp. 50-60, 1975.
- [33] T.K. Østvold, E. Steen and G. Holtmark: Nonlinear strength analyses of a bulk carrier – A case study, Proceedings of 9th International Symposium on Practical Design of Ships and Other Floating Structures (PRADS), Lubeck-Travemunde, Germany, pp. 252-260, 2004.
- [34] H.K.K. Amlashi and T. Moan: Ultimate strength analysis of a bulk carrier hull girder under alternate hold loading condition –A case study Part1: Nonlinear finite element modeling and ultimate hull girder capacity, Marine Structures, Vol. 21, pp.327-352, 2008.
- [35] H.K.K. Amlashi and T. Moan: Ultimate strength analysis of a bulk carrier hull girder under alternate hold loading condition, Part2: Stress distribution in the double bottom and simplified approaches, Marine Structures, Vol. 22, pp.522-544, 2009.
- [36] J. Kippenes, G. Notaro, H.K.K. Amlashi and E. Steen: Ultimate strength of cape-size bulk carrier under alternate hold loading, Proceedings of 11th International Symposium on Practical Design of Ships and Other Floating Structures (PRADS), Rio de Janeiro, Brazil, pp. 1114-1122, 2010.
- [37] Z. Shu and T. Moan: Reliability analysis of a bulk carrier in ultimate limit state under combined global and local loads in the hogging and alternate hold loading condition, Marine Structures, Vol. 24, pp.1-22, 2011.
- [38] Z. Shu and T. Moan: Ultimate hull girder strength of a bulk carrier under combined global and local loads in the hogging and alternate hold loading condition using nonlinear finite element analysis, Journal of Marine Science and Technology (JMST), Vol. 17, pp. 94-113, 2012.

- [39] I. Darie, J. Roerup and V. Wolf: ultimate strength of a cape size bulk carrier under combined global and local loads, Proceedings of 12th International Symposium on Practical Design of Ships and Other Floating Structures (PRADS), Changwon, Korea, pp. 1173-1180, 2013
- [40] Z. Pei, K. Iijima, M. Fujikubo, S. Tanaka, S. Okazawa and T. Yao: Collapse behavior of ship hull girder of bulk carrier under alternate heavy loading condition, Proceedings of 22nd International Offshore and Polar Engineering Conference (ISOPE), Busan, Korea, pp. 839-846, 2012.
- [41] T. Matsumoto, T. Shigemi, M. Kidogawa, K. Ishibashi and K. Sugimoto: Examination of effect of lateral loads on the hull girder ultimate strength of large container ships, Proceedings of the ASME2016 35th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering, Busan, Korea, CD-ROM, 2016.
- [42] C.S. Smith, P.C. Davidson, J.C. Chapman and P.J. Dowling: Strength and stiffness of ships plating under in-plane compression and torsion, Transaction of Royal Institution of Naval Architects (RINA), Vol. 130, pp. 277-296, 1988.
- [43] 日本海事協会：コンテナ運搬船の構造強度に関するガイドライン（改訂版），2011.
- [44] M. Fujikubo, A. Tatsumi, K. Iijima, H. Ogawa, T. Takami: Boundary condition for buckling/plastic collapse analysis of continuous stiffened panel under combined thrust and inplane shear, Proceedings of the 7th International Conference on Thin-Walled Structures (ICTWS), Busan, Korea, CD-ROM, 2014.
- [45] J.M. Frankland: The strength of ship plating under edge compression, U.S. Experiment Model Basin, Report 469, 1940.
- [46] D. Faulkner: A review of effective plating for use in the analysis of stiffened plating in bending and compression: Journal of Ship Research, Vol 19, No. 1, pp. 1-17, 1975.
- [47] MSC Software Corporation: Marc 2014.1 User Documentation, Volume B (Element Library), pp.422-426, 2015
- [48] MSC Software Corporation: Marc 2014.1 User Documentation, Volume A (Theory and User Information), pp.68-73, 2015
- [49] S. Matsui, C. Murakami, T. Arima and M. Fujikubo: Simplified estimation of stress distribution of double bottom structure of container ship under local loads, Proceedings of the 26th International Ocean and Polar Engineering Conference (ISOPE), Rhodes, Greece, 2016.

- [50] 藤久保昌彦, 矢尾哲也, 和田優: 超大型浮体の全体構造解析のための構造モデル化に関する研究, 日本造船学会論文集, 第 182 号, pp.399-406, 1997.

関連した論文発表

- 1) 辰巳晃, 藤久保昌彦: 船底局部荷重を考慮したコンテナ船の縦曲げ最終強度解析に関する研究－第 1 報: 非線形有限要素法による解析－, 日本船舶海洋工学会論文集, 第 24 号, 2016.
- 2) 辰巳晃, 藤久保昌彦, 松井貞興: 船底局部荷重を考慮したコンテナ船の縦曲げ最終強度解析に関する研究－第 2 報: 実用的逐次崩壊解析法の開発－, 日本船舶海洋工学会論文集, 第 24 号, 2016.
- 3) **A. Tatsumi** and M. Fujikubo: Finite element analysis of longitudinal bending collapse of container ship considering bottom local loads, Proceedings of the ASME 2016 35th International Conference on Ocean, Offshore, and Arctic Engineering (OMAE), Busan, Korea, CD-ROM, 2016.
- 4) H. Ogawa, T. Takami, **A. Tatsumi**, Y. Tanaka, S. Hirakawa, M. Fujikubo: Buckling/ultimate strength evaluation for continuous stiffened panel under combined shear and thrust, Proceedings of the ASME 2016 35th International Conference on Ocean, Offshore, and Arctic Engineering (OMAE), Busan, Korea, CD-ROM, 2016.
- 5) Y. Tanaka, H. Ogawa, **A. Tatsumi**, M. Fujikubo: Analysis method of ultimate hull girder strength under combined loads, Ships and Offshore Structures, Vol. 10, No. 5, pp. 587-598, 2015.
- 6) T. Takami, H. Ogawa, T. Miyata, T. Ando, **A. Tatsumi**, S. Hirakawa, Y. Tanaka, M. Fujikubo: Study on buckling/ultimate strength of continuous stiffened panel under in-plane shear and thrust, Proceedings of the 24th International Ocean and Polar Engineering Conference (ISOPE), Kona, Hawaii, USA, CD-ROM, 2015.
- 7) 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.
- 8) 辰巳晃, 藤久保昌彦: 船底局部荷重を考慮したコンテナ船の縦曲げ最終強度解析に関する研究－第 3 報: 縦曲げ最終強度簡易推定法の提案－, 日本船舶海洋工学会論文集. (投稿中)

付録 A 薄肉梁要素の剛性方程式

薄肉断面を持つ梁要素の剛性方程式を導出する．拡張 Smith 法では捩りの影響を考慮しないが，梁要素の剛性方程式を導出にあたっては，捩りに伴う反り変形を考慮した形で示す．なお，拡張 Smith 法の解析では，MSC Marc に実装されている薄肉梁要素 Element 78 を用いる．Element 78 は本付録に示す薄肉梁要素から反りの影響を除いた梁要素に対応する．

A.1 薄肉梁の基礎式

薄肉梁の変位関数，変位－ひずみ関係，応力－ひずみ関係について説明する．Fig. A-1 に示すように，一様断面梁の端部の断面上に $x - y$ 座標軸を，梁の長さ方向に z 軸を，直交右手座標系になるようにとる．梁内部の任意の点 (x, y, z) の x 軸， y 軸， z 軸方向の変位を $U(x, y, z)$, $V(x, y, z)$, $W(x, y, z)$ とする．このとき，変位関数 $U(x, y, z)$, $V(x, y, z)$, $W(x, y, z)$ は以下の式で表される．

$$\begin{aligned} U(x, y, z) &= u(z) - y\theta(z) \\ V(x, y, z) &= v(z) - x\theta(z) \\ W(x, y, z) &= w(z) - xu'(z) - yv'(z) \end{aligned} \tag{A.1}$$

ここに，

- $u(z)$: 断面の図心の x 軸方向変位 (たわみ)
- $v(z)$: 断面の図心の y 軸方向変位 (たわみ)
- $w(z)$: 断面の図心の z 軸方向変位 (軸変位)
- $\theta(z)$: 断面の図心での捩り角

である．また， z に関する 1 回微分 $d(\quad)/dz$ は $(\quad)'$ のように簡潔に表現する．2 回，3 回微分も同様の表現を用いる．

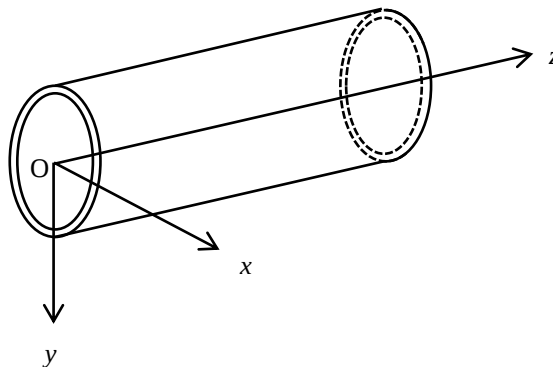


Fig. A-1 Coordinate system of beam.

捩りによって z 軸方向に生じる変位は，断面の反り変形によるものであり，曲げによって生じる z 軸方向の変位とは別に，断面固有の関数である反り関数 $\omega(x, y)$ と捩れ率 $\theta(z)$ の積によって表される．よって，反り変形を考慮した場合の変位関数は次式のように表される．

$$\begin{aligned} U(x, y, z) &= u(z) - y\theta(z) \\ V(x, y, z) &= v(z) - x\theta(z) \\ W(x, y, z) &= w(z) - xu'(z) - yv'(z) + \omega(x, y)\theta'(z) \end{aligned} \quad (\text{A.2})$$

梁は断面のせん断中心 (x_s, y_s) 回りに捩られるので，(A.2)式を書き改めると

$$\begin{aligned} U(x, y, z) &= u_s(z) - (y - y_s)\theta(z) \\ V(x, y, z) &= v_s(z) - (x - x_s)\theta(z) \\ W(x, y, z) &= w(z) - xu'_s(z) - yv'_s(z) + \omega_{ns}(x, y)\theta'(z) \end{aligned} \quad (\text{A.3})$$

となる．ここに，

- $u_s(z)$: 断面のせん断中心の x 軸方向変位（たわみ）
- $v_s(z)$: 断面のせん断中心の y 軸方向変位（たわみ）
- $\omega_{ns}(x, y)$: 断面のせん断中心軸まわりでの正規化された反り関数

である．

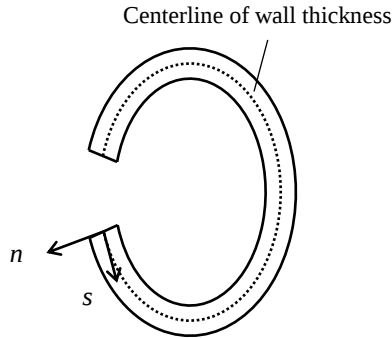


Fig. A-1 $s - n$ coordinate system on thin-wall section.

梁の変位とひずみの関係は

$$\begin{aligned} \varepsilon_x &= \frac{\partial U}{\partial z} = 0, \quad \varepsilon_y = \frac{\partial V}{\partial z} = 0, \quad \varepsilon_z = \frac{\partial W}{\partial z}, \\ \gamma_{xy} &= \frac{\partial U}{\partial y} + \frac{\partial V}{\partial x} = 0, \quad \gamma_{yz} = \frac{\partial W}{\partial y} + \frac{\partial V}{\partial z}, \quad \gamma_{zx} = \frac{\partial W}{\partial x} + \frac{\partial U}{\partial z} \end{aligned} \quad (\text{A.4})$$

である．ここで，Fig. A-1 に示すように，薄肉断面の板厚中心線方向に s 軸，その法線方向に n 軸をとる．板厚が薄い場合には， n 軸方向のせん断ひずみ γ_{nz} は s 軸方向のせん断ひずみ γ_{sz} に比べて十分に小さく，無視できる．このとき幾何学的考察から，

$$\gamma_{sz} = \gamma_{xz} \frac{\partial x}{\partial s} + \gamma_{yz} \frac{\partial y}{\partial s} \quad (\text{A.5})$$

なる関係が得られる．(A.3)式を(A.4)式に代入し，(A.5)式を用いると， ε_z と γ_{sz} は次式で表される．

$$\begin{aligned} \varepsilon_z &= w'(z) - xu_s''(z) - yv_s''(z) + \omega_{ns}(x, y)\theta''(z) \\ \gamma_{sz} &= \left\{ \frac{\partial \omega_{ns}}{\partial s} - (y - y_s) \frac{\partial x}{\partial s} + (x - x_s) \frac{\partial y}{\partial s} \right\} \theta'(z) \end{aligned} \quad (\text{A.6})$$

薄肉梁の応力とひずみの関係は次式で表される．

$$\{\sigma\} = [D]\{\varepsilon\} \quad (\text{A.7})$$

ここに，

$$\{\sigma\} = \begin{Bmatrix} \sigma_z \\ \tau_{sz} \end{Bmatrix}, \quad \{\varepsilon\} = \begin{Bmatrix} \varepsilon_z \\ \gamma_{sz} \end{Bmatrix}, \quad [D] = \begin{bmatrix} d_{11} & d_{12} \\ d_{21} & d_{22} \end{bmatrix} \quad (\text{A.8})$$

である．弾性範囲では $d_{11} = E$ (ヤング率)， $d_{22} = G$ (せん断弾性係数) である．

A.2 薄肉梁の有限要素

以上に述べた薄肉梁の変位関数，変位－ひずみ関係，応力－ひずみ関係を用いて，薄肉梁の有限要素の剛性方程式を導く．1つの梁要素の両端の節点を i, j とし，梁要素の長さを L とする．また，座標系の原点を節点 i の位置にとる．各節点に対して， x, y, z 軸方向の並進変位と x, y, z 軸まわりの回転角に， z 軸まわり捩れ率を加えた，計7つの自由度を与える．節点 i, j の各自由度を用いて，次式で表される列ベクトル $\{u_s\}$, $\{v_s\}$, $\{\theta_s\}$, $\{w\}$ を定義する．

$$\{u_s\} = \begin{Bmatrix} u_{si} \\ u'_{si} \\ u_{sj} \\ u'_{sj} \end{Bmatrix}, \quad \{v_s\} = \begin{Bmatrix} v_{si} \\ v'_{si} \\ v_{sj} \\ v'_{sj} \end{Bmatrix}, \quad \{\theta_s\} = \begin{Bmatrix} \theta_{si} \\ \theta'_{si} \\ \theta_{sj} \\ \theta'_{sj} \end{Bmatrix}, \quad \{w\} = \begin{Bmatrix} w_i \\ w'_i \end{Bmatrix} \quad (\text{A.9})$$

つまり,

$\{u_s\}$: セン断中心での x 軸方向のたわみ u_{si}, u_{sj} とたわみ角 u'_{si}, u'_{sj}

$\{v_s\}$: セン断中心での y 軸方向のたわみ v_{si}, v_{sj} とたわみ角 v'_{si}, v'_{sj}

$\{\theta_s\}$: セン断中心での z 軸まわりの捩れ角 θ_{si}, θ_{sj} と捩れ率 $\theta'_{si}, \theta'_{sj}$

$\{w\}$: 図心での z 軸方向の変位 (軸変位) w_{si}, w_{sj}

を表す. $\{u_s\}, \{v_s\}, \{\theta_s\}, \{w\}$ を 1 つの列ベクトル $\{d\}$ にまとめる.

$$\{d\} = \begin{Bmatrix} w \\ u_s \\ v_s \\ \theta_s \end{Bmatrix} \quad (\text{A.10})$$

また, 各変位に対する節点力を次式のように定義する.

$$\{F_u\} = \begin{Bmatrix} F_{xi} \\ M_{yi} \\ F_{xj} \\ M_{yj} \end{Bmatrix}, \quad \{F_v\} = \begin{Bmatrix} F_{yi} \\ M_{xi} \\ F_{yj} \\ M_{xj} \end{Bmatrix}, \quad \{F_\theta\} = \begin{Bmatrix} T_i \\ B_i \\ T_j \\ B_j \end{Bmatrix}, \quad \{F_w\} = \begin{Bmatrix} F_{zi} \\ F_{zj} \end{Bmatrix} \quad (\text{A.11})$$

ここに,

$\{F_u\}$: x 軸方向のせん断力 F_{xi}, F_{xj} と

せん断中心回りの曲げモーメント M_{yi}, M_{yj}

$\{F_v\}$: x 軸方向のせん断力 F_{yi}, F_{yj} と

せん断中心回りの曲げモーメント M_{xi}, M_{xj}

$\{F_\theta\}$: セン断中心回りの捩りモーメント T_i, T_j とバイモーメント B_i, B_j

$\{F_w\}$: z 軸方向の軸力 F_{zi}, F_{zj}

である. $\{F_u\}, \{F_v\}, \{F_\theta\}, \{F_w\}$ を 1 つの列ベクトル $\{F\}$ にまとめる.

$$\{F\} = \begin{Bmatrix} F_w \\ F_u \\ F_v \\ F_\theta \end{Bmatrix} \quad (\text{A.12})$$

ここで, 梁要素内部のたわみ $u_s(z)$ と $v_s(z)$ および捩れ角 $\theta_s(z)$ を z の 3 次式とし, 軸変位 $w(z)$ を z の 1 次式とし,

$$\begin{aligned}
u_s(z) &= a_1 + a_2 z + a_3 z^2 + a_4 z^3 \\
v_s(z) &= b_1 + b_2 z + b_3 z^2 + b_4 z^3 \\
\theta_s(z) &= c_1 + c_2 z + c_3 z^2 + c_4 z^3 \\
w(z) &= d_1 + d_2 z
\end{aligned} \tag{A.13}$$

で表す．未知定数 $a_1 \sim a_4$ は， $z=0$ で $u_s = u_{si}$ か $u'_s = u'_{si}$ ， $z=L$ で $u_s = u_{sj}$ か $u'_s = u'_{sj}$ であることから，節点変位 $\{u_s\}$ の関数として次式で表される．

$$\begin{Bmatrix} a_1 \\ a_2 \\ a_3 \\ a_4 \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ -\frac{3}{L^2} & -\frac{2}{L} & \frac{3}{L^2} & -\frac{1}{L} \\ \frac{2}{L^3} & \frac{1}{L^2} & -\frac{2}{L^3} & \frac{1}{L^2} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} u_{si} \\ u'_{si} \\ u_{sj} \\ u'_{sj} \end{Bmatrix} \tag{A.14}$$

よって， $u_s(z)$ は

$$u_s(z) = [A_c(z)] \{u_s\} \tag{A.15}$$

$$[A_c(z)] = \begin{Bmatrix} 1 & z & z^2 & z^3 \end{Bmatrix} \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ -\frac{3}{L^2} & -\frac{2}{L} & \frac{3}{L^2} & -\frac{1}{L} \\ \frac{2}{L^3} & \frac{1}{L^2} & -\frac{2}{L^3} & \frac{1}{L^2} \end{bmatrix} \tag{A.16}$$

となる．同様に， $v_s(z)$ と $\theta_s(z)$ は，

$$v_s(z) = [A_c(z)] \{v_s\} \tag{A.17}$$

$$\theta_s(z) = [A_c(z)] \{\theta_s\} \tag{A.18}$$

となる．同様の方法で未知定数 d_1 と d_2 は節点変位 $\{w\}$ を用いて次式で表される．

$$\begin{Bmatrix} d_1 \\ d_2 \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ -\frac{1}{L} & \frac{1}{L} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} w_i \\ w_j \end{Bmatrix} \tag{A.19}$$

よって, $w(z)$ は

$$w(z) = [A_t(z)]\{w\} \quad (\text{A.20})$$

$$[A_t(z)] = \begin{Bmatrix} 1 & z \\ -\frac{1}{L} & \frac{1}{L} \end{Bmatrix} \quad (\text{A.21})$$

(A.15), (A.17), (A.18), (A.20)式を(A.6)式に代入すると, ε_z と γ_{sz} が節点変位を用いて次式で表される.

$$\{\varepsilon\} = [B]\{d\} \quad (\text{A.22})$$

ここに,

$$\begin{aligned} [B] &= \begin{bmatrix} [B_1] & -x[B_2] & -y[B_2] & \omega_{ns}(x, y)[B_2] \\ 0 & 0 & 0 & g(s)[B_3] \end{bmatrix} \\ [B_1] &= \frac{d}{dz}[A_t(z)] \\ [B_2] &= \frac{d^2}{dz^2}[A_t(z)] \\ [B_3] &= \frac{d}{dz}[A_t(z)] \\ g(s) &= \frac{\partial \omega_{ns}}{\partial s} - (y - y_s) \frac{\partial x}{\partial s} + (x - x_s) \frac{\partial y}{\partial s} \end{aligned} \quad (\text{A.23})$$

である. (A.22)式を増分型にすると, 次式となる.

$$\{\Delta \varepsilon\} = [B]\{\Delta d\} \quad (\text{A.24})$$

また, (A.7)式の応力-ひずみ関係を増分型で表すと,

$$\{\Delta \sigma\} = [D]\{\Delta \varepsilon\} \quad (\text{A.25})$$

なので, (A.25)式を(A.26)式に代入すると,

$$\{\Delta \sigma\} = [D][B]\{\Delta d\} \quad (\text{A.26})$$

いま, 節点力 $\{F+\Delta F\}$ の作用下においてつり合い状態にある要素 (体積が V) に応力 $\{\sigma+\Delta\sigma\}$ が生じている場合を考える. この要素に任意の仮想節点変位 $\{\delta\Delta d\}$ を与えるとき, 仮想仕事の原理より次式が成り立つ.

$$\{\delta\Delta d\}^T \{F + \Delta F\} = \int_V \{\delta\Delta \varepsilon\}^T \{\sigma + \Delta\sigma\} dV \quad (\text{A.27})$$

(A.24)と(A.26)を代入すると,

$$\begin{aligned} \{\delta\Delta d\}^T \{F + \Delta F\} &= \int_V \{\delta\Delta d\}^T [B]^T (\{\sigma\} + [D][B]\{\Delta d\}) dV \\ &= \{\delta\Delta d\}^T \left(\int_V [B]^T \{\sigma\} dV + \int_V [B]^T [D][B] dV \{\Delta d\} \right) \quad (\text{A.28}) \\ &= \{\delta\Delta d\}^T (\{R\} + [K]\{\Delta d\}) \end{aligned}$$

ここに,

$$\begin{aligned} \{R\} &= \int_V [B]^T \{\sigma\} dV \\ [K] &= \int_V [B]^T [D][B] dV \end{aligned} \quad (\text{A.29})$$

であり, $\{R\}$ は内力とつり合う等価節点力, $[K]$ は要素剛性マトリクスを表す. (A.28)式は任意の仮想変位 $\{\delta\Delta d\}$ に対して成り立つので, (A.28)は次式のように書き改めることができる.

$$\{\Delta F\} + \{F - R\} = [K]\{\Delta d\} \quad (\text{A.30})$$

上式の左辺第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つり合い条件を満足していれば, $\{F-R\} = 0$ が成り立つので, 要素の剛性方程式が次式のように求められる.

$$\{\Delta F\} = [K]\{\Delta d\} \quad (\text{A.31})$$

(A.29)式に(A.8)式のマトリクス $[D]$ と(A.23)式のマトリクス $[B]$ を代入したときの, 要素剛性マトリクス $[K]$ の成分を次頁に示す.

$$\begin{aligned}
[K] = & \int_V \begin{bmatrix} d_{11} [B_1]^T [B_1] & -x d_{11} [B_1]^T [B_2] & -y d_{11} [B_1]^T [B_2] & \omega_{ns} d_{11} [B_1]^T [B_2] + g(z) d_{12} [B_1]^T [B_3] \\ & x^2 d_{11} [B_2]^T [B_2] & xy d_{11} [B_2]^T [B_2] & -x \omega_{ns} d_{11} [B_2]^T [B_2] - x g(z) d_{12} [B_2]^T [B_3] \\ & & y^2 d_{11} [B_2]^T [B_2] & -y \omega_{ns} d_{11} [B_2]^T [B_2] - y g(z) d_{12} [B_2]^T [B_3] \\ sym & & & \omega_{ns}^2 d_{11} [B_2]^T [B_2] + g^2(z) d_{22} [B_3]^T [B_3] + \omega_{ns} g(z) (d_{12} [B_2]^T [B_3] + d_{21} [B_3]^T [B_2]) \end{bmatrix} dV
\end{aligned} \tag{A.32}$$

軸応力とせん断応力の連成を考慮しないとき、つまり $d_{12} = d_{21} = 0$ のとき $[K]$ は次式となる。

$$\begin{aligned}
[K] = & \int_V \begin{bmatrix} d_{11} [B_1]^T [B_1] & -x d_{11} [B_1]^T [B_2] & -y d_{11} [B_1]^T [B_2] & \omega_{ns} d_{11} [B_1]^T [B_2] \\ & x^2 d_{11} [B_2]^T [B_2] & xy d_{11} [B_2]^T [B_2] & -x \omega_{ns} d_{11} [B_2]^T [B_2] \\ & & y^2 d_{11} [B_2]^T [B_2] & -y \omega_{ns} d_{11} [B_2]^T [B_2] \\ sym & & & \omega_{ns}^2 d_{11} [B_2]^T [B_2] + g^2(z) d_{22} [B_3]^T [B_3] \end{bmatrix} dV
\end{aligned} \tag{A.33}$$

付録 B PBHD のばね定数

松井らは、コンテナ船の二重底を PBHD 位置において鉛直ばねで支持された異方性板としてモデル化し、二重底に生じる応力を簡易的に計算する方法を提案している[49]。その中で、二重底の曲げ変形に対する PBHD の抵抗を等価な鉛直ばねに置き換える場合のばね剛性式を導出しており、その方法を本付録に示す。PBHD を構成する構造のうち、二重底の鉛直上向きの凸変形を抑える働きをする主な構造は、Fig. B1 に示す Hatch end coaming (HEC), Vertical girder (VG) である。船によっては、PBHD の付け根に板 (LP: Lower plate) が張られる場合があり、この LP も二重底の曲げ変形に抵抗すると考えられる。本研究の対象船は LP を有しないため、ここではその場合について説明する。LP を有する場合は、文献[49]を参照されたい。

まず、HEC を 1 本の梁に、また VG を船幅方向に均等に分布する鉛直ばねに置き換え、二重底と HEC に対応する梁が VG に相当する分布ばねで接続されていると考える。船側から船幅方向に y 離れた位置での二重底と HEC のたわみ w_{db}, w_{hc} を次式のように仮定する。

$$\begin{aligned} w_{db}(y) &= \frac{A_{db}}{2} \left(1 - \cos \frac{2\pi}{B} y \right), \\ w_{hc}(y) &= \frac{A_{hc}}{2} \left(1 - \cos \frac{2\pi}{B} y \right) \end{aligned} \quad (B.1)$$

ここに、 A_{db} と A_{hc} は二重底および HEC のたわみの最大値、 B は船幅である。VG に相当する等分布ばねの単位幅あたりのばね定数 k_{vg} は、ヤング率 E 、VG の全断面積 A_{vg} 、VG の高さ h_{vg} 、ホールドの船幅方向の長さ b を用いて

$$k_{vg} = \frac{EA_{vg}}{bh_{vg}} \quad (B.2)$$

と表すことができる。このとき、二重底が VG から受ける単位幅あたりの荷重 p_k は y の関数として、

$$p_k(y) = \frac{k_{vg}(A_{db} - A_{hc})}{2} \left(1 - \cos \frac{2\pi}{B} y \right) \quad (B.3)$$

のように表される。また、HEC について梁理論を適用すると、

$$EI_{hc} \frac{d^4 w_{hc}(y)}{dy^4} = p_k(y) \quad (B.4)$$

より,

$$-EI_{hc} \left(\frac{2\pi}{B} \right)^4 \frac{A_{hc}}{2} \cos \frac{2\pi}{B} y = p_k(y) \quad (\text{B.5})$$

となる.

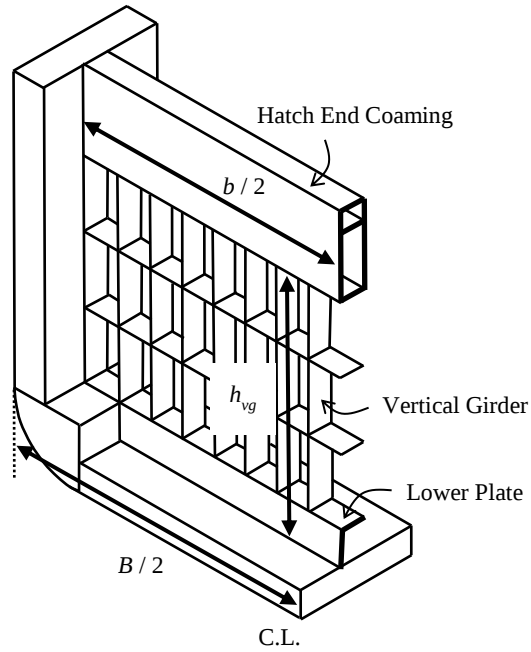


Fig. B1 Structures of PBHD.

(B.3)式と(B.5)式より, C.L.位置 ($y = B/2$) では次式が成り立つ.

$$A_{hc} = \frac{2k_{vg}}{k_{hc} + 2k_{vg}} A_{db} \quad (\text{B.6})$$

ここに,

$$k_{hc} = EI_{hc} \left(\frac{2\pi}{B} \right)^4 \quad (\text{B.7})$$

である. (B.6)式を(B.5)式に代入すると, C.L.位置では,

$$p_k(B/2) = \frac{k_{hc}k_{vg}}{k_{hc} + 2k_{vg}} w_{db}(B/2) \quad (\text{B.8})$$

となり，HEC と VG の影響を考慮した PBHD の単位幅あたりのばね定数 k_p は次式で表される．

$$k_p(B/2) = \frac{k_{hc}k_{vg}}{k_{hc} + 2k_{vg}} \quad (\text{B.9})$$

なお，(B.9)式は C.L.位置でのみ成り立つが，そのばね定数を持つばねで二重底が全幅に渡って支持されると仮定する．