

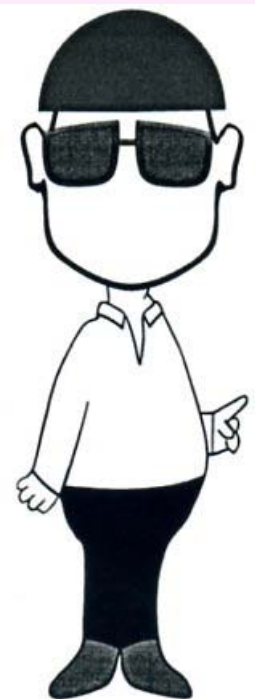
2014年TEAM Keynote Lecture 紹介

船体の縦曲げ最終強度評価 - 過去;現在;未来 -

2014年9月18日

広島大学名誉教授
大阪大学名誉教授
常石造船(株)技術顧問

矢尾 哲也



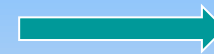
内 容

1. はじめに
2. 縦曲げ強度評価の始まり
3. 縦曲げ強度に関する過去の実験的研究
4. 船体桁の縦曲げ荷重下での逐次崩壊挙動
5. 船体桁の逐次崩壊挙動解析および縦曲げ最終強度計算法
6. 統合解析システム
7. あとがき

参考文献

座屈・降伏崩壊 -1/3

座屈が発生



第1限界状態



横たわみが発生



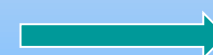
面内剛性(軸剛性)が低下



降伏が発生



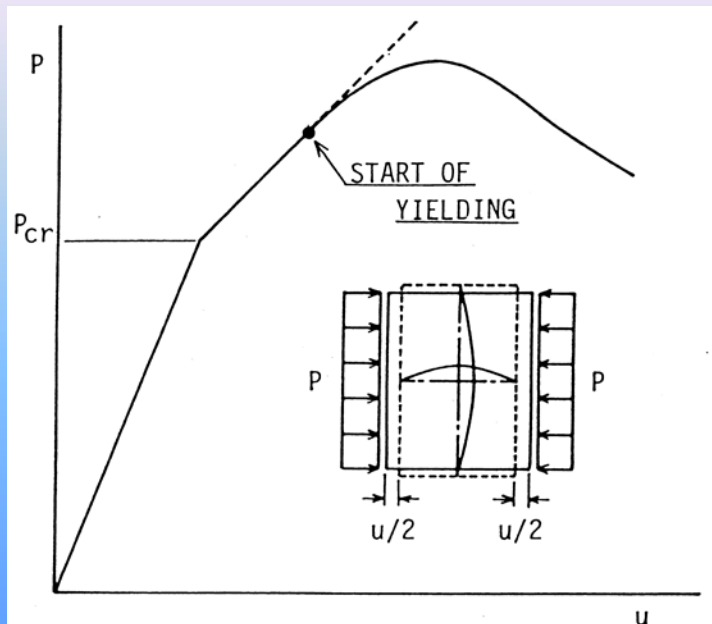
最終強度に到達



第2限界状態

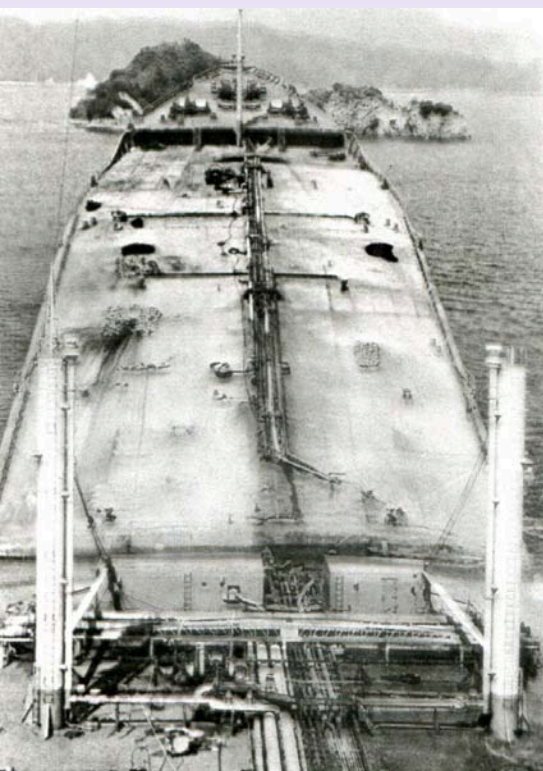
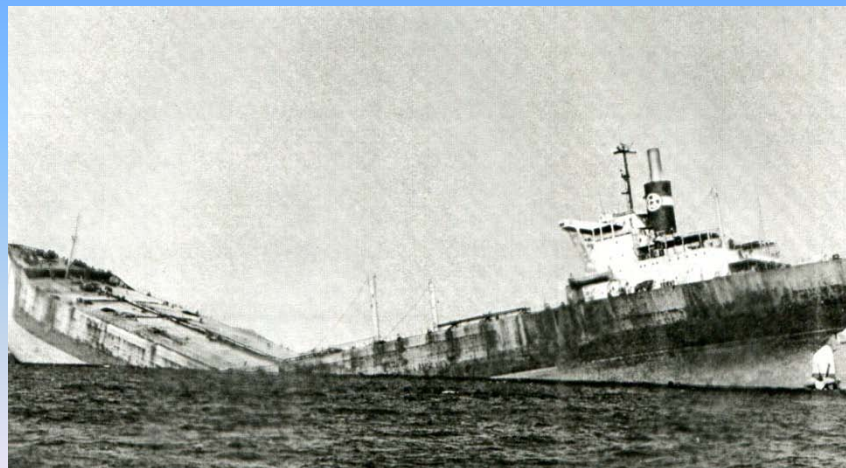


耐荷力の減少



座屈・降伏崩壊 - 2/3

縦曲げ崩壊



豊後水道で折損した
菱洋丸



座屈・降伏崩壊 - 3/3

スペイン沖の大西洋で
折損沈没した
Prestige

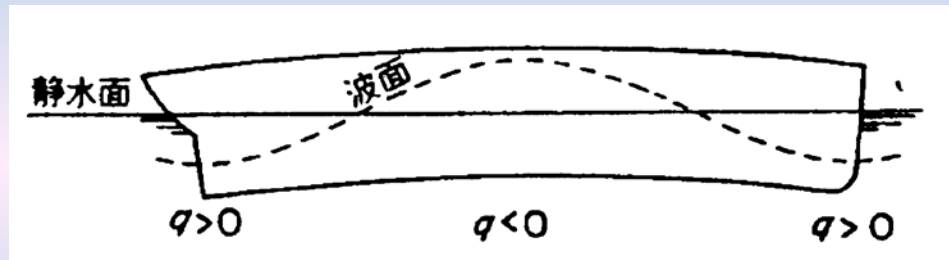


船体構造強度に関する初期の研究

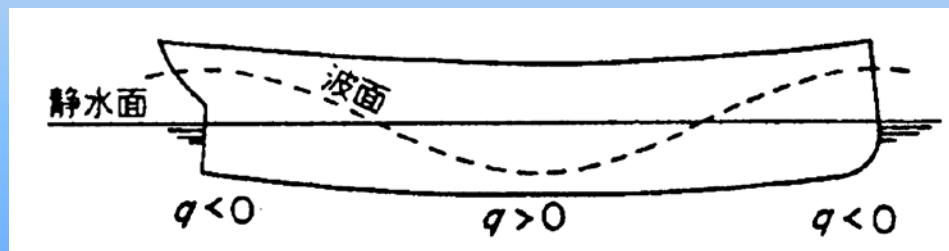
19 世紀 → 延性の不足した鋼材を使用

船体構造の設計基準: 破断の防止

－ ホギング: 甲板の応力



－ サギング: 船底板の応力



最初の船体構造解析

(1) Thomas Young (1814)

- 船体桁を梁と見なしてモデル化
- 船体重量、載荷物重量、浮力、波形を仮定した波浪外力などにより発生する分布荷重を負荷
- *Beam Theory* を適用して、断面に発生する剪断力と曲げモーメントを計算



(2) Sir Isambard K. Brunel

Great Eastern

設計者:

Sir Isambard



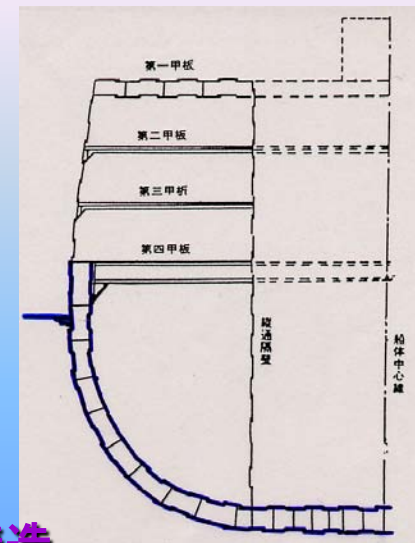
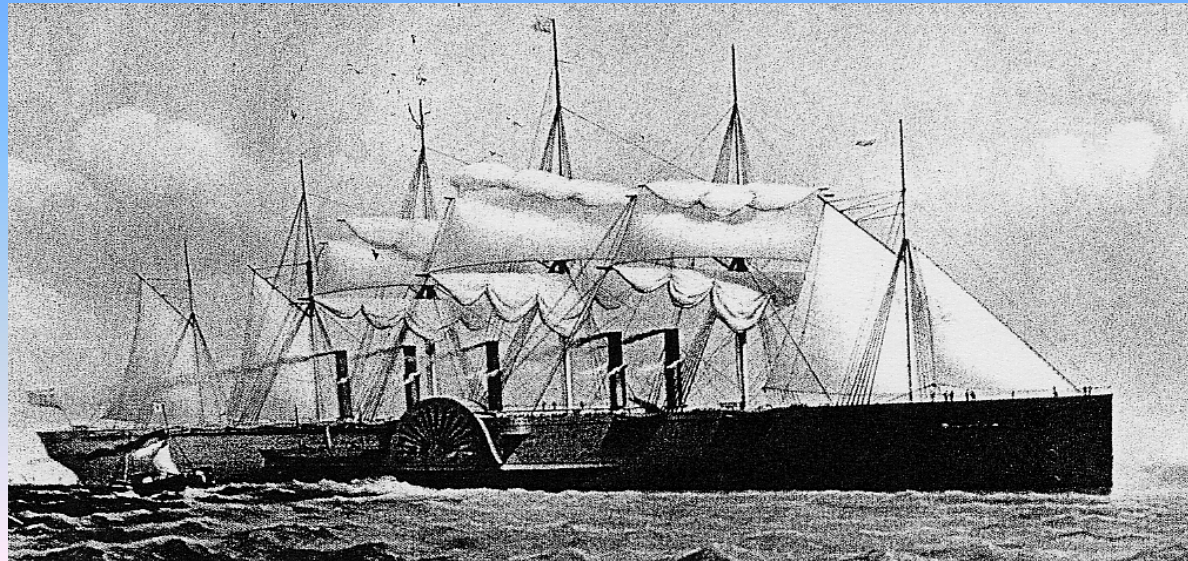
発生応力

Beam Theory を適用して計算

甲板と船底板の板厚



破断しない条件から決定



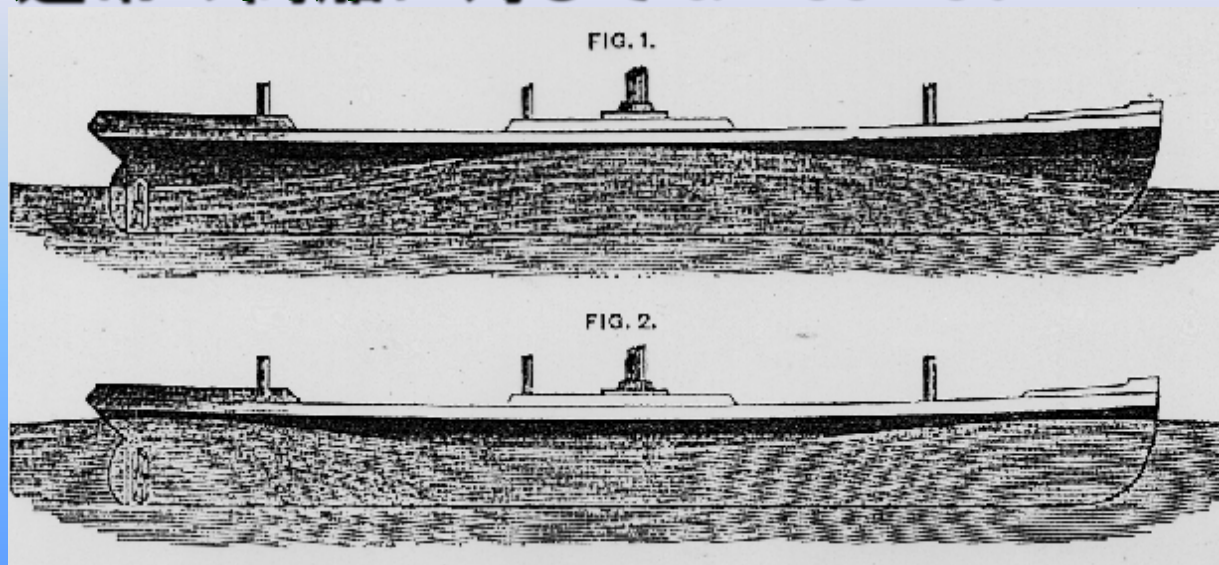
Double Hull 構造

(3) William John (1874)

- 縦曲げ強度評価のための基本的な考え方を提案
- 船の長さに等しい波長を有する波を仮定
- 最大曲げモーメントを計算するための算式を提案：

$$M_{max} = \frac{Displacement \times Length}{\alpha}$$

ここに、通常の商船に対して $\alpha = 35 - 50$



- 最大曲げ応力の計算:

$$\sigma_{max} = \frac{y_d M_{max}}{I}$$

ここに

y_d : 断面中立軸から甲板 stringer までの距離

I : 船体横断面の断面2次モーメント

- John 以降:

波浪荷重の計算法に進歩

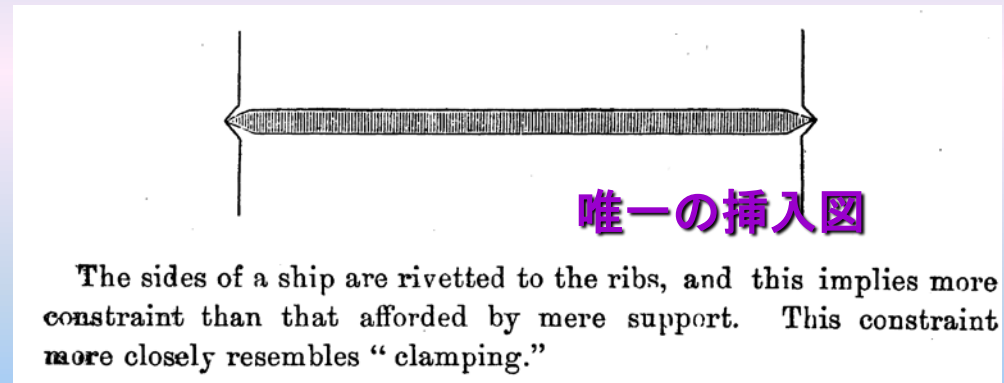
応力計算法に進歩

しかしながら

「船長＝波長」の基本的な考えは不変

板の座屈発生防止基準を 船体構造の設計条件に初めて導入

G. H. Bryan: “On the Stability of a Plane Plate under Thrust in Its Own Plane with Application to Buckling of the Side of Ship,” *Proc. London Mathematical Society*, Vol.22 (1881).



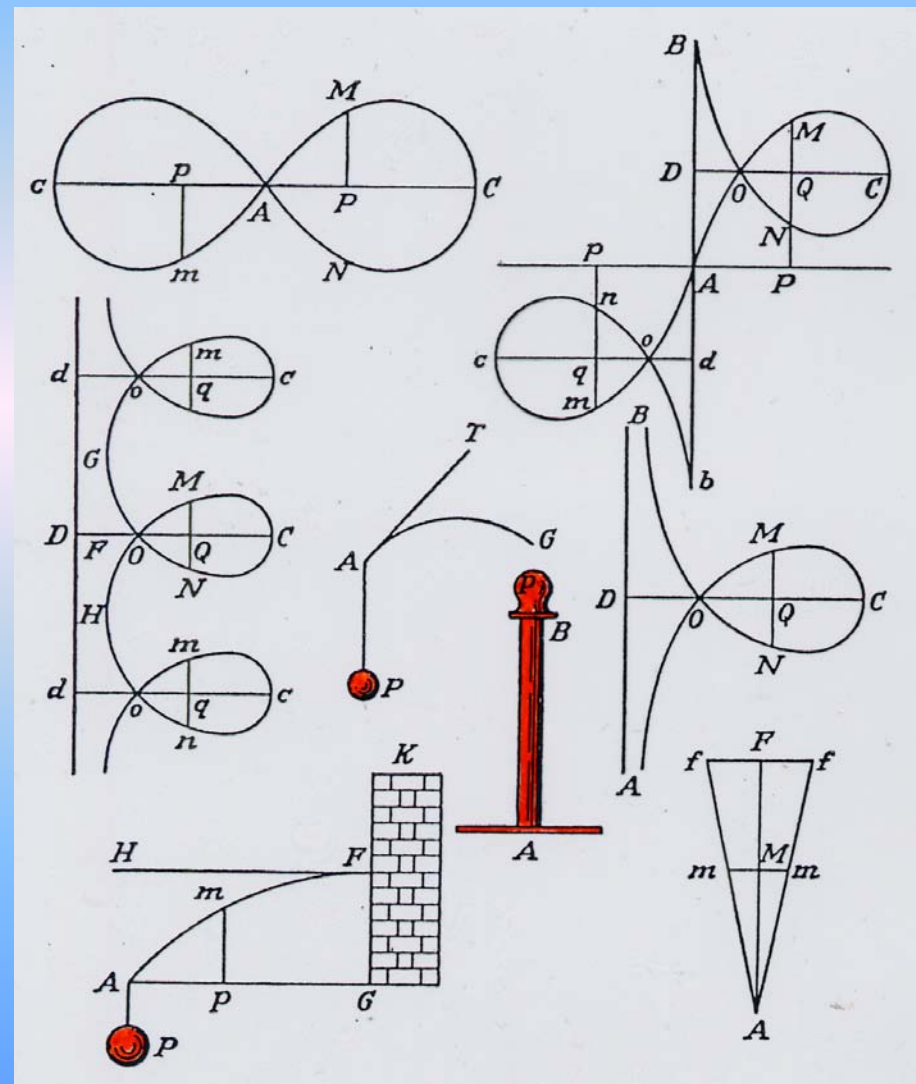
- 板の座屈強度計算のための理論解を初めて導く。
- 板厚を、座屈が発生しない条件から決める。

座屈に関する研究の始まり 1/2

理論的研究: Leonard Euler (1707-1783)

$$P_{cr} = \frac{C\pi^2}{4\ell^2}$$

Euler の興味は主に数学的側面
C の物理的意味については未検討



座屈に関する研究の始まり 2/2

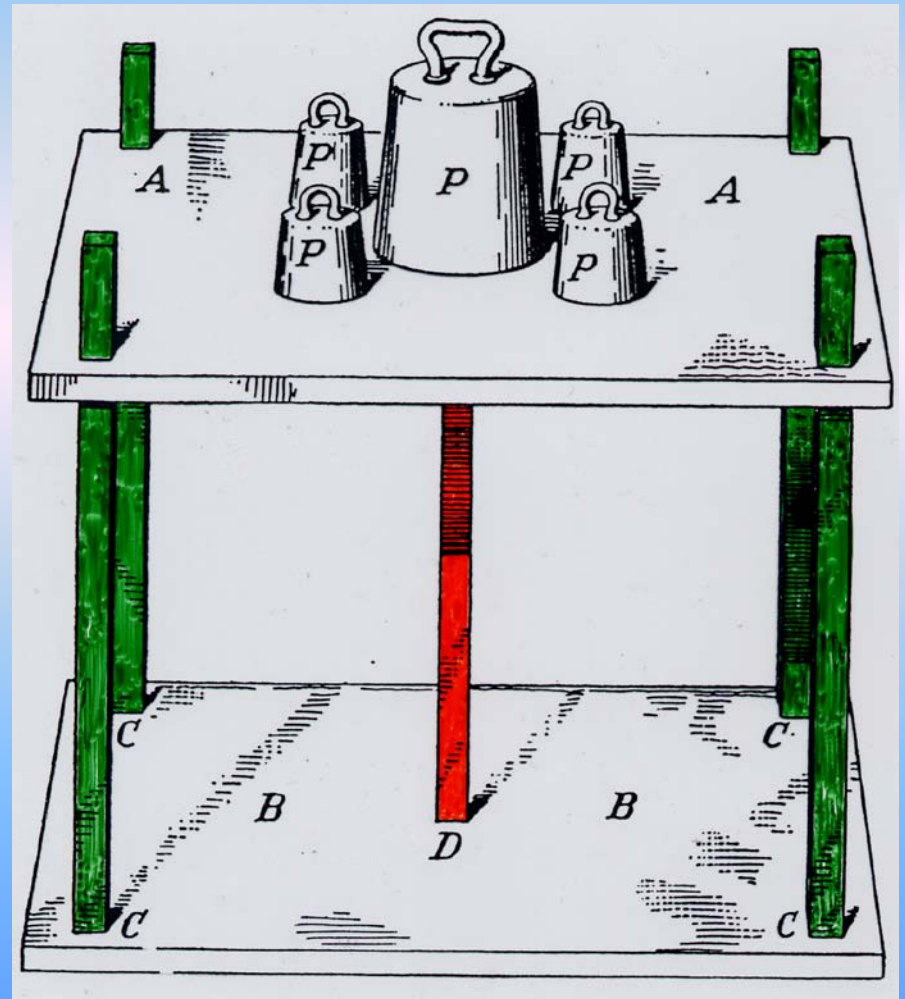
実験的研究: Petrus van Musschenbroek (1692–1761)

- 実験的に初めて座屈現象を再現
- 1729 年に著書「実験物理学および幾何学」を発表

J.I. Lagrange (1736-1813)



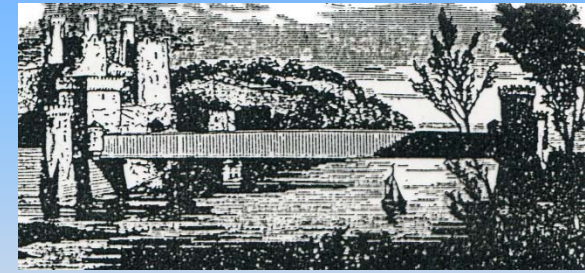
$$P_{cr} = \frac{m^2 \pi^2 C}{\ell^2}$$



大型模型を用いた初めての座屈崩壊試験 1/4

実験の背景:

- 19世紀半ばは、英国の鉄道技術革命の時代
- 長大な鉄道橋の架設が必要
- 従来の鉄道橋は、石材や鍛鉄を材料としたアーチ橋や吊り橋
- 1840年から、鍛鉄を用いた鉄道橋が架設され始める
- 小スパンの橋ではI型断面の板桁橋が主流
 - この形式では長スパンになると、大きなたわみが発生
 - その解決策として、鉄道主任技師 Robert Stephenson が、中を列車が通る箱桁構造を提案
 - 新しい構造様式の安全性確認のため、当時造船分野で薄板構造に多くの経験を持つ Fairbairn に援助を要請



William Fairbairn
(1789-1874)



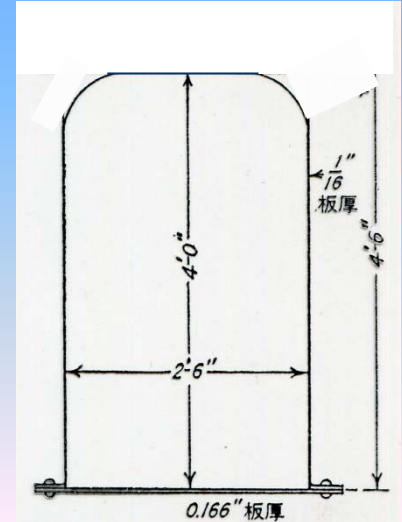
大型模型を用いた初めての座屈崩壊試験 2/4

この時代の構造物の設計基準:

- 基本的には材料の引張破断

Fairbairn が実施した予備実験

- 各種断面の試験体を政策
- いずれも、曲げの引張側の破断ではなく、
圧縮側での座屈発生で崩壊



Fairbairn 自身の記述:

実験では、奇妙な興味深い現象が見られた。すなわち、その多くが材料力学のこれまでの考え方からすれば異常であり、以前の研究結果とまったく異なっていた。ほとんどすべての実験で、箱桁は**上部を押し潰そうとする力に弱い**と言う証拠を示した。



これが、薄板構造の座屈現象を再現した初めての実験

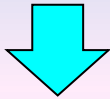
大型模型を用いた初めての座屈崩壊試験 3/4

Fairbairn の本実験:

曲げの圧縮側となる上部に多室構造を配置



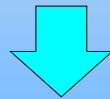
長さ 22.5 m の大型箱桁構造模型に曲げ荷重を負荷



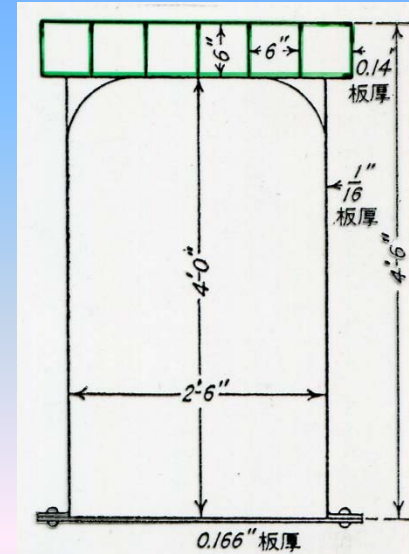
このような構造では、引張側の下部で引張破断が発生



下部を段階的の補強して、引張側と圧縮側の強度が
等しくなる寸法を追及



さらに、側壁の座屈強度も不足していたので、
垂直防撓材で補強



大型模型を用いた初めての座屈崩壊試験 4/4

メナイ海峡の鉄道橋

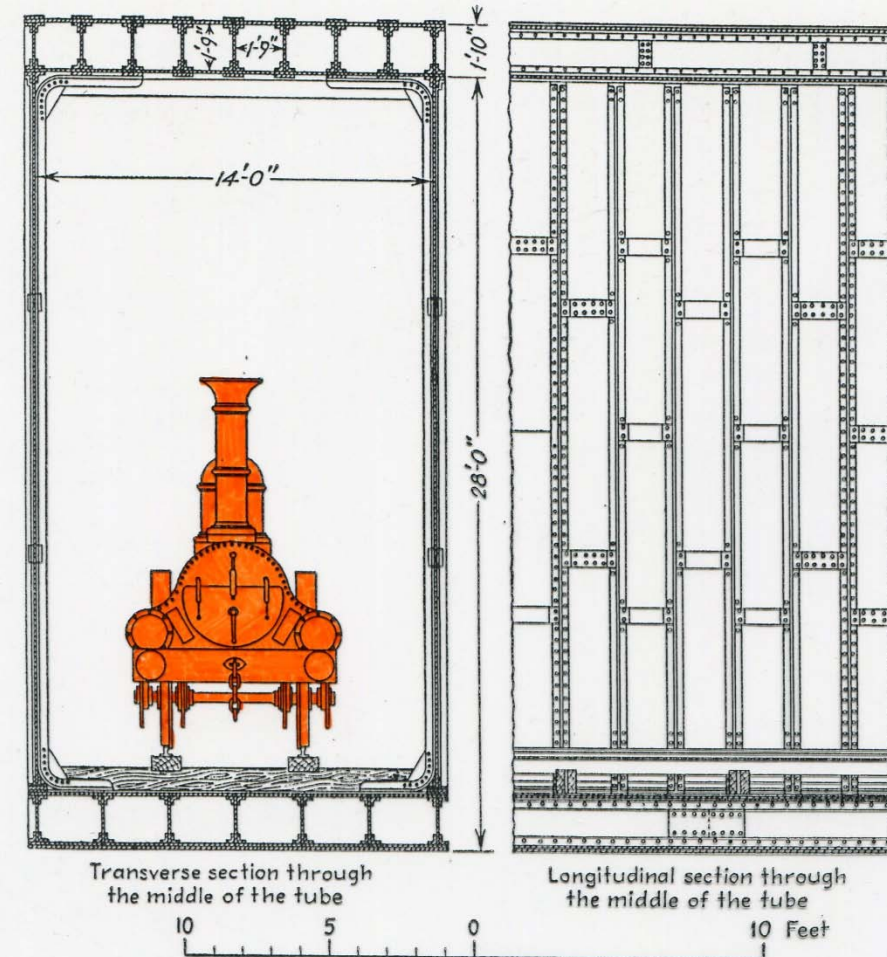
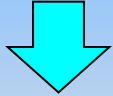


Fig. 99. Britannia bridge.

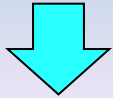
実船を用いた強度試験と事故からの教訓

HMS *Cobra* の折損沈没事故

19 世紀末には、座屈に関する基礎理論はすでに明らか



Fairbairn により、実験的にも座屈崩壊は再現された



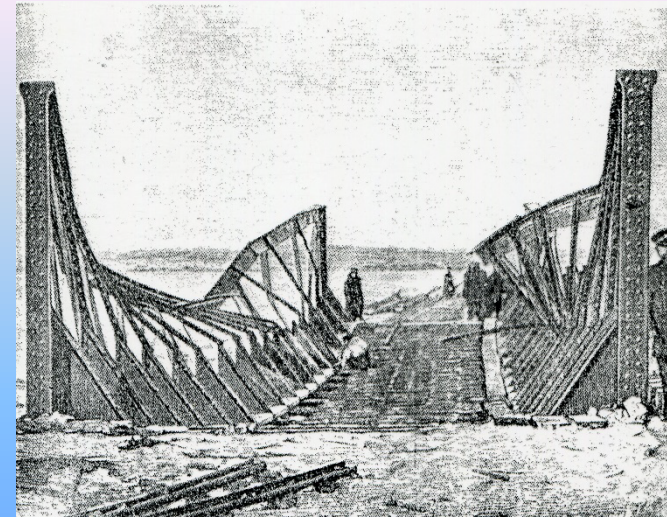
柱部材の座屈と言う意味では、ヨーロッパで **Open Bridge** の座屈崩壊事故が発生



しかしながら、当時の造船技師はこの事実に関して、あまり **nervous** ではなかった。



このような状況下で発生したのが
Cobra の折損沈没事故

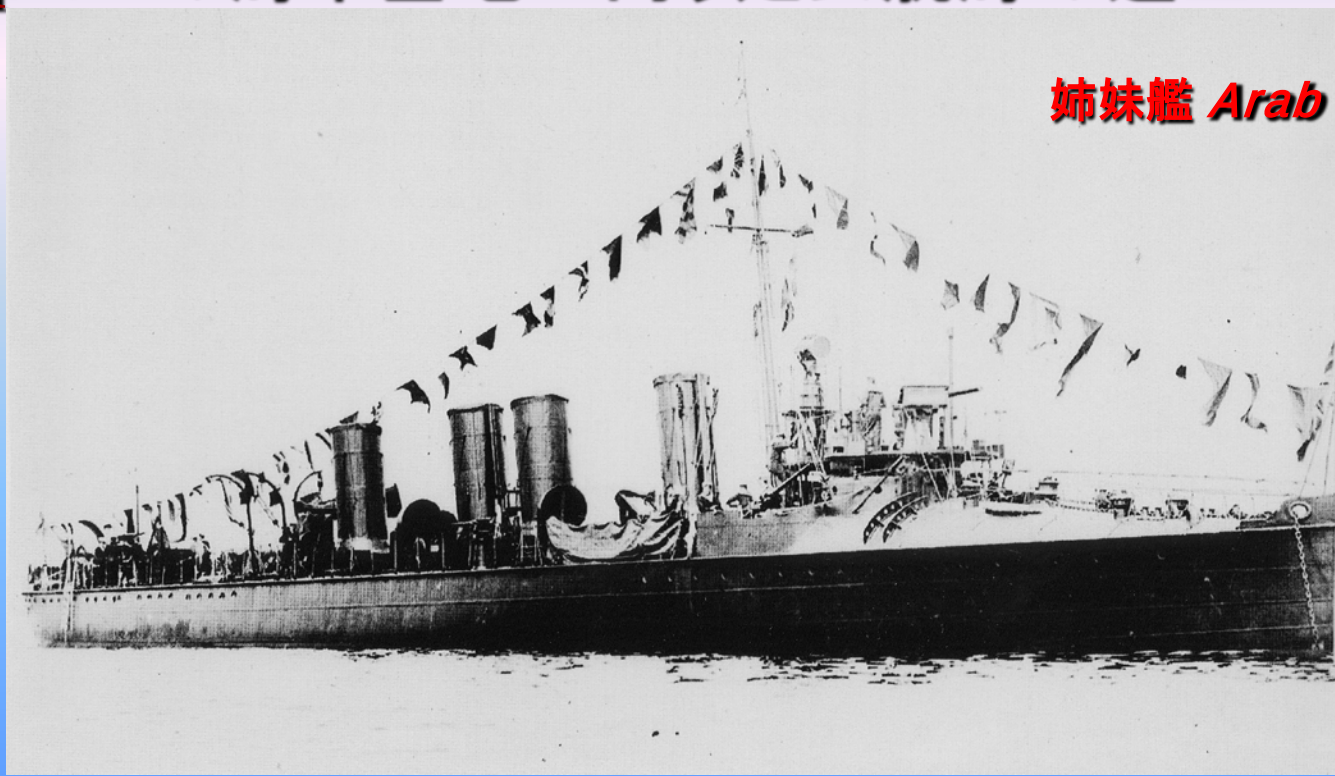


実船を用いた強度試験と事故からの教訓

HMS *Cobra* の折損沈没事故

- 新造された水雷艇駆逐艦
- 1901 年 9 月 18 日に沈没喪失

Vickers-Armstrong の Tyne 造船所から South-ampton の海軍基地へ向う処女航海の途上



Casualty of HMS *Cobra* - continued

- 中程度に荒れた海で V 字型に折れて沈没
- *Cobra* のケースほど深刻でなかったが、同種の事故が水雷艇駆逐艦で多発していた。
- 水雷艇駆逐艦委員会が設立された。

(Mr. Inglis, Prof. Biles, Mr. Denny,
Mr. Deadman)



姉妹艦 *Wolf* を用いた実艦計測を実施



実際の船を使った最初の強度試験

Wolf に対する強度試験

- 乾ドックの中での静的曲げ試験
- 荒天中でのひずみ計測



- 計測された「たわみ／ひずみ」> 梁理論を適用して計算された「たわみ／ひずみ」



- Prof. *Biles* は、構造物に組み込まれると E が低下すると主張

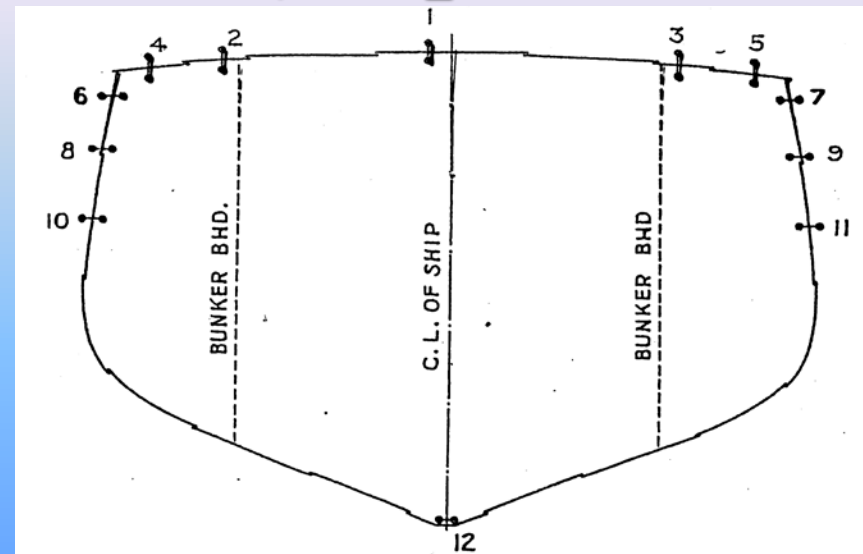
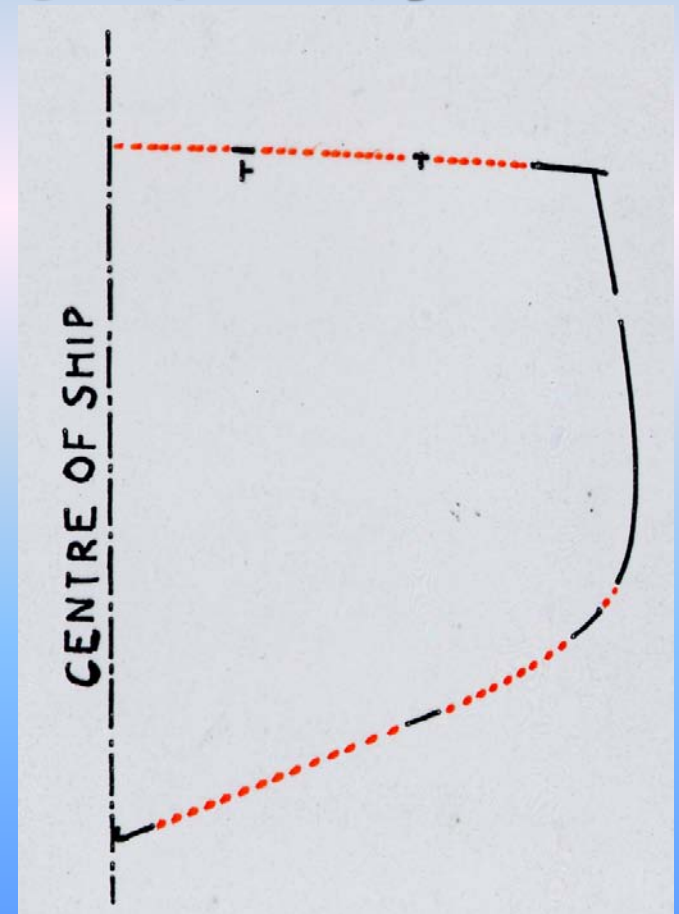


FIG. 5.—DISPOSITION OF STRAIN INDICATORS.

Cobra 折損事故の真の原因

- 船体梁の曲げ剛性の低下の理由
 - (1) 横肋骨方式の採用
 - (2) 船体縦曲げの圧縮側にあるパネルに局部座屈が発生
- 20 年後に *Hoffmann* により、*Piazker* の有効幅の概念を適用して説明された。
- 断面の曲げ剛性: EI
 - Biles*: E が低下.
 - Hoffmann*: I が低下.

$$\delta = \frac{P\ell^3}{3EI_0}$$



有効幅

(1) 座屈に起因するもの

- 応力が圧縮の場合のみ生じる

(2) 剪断遅れに起因するもの

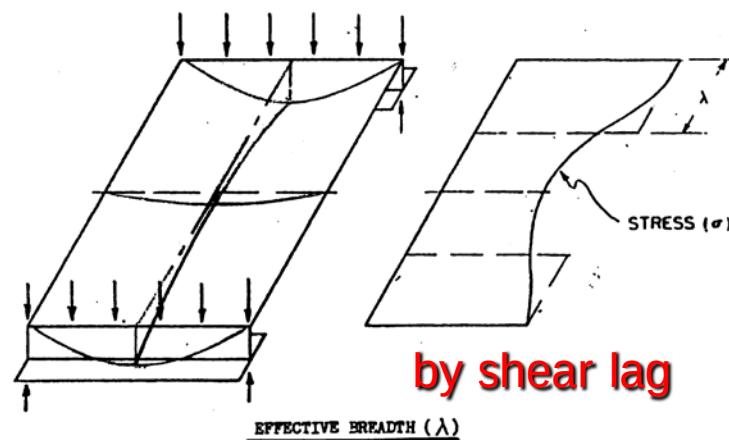
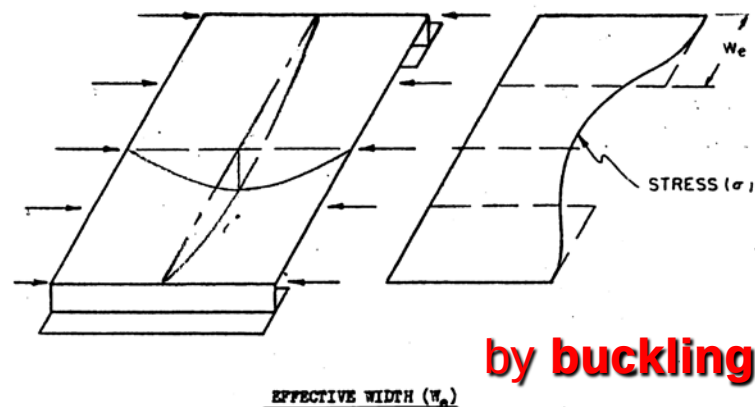
- 力が桁から剪断力を通して伝達される場合に生じる

(3) 両者の差は、明確ではなかった

(4) *Henry A. Schade* 提督(1961) が区別を明確化

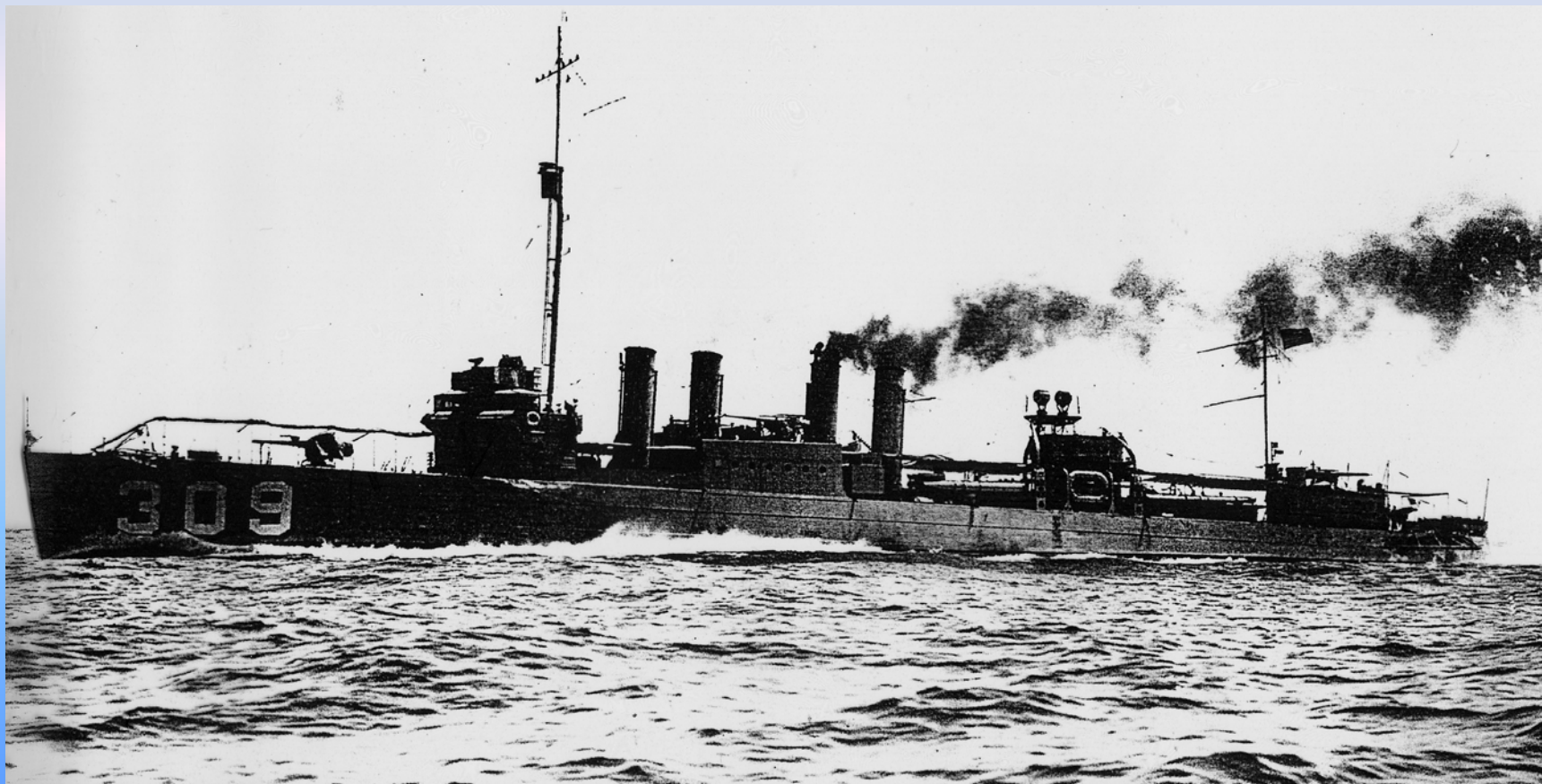
Effective Width: 座屈によるもの

Effective Breadth: 剪断遅れによるもの



実船を対象とした初めての崩壊試験(米国)

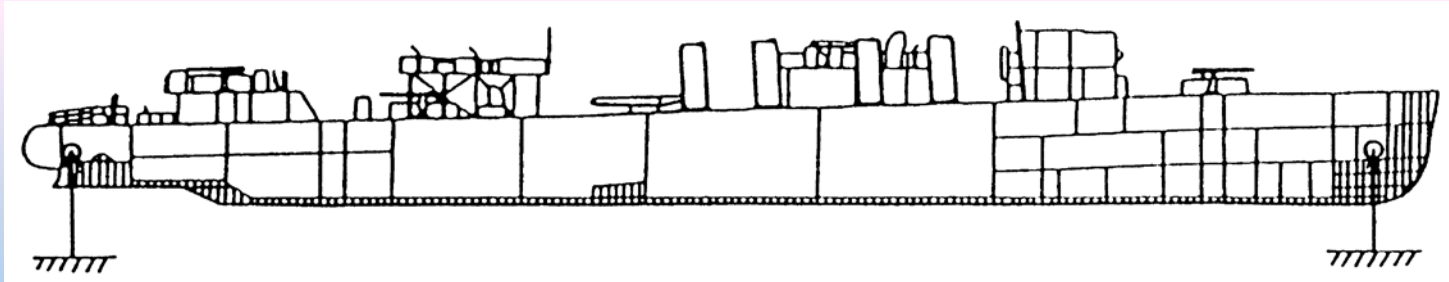
- 米国で第1次世界大戦中に建造された *Clemson* クラスの駆逐艦 *Preston* と *Bruce* を対象として崩壊試験が実施された。 (*Flash deckers; Four funnelers*)



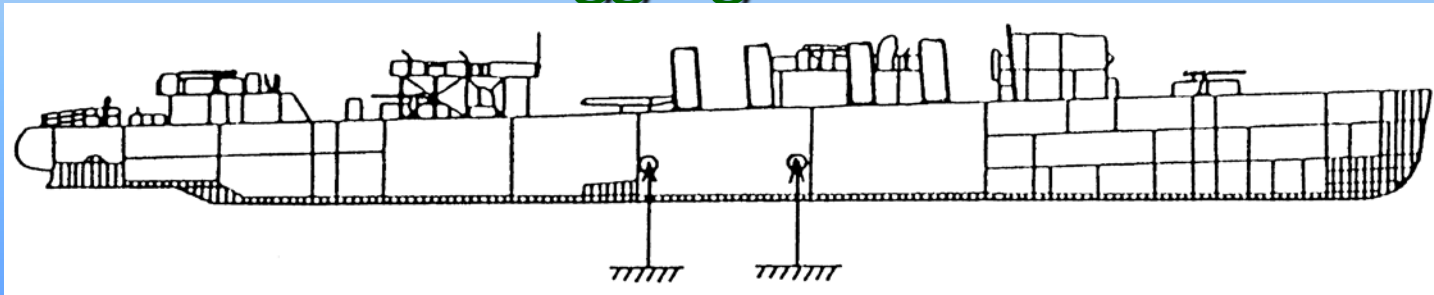
実船を対象とした初めての崩壊試験(続)

- スクラップ直前に試験対象となる。
- 崩壊試験に先立つ事前検査で、板厚衰耗がないことを確認。
- 主船体を貫く2本のシャフトを鞍の上に置いてサポート

Preston: tested in sagging



Bruce: tested in hogging



Sagging Test on *Preston* -1

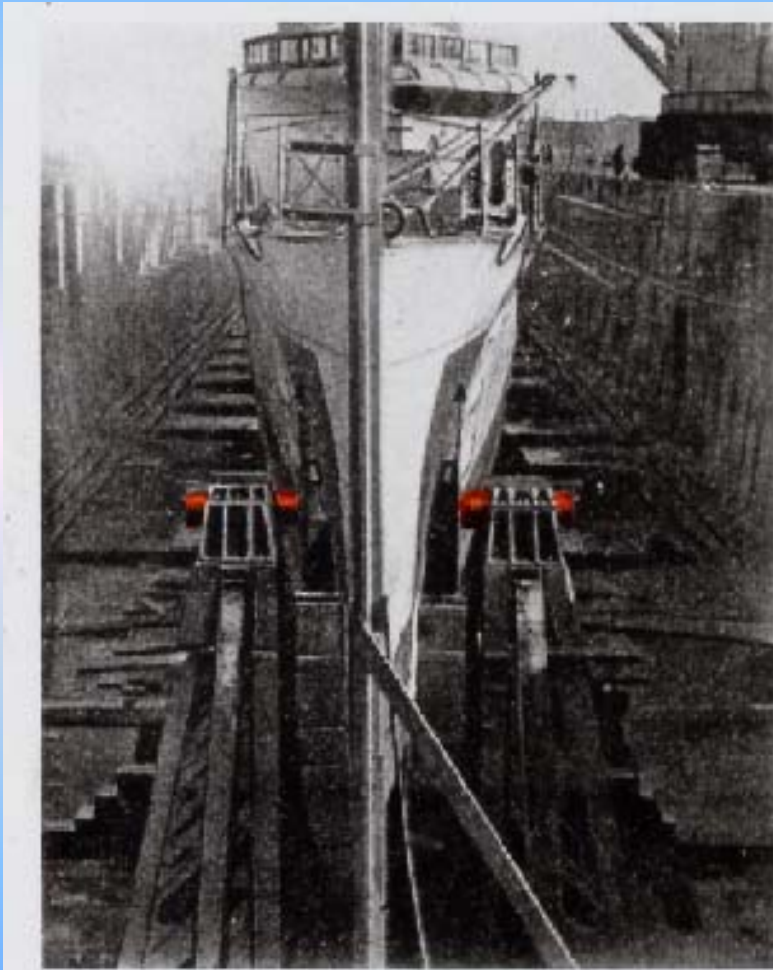


FIG. 5.—SAGGING TEST. View from dead ahead showing general method of support.

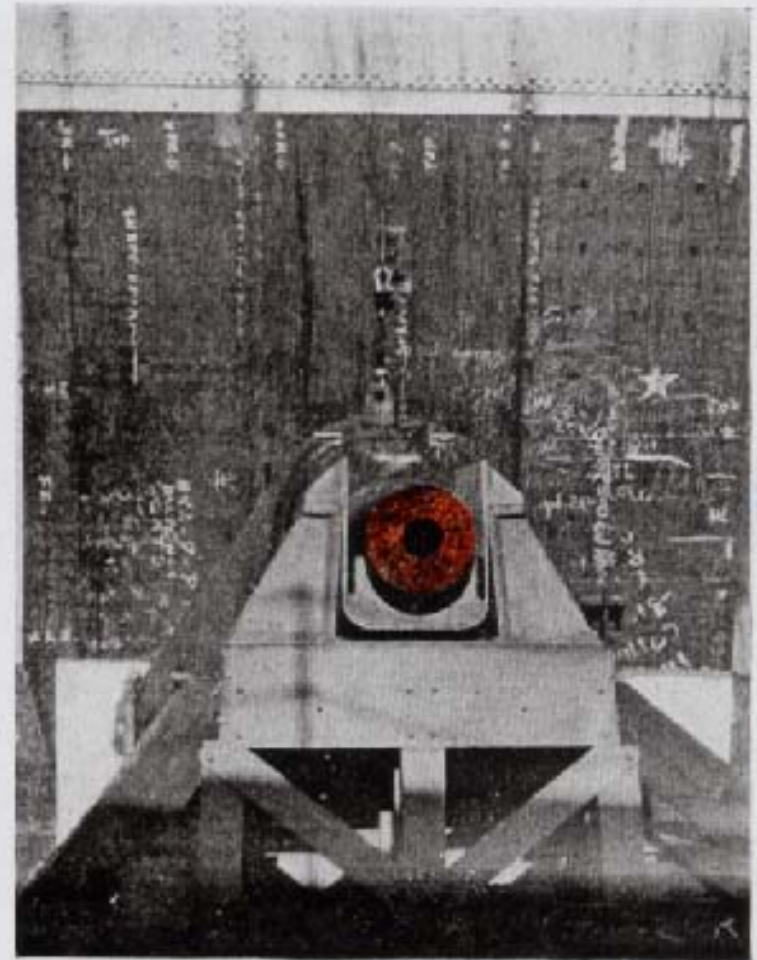


FIG. 7.—SAGGING TEST. Broadside view of forward shaft pendulum support.

Sagging Test on *Preston* -2

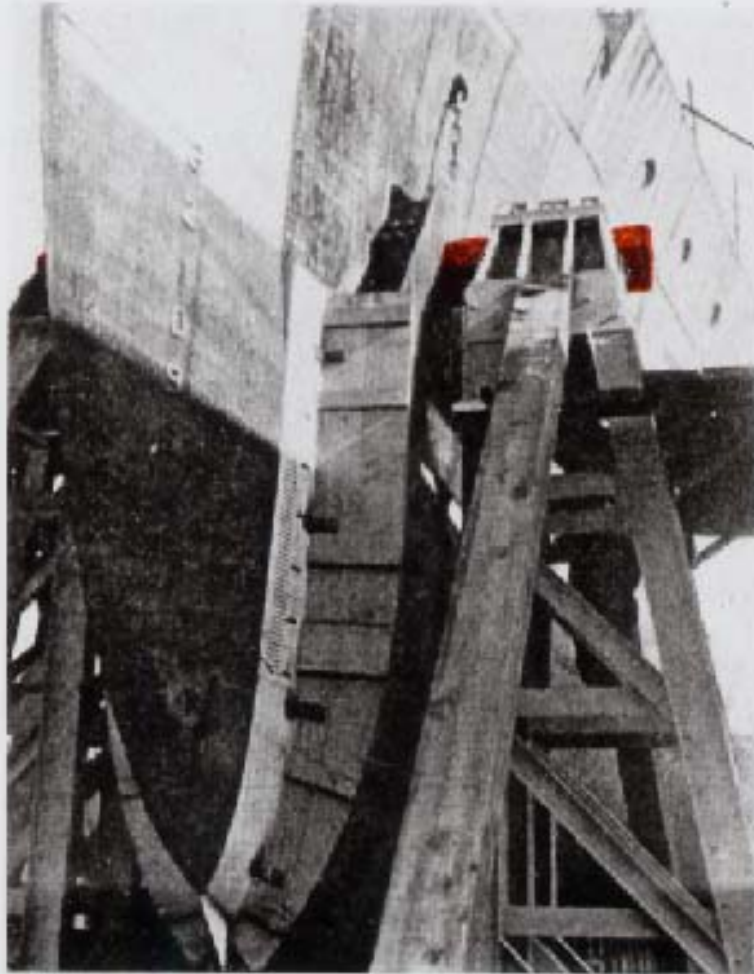


FIG. 6.—SAGGING TEST. Detail of forward support showing method of supporting forward cradle strap with shaft and offset between forward edge of strap and hull.



FIG. 8.—SAGGING TEST. Quarter view, showing after tower offset between cradle and hull bottom fairing casting, etc.

- Norfolk の海軍工廠の乾ドックで 1930 年から 1931 にかけて実施された。

- 熱変形の発生を避けるため、試験は夜間に実施した。

- バラスト水調節とドックへの注排水で負荷した。

- 崩壊試験の前に最大曲げモーメントを変化させながら繰り返し荷重を負荷した。

- ひずみと変位を計測した。

- 崩壊モード

Preston: 上甲板の圧縮
座屈

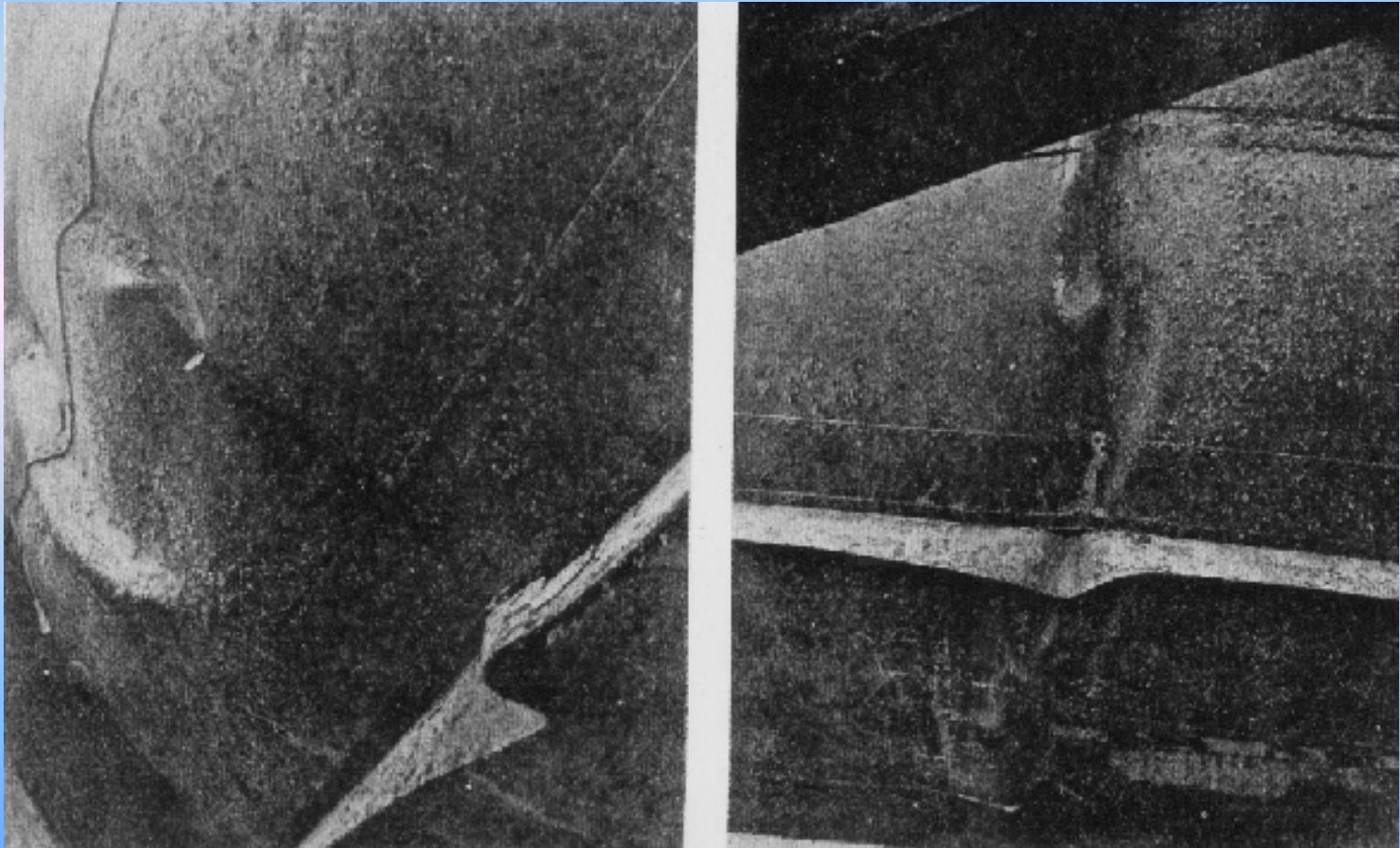
Bruce: 船底外板の圧縮
座屈



座屈した *Preston* の上甲板

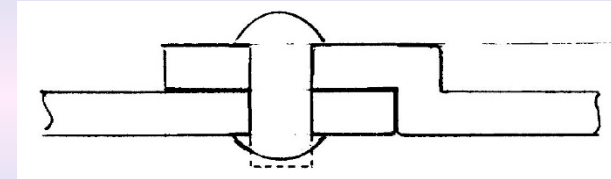
実船を対象とした初めての崩壊試験(続)

Bruce の座屈した船底外板

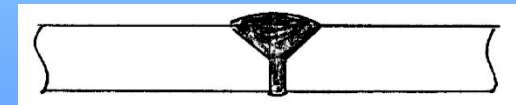


第2次世界大戦中に米国で実施された実船強度試験

- 戦略物資、一般貨物、武器、食料などを大量に輸送するために、大量の船舶を必要とした。
- 船舶を短期間に大量建造する要望
 - (1) ブロック建造法の採用
 - (2) リベット構造 → 溶接
- 数多くの構造破損が発生 (主に脆性破壊)

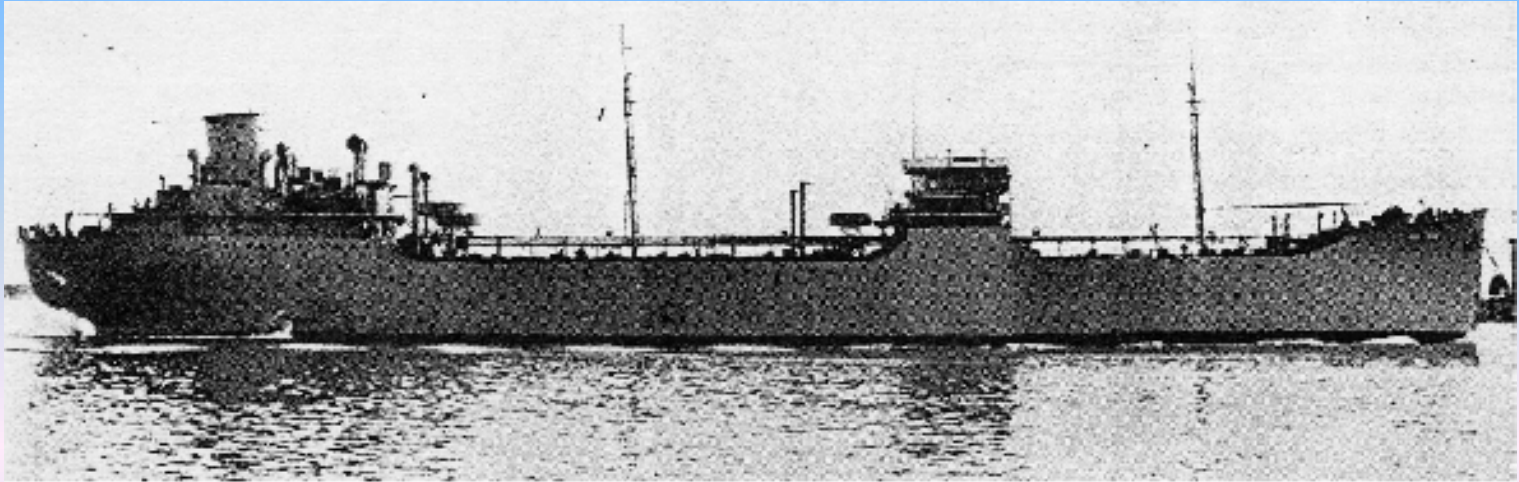


損傷原因を調べるために戦時標準船を使った一連の実船強度試験

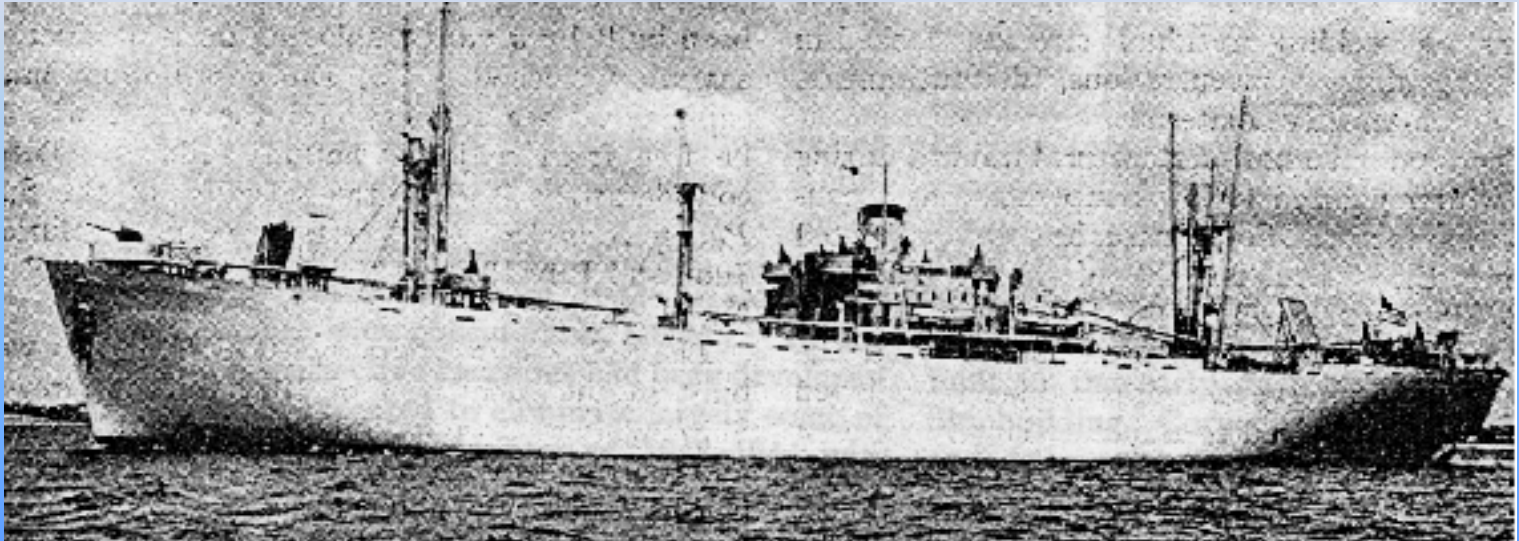


戰時標準船

■ T2 tanker

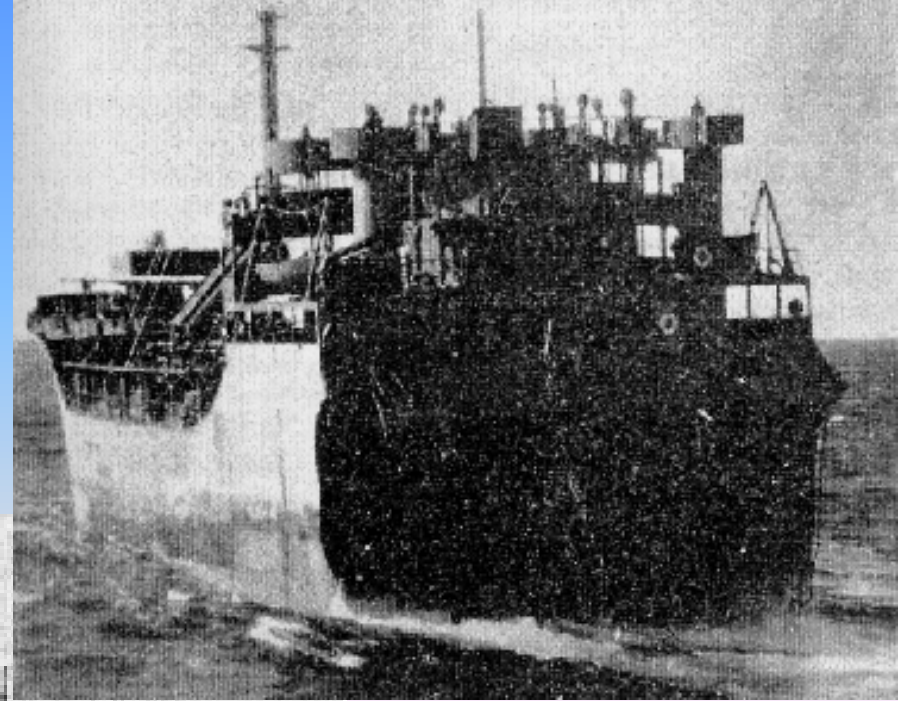
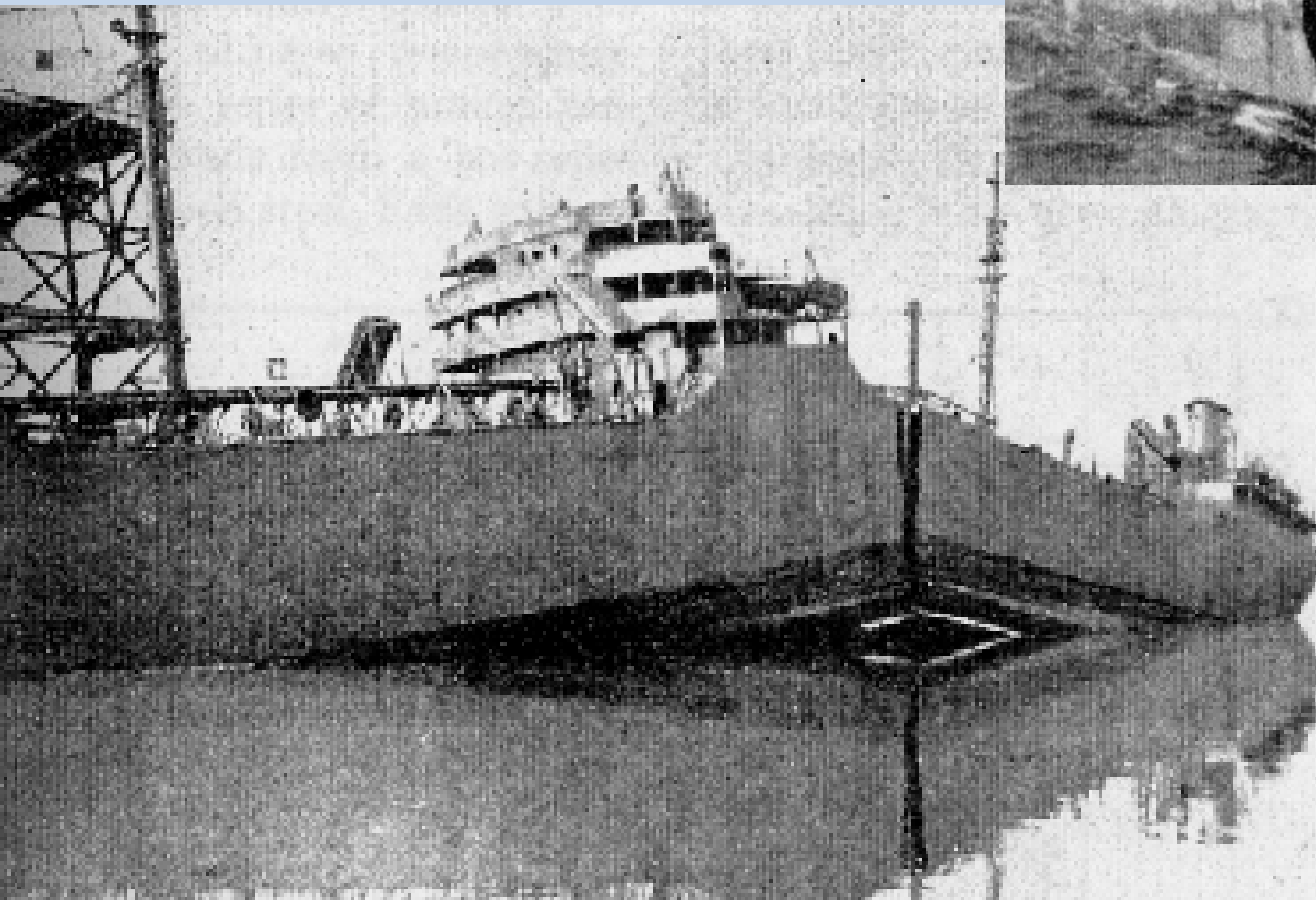


■ Liberty type General Cargo Ship



脆性破壊事故

- 損傷した T2 タンカー



実船強度試験

Characteristics of ships tested

Before World War II

Name of ship	Type of ship	Length	Breadth	Depth	F. L. D.	Year tested	Test group
Wolf	Destroyer	68.10	6.25	4.11	381	1902	Admiralty
Preston	Destroyer	95.81	9.44	6.30	1,190	1930	B.C.R.
Bruce	Destroyer	95.81	9.44	6.30	1,190	1931	B.C.R.
Frank Purnell	Ore Carrier	181.36	18.29	10.67	20,960	1943	U.M.S.C.
Cadillac	Ore Carrier	181.36	18.29	10.67	20,960	1943	U.S.M.C.
John Hutchinson	Ore Carrier	184.22	18.29	10.67	21,058	1943	U.S.M.C.
Champlain	Ore Carrier	184.22	18.29	10.67	21,058	1943	U.S.M.C.
Shilon	Tanker	159.56	20.73	11.96	21,880	1943	U.S.M.C.
Philip Schuyler	Cargo Ship	131.52	17.34	11.38	14,230	1944	U.S.M.C.
Neverita	Tanker	147.95	17.98	10.36	16,793	1994	A.S.W.C.
Antelope	Tanker	159.56	20.73	11.96	21,880	1944	O.S.R.D.
Elk Hills	Tanker	159.56	20.73	11.96	21,880	1944	O.S.R.D.
Ventura Hills	Tanker	159.52	20.73	11.96	21,880	1945	U.S.M.C.
Newcombia	Tanker	147.95	17.98	10.36	16,790	1945	A.S.W.C.
Fullerton Hills	Tanker	159.56	20.73	11.96	21,880	1945	O.S.R.D.
Fort Mifflin	Tanker	159.52	20.73	11.96	21,880	1945	U.S.M.C.
Clan Alpine	Gargo Ship	134.57	17.34	11.38	13,764	1947	A.S.W.C.
President Wilson	Passenger Ship	185.60	23.01	18.76	23,500	1947	U.S.M.C.
Ocean Valcan	Cargo Ship	134.57	17.34	11.38	13,752	1947/1948	A.S.W.C.
Albuera	Destroyer	115.52	12.27	6.71	2,315	1949/1950	N.C.R.E.

After World War II

(Lengths in M; Displacement in Tonf)

F.L.D.: Full Load Displacement

B.C.R.: Bureau of Consturion and Repair

U.S.M.C.: United States Maritime Commission

A.S.W.C.: Admiralty Ship Welding Committee

O.S.R.D.: Office of Scientific Research and Development

N.C.R.E.: Naval Construction Research Establishment

実船強度試験における検討項目

(1) 部材の縦曲げ強度への寄与:

- コルゲート板の縦隔壁
- 座屈あるいは剪断遅れによる応力の不均一性

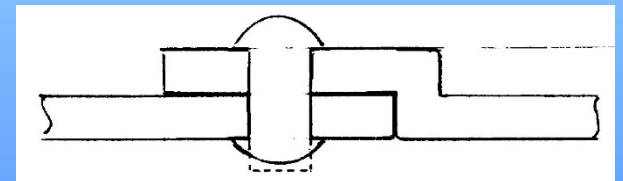
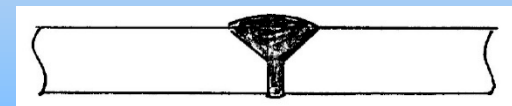
(2) 船底外板の局部座屈

(3) リベット構造と溶接構造の比較

(4) 主船体と上部構造の相互影響

(5) ハッチコーナーのような構造的な不連続部における応力集中

(6) 温度変化に起因する熱応力



T2 Tanker での計測結果

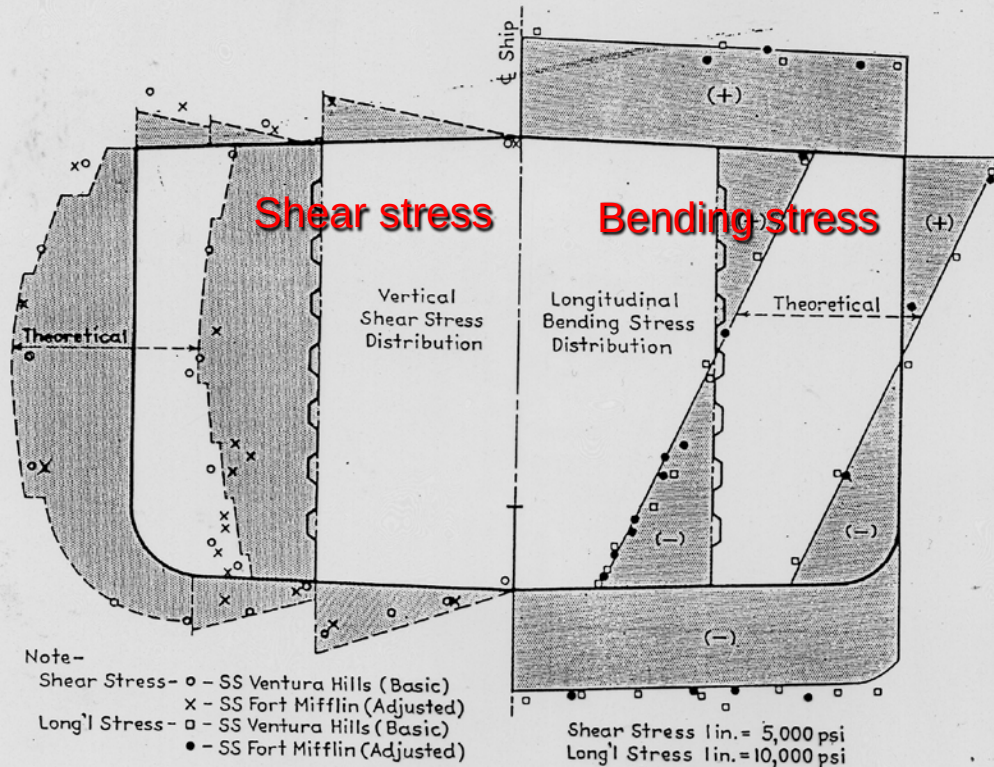
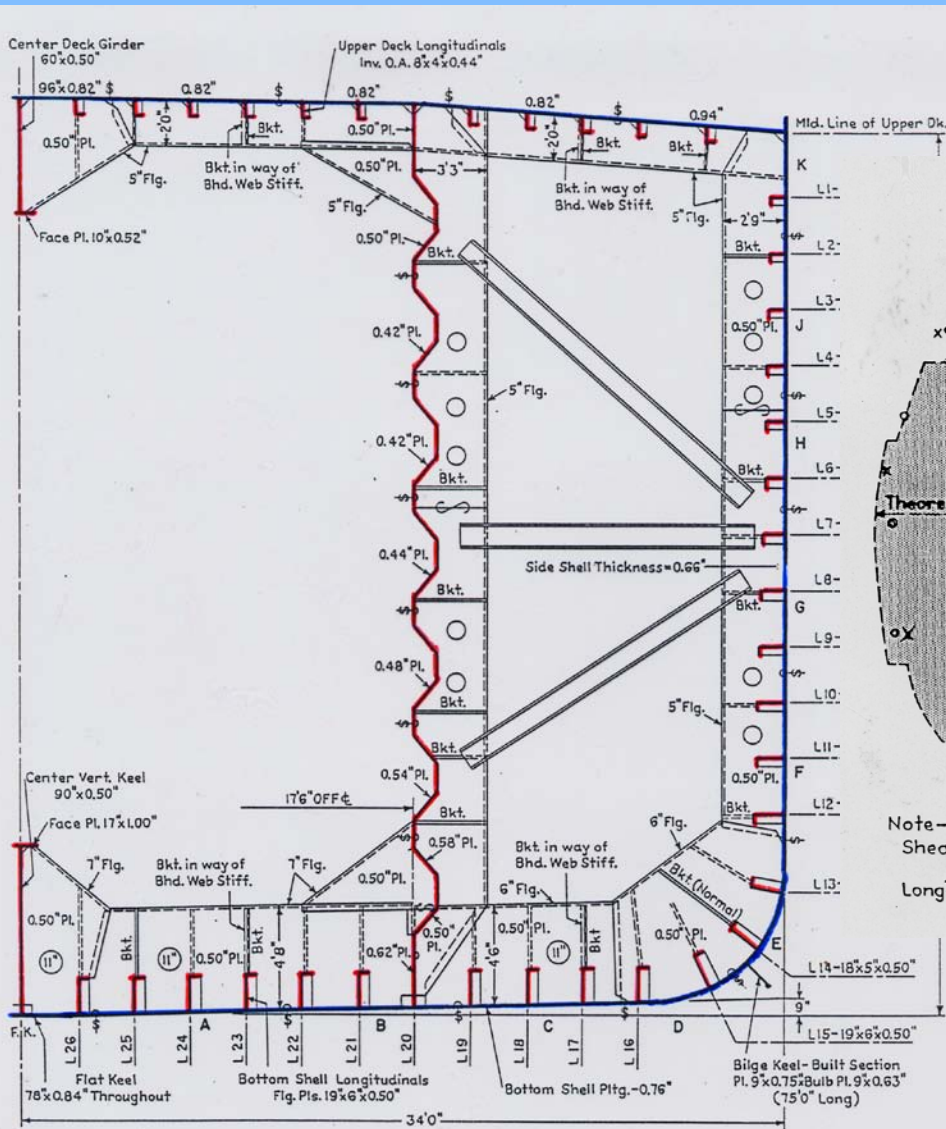


Fig. 39 Midship section of T-2 tanker

Liberty 船における計測

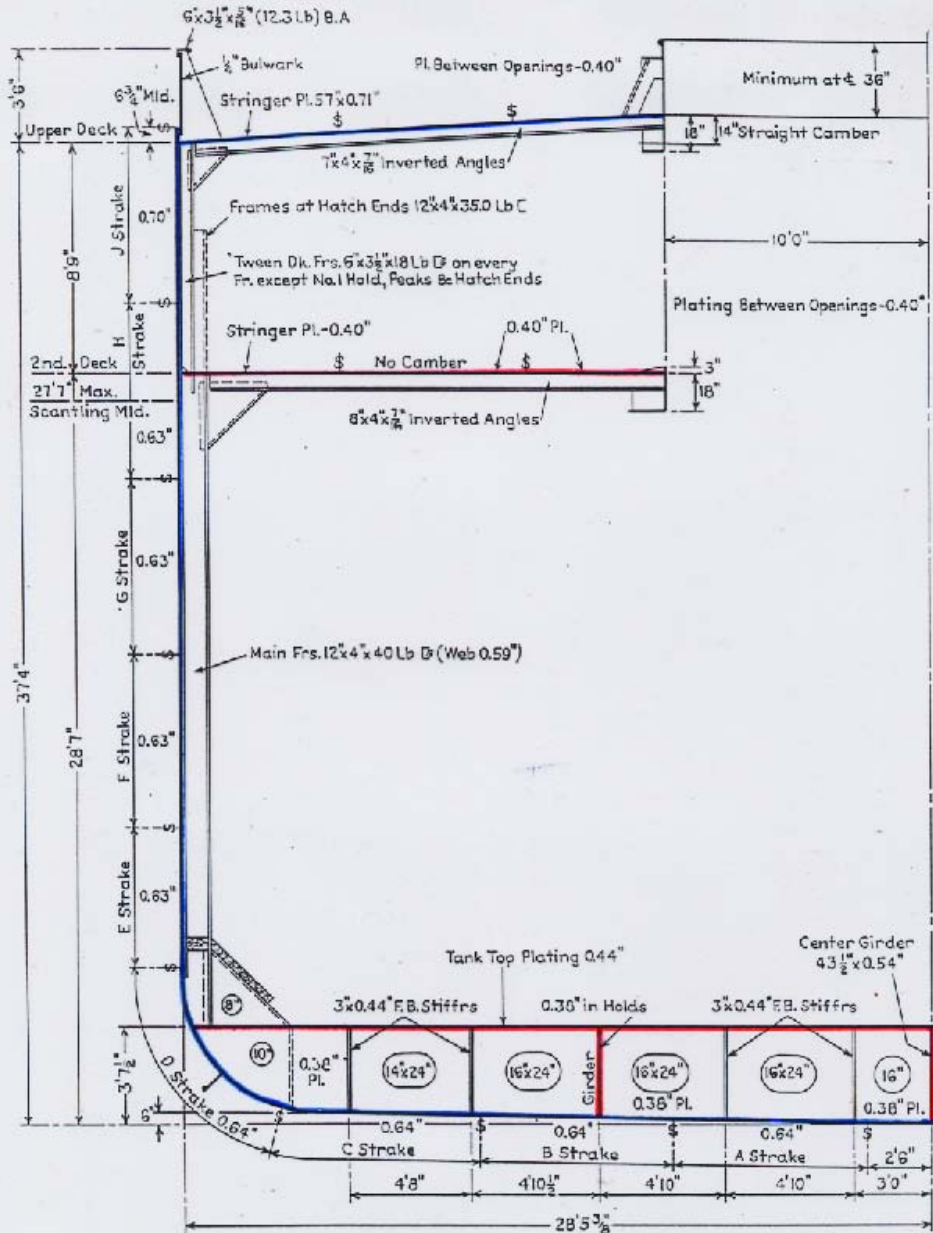
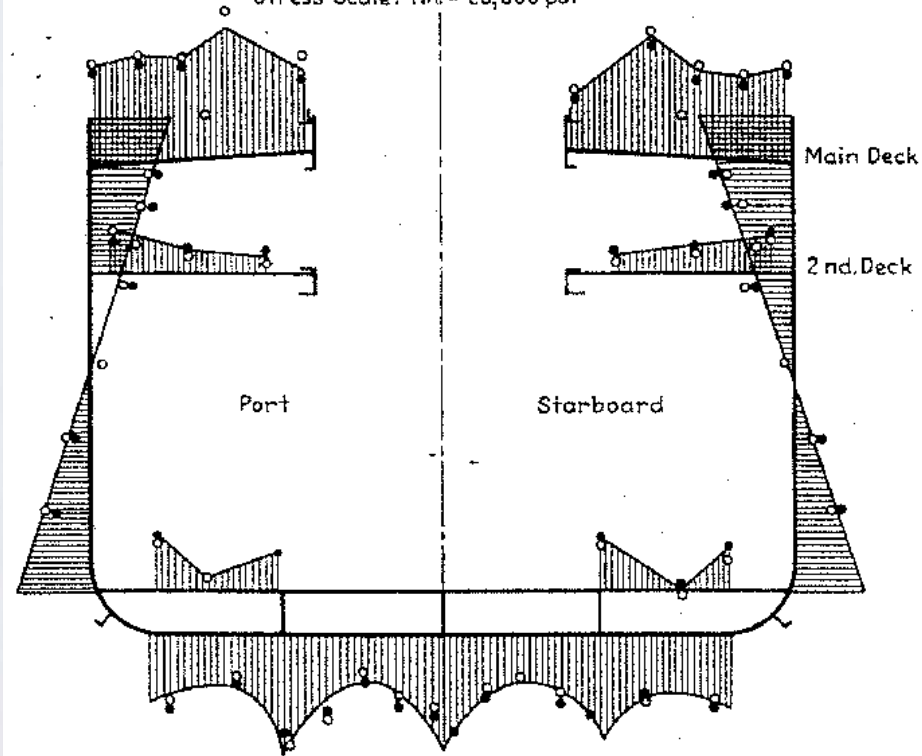


Fig. 41 Liberty ship midship section similar to the Philip Schuyler

Measured results

Notes:

- Indicates Ascending Values
 - Indicates Descending Values
- Stresses for Moment Increment of 134,000 Ft-Tons
Stress Scale: 1in. = 20,000 psi



Main Deck

2nd Deck

Port

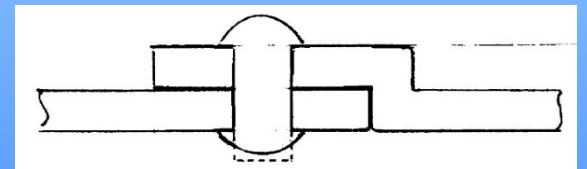
Starboard

リベット船と溶接船の比較

- (1) 建造方式がリベット接合から溶接へ変わりつつあった時期のホットな話題
- (2) リベット船では、接合線に沿ってスベリがあると予想されたために、リベット船の方が船体の曲げ剛性が低いと予想された。
- (3) 結果：リベット船よりも溶接船の方が曲げ剛性が低い。



- リベット船では、パネルの接合部でパネルが重なっている。→ 僅かであるが断面積が増える
- 溶接残留応力や locked-in 応力が影響する；曲げの引張側で既に引張降伏している部分は、引張荷重を受け持てない。

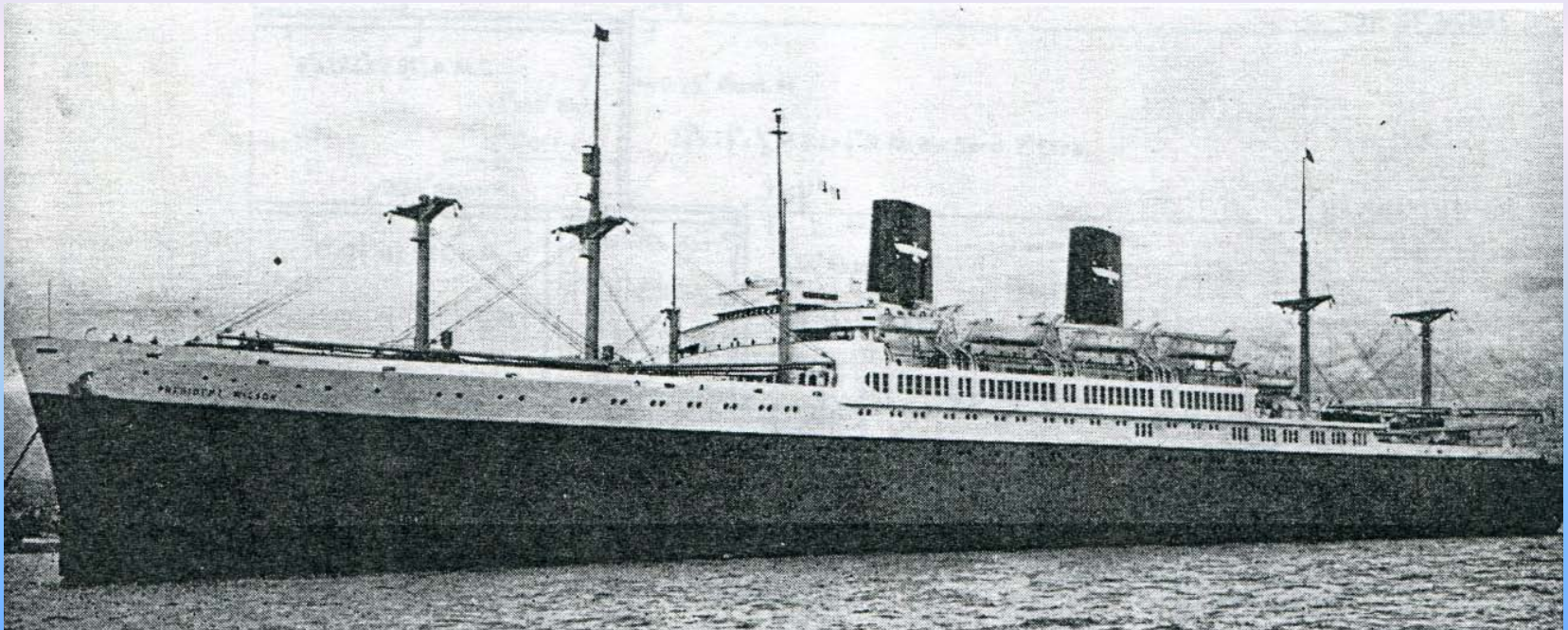


真の損傷事故原因

- 損傷が生じた真の原因は、構造配置に起因するものではなく、材料の問題であった。すなわち、溶接部の靱性低下が原因であった。
- しかしながら、一連の実船強度試験を通して、数多くの有用かつ重要な情報が得られた。
- いくつか試験は、戦後にずれ込んだ。

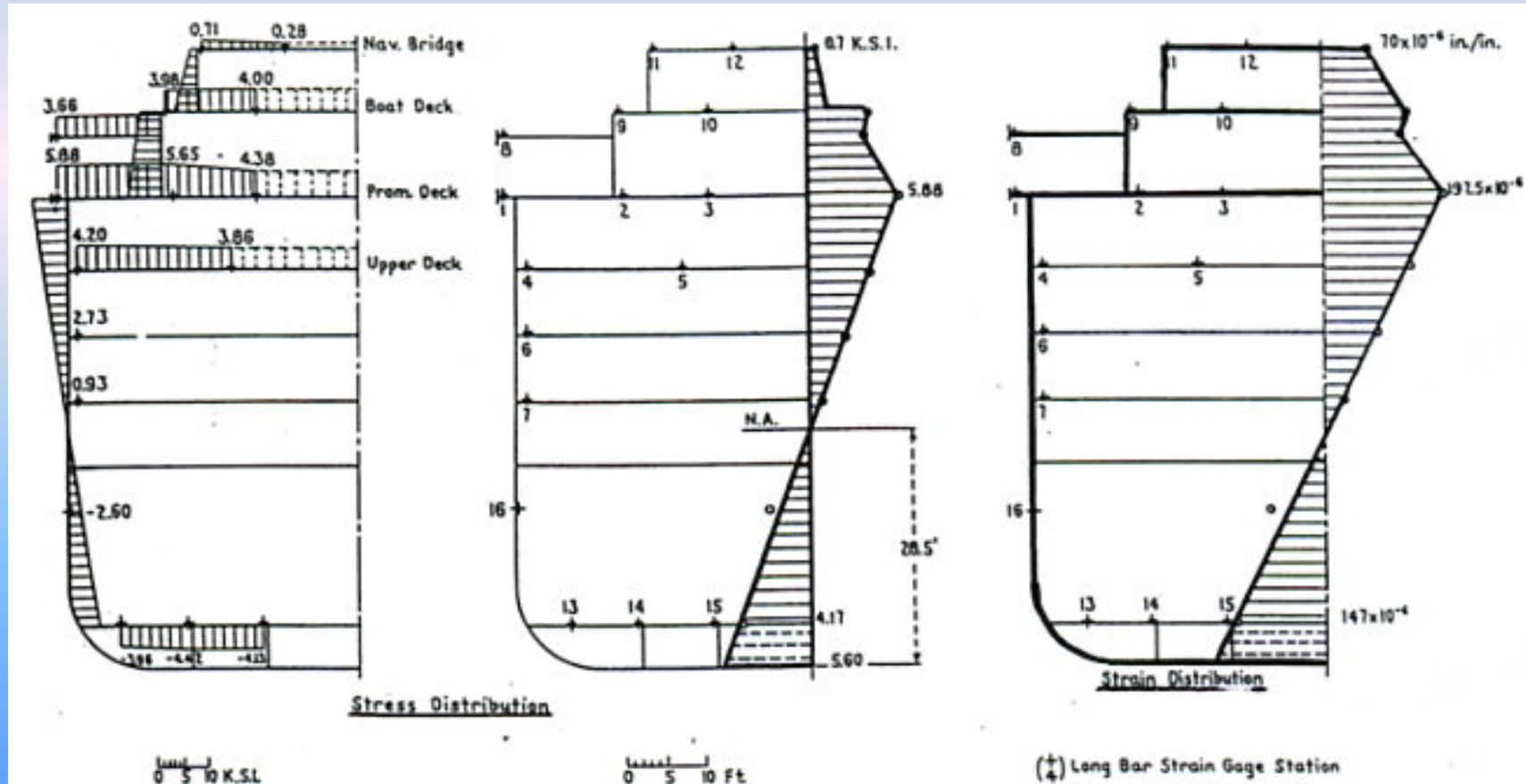
上部構造の曲げ応力分布

- 船楼型上部構造(側板が船側外板と同一面)の場合、主船体と上部構造の曲率は同方向。
- 甲板室型上部構造の場合は、主船体と上部構造の曲率は逆方向。



上部構造の曲げ応力分布

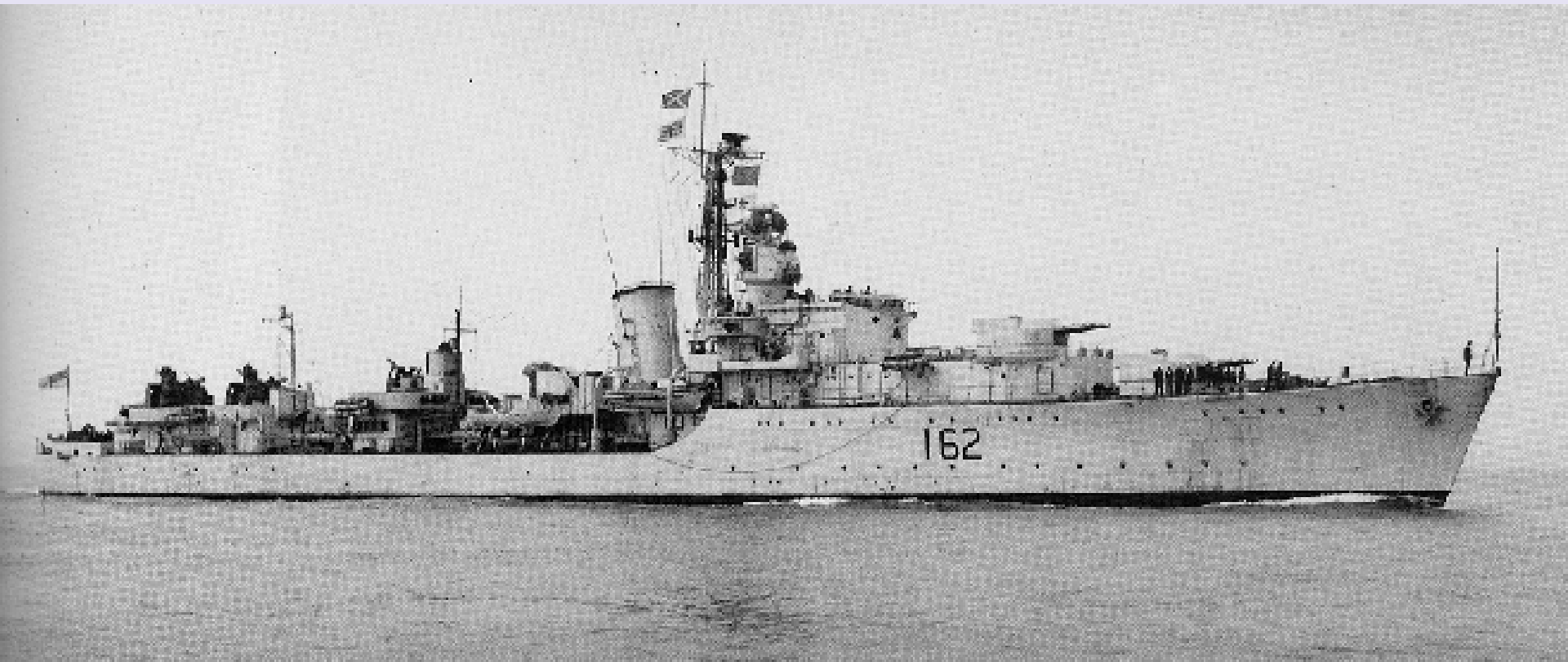
- 船楼型上部構造(側板が船側外板と同一面)の場合、主船体と上部構造の曲率は同方向。
- 甲板室型上部構造の場合は、主船体と上部構造の曲率は逆方向。



***Albuera* に対する崩壊試験(英国)**

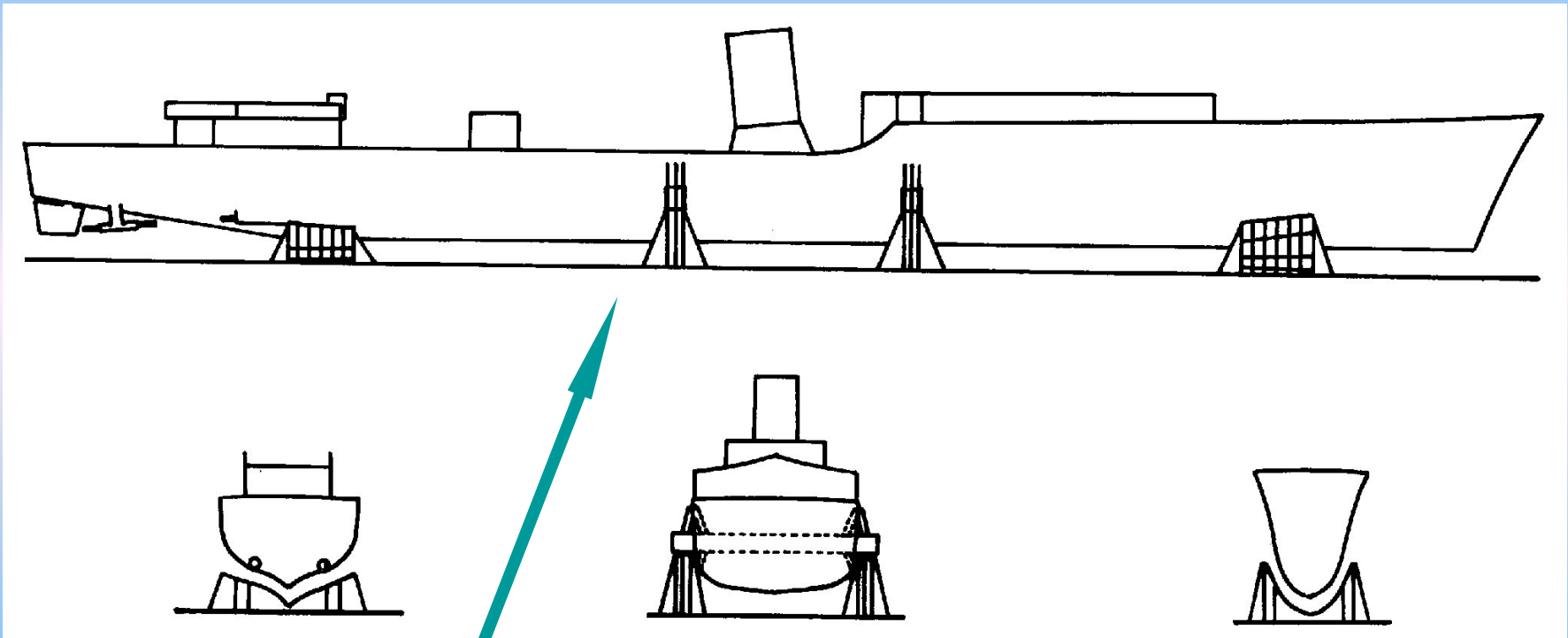
**第2次世界大戦終了後未完成で放置されていた
Battle 級駆逐艦を対象。**

上部構造と煙突は既に取り付けられていた



Albuera に対する崩壊試験(続)

- 英国海軍の Rosyth 基地にある研究所で、1949 年から 1950 年にかけて実施



- 船底外板の圧縮座屈;
- 船側外板の剪断座屈

Albuera に対する崩壊試験(続)

曲げモーメント図と剪断力図

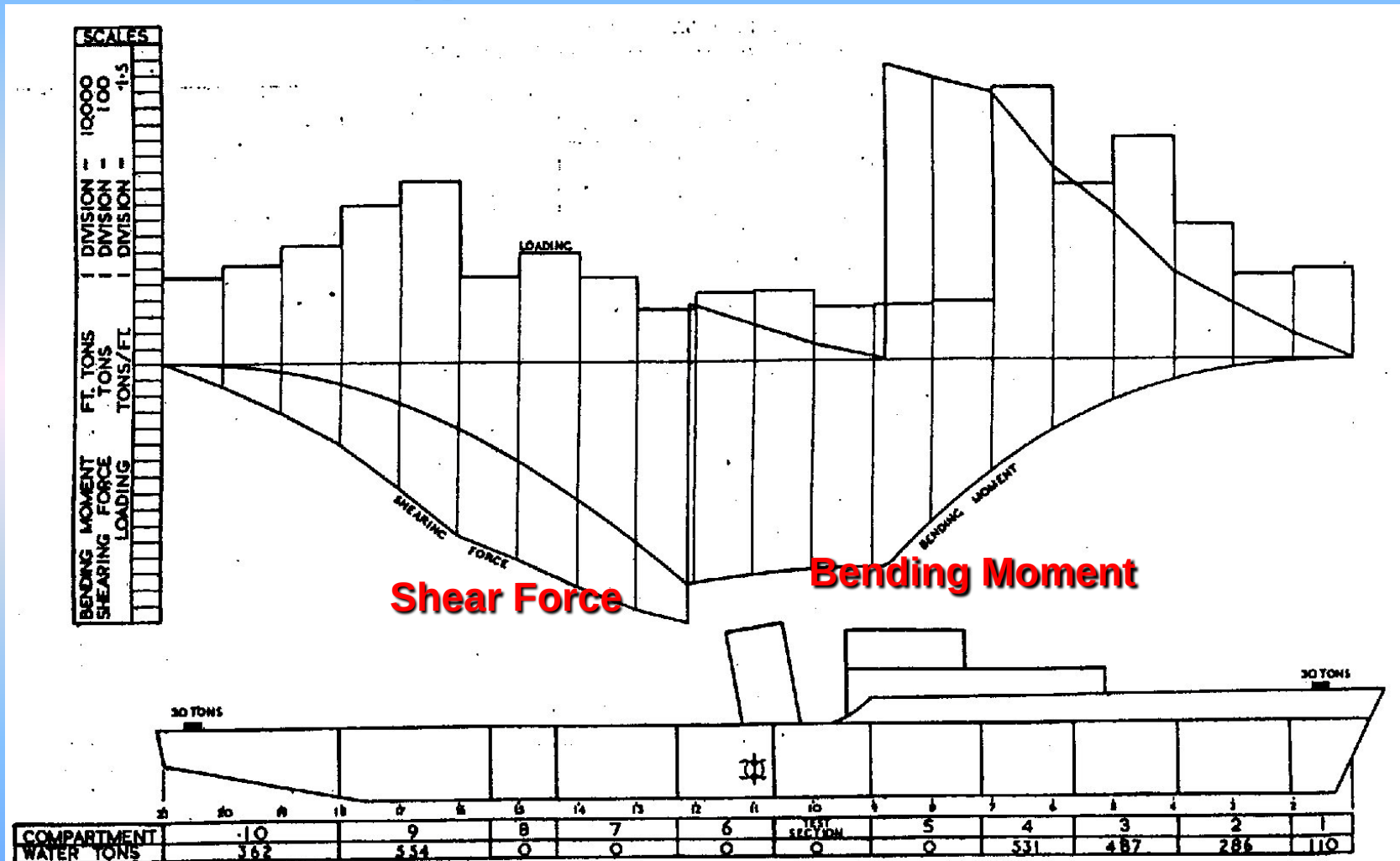
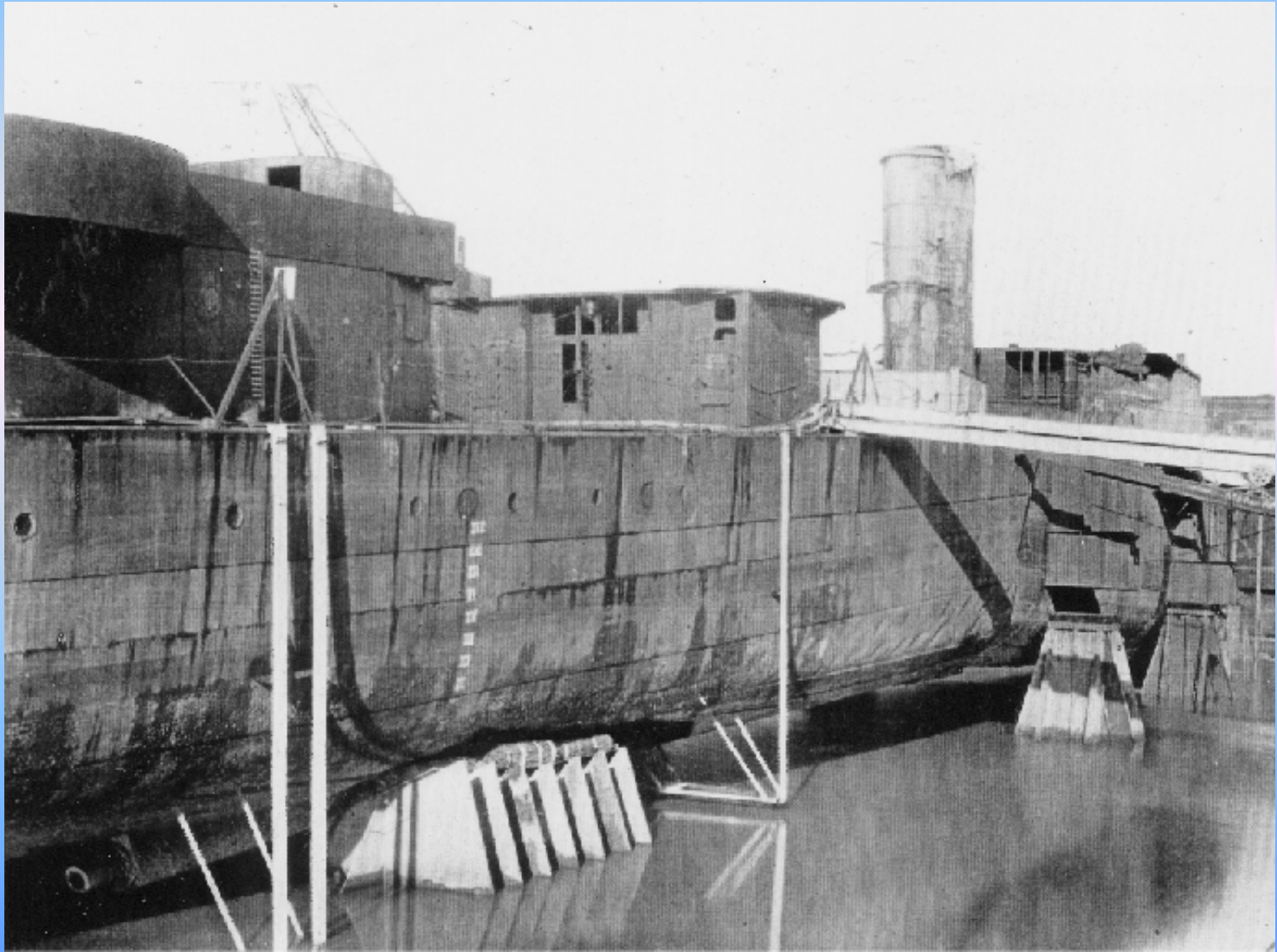


FIG. 14.—CURVES OF LOADING, SHEARING FORCE, AND BENDING MOMENT
Condition:—Final condition. (Trial III)

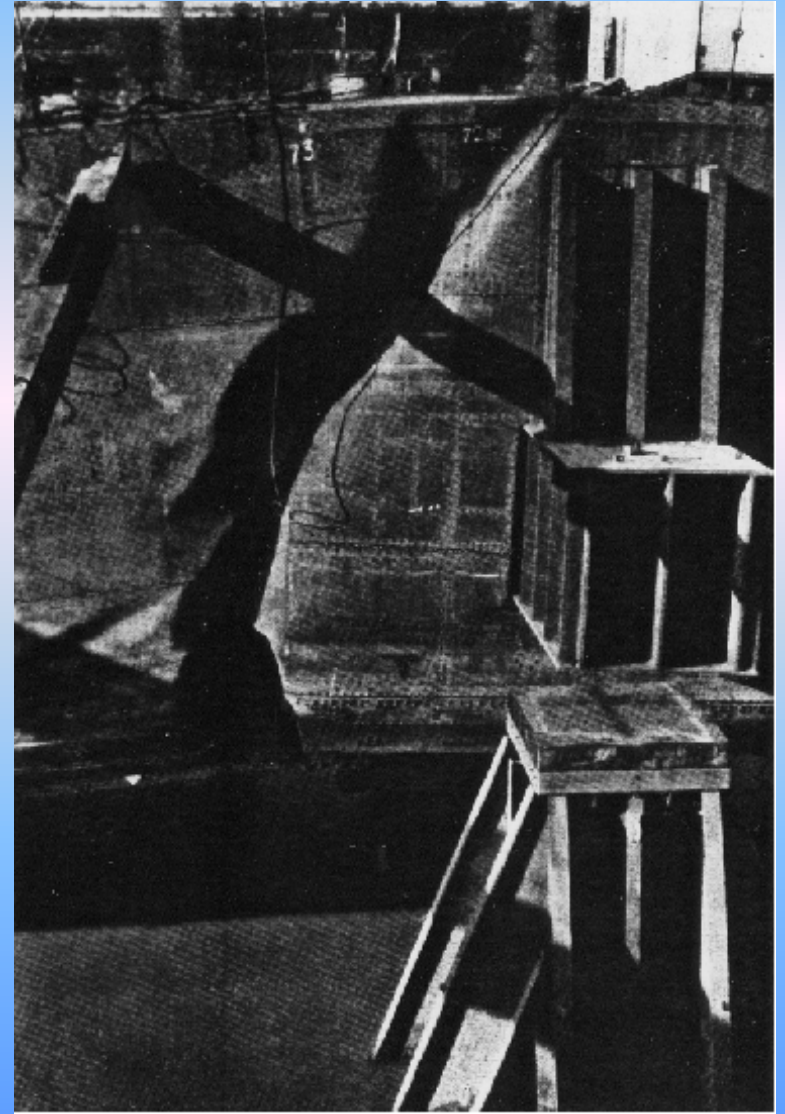
Albuera に対する崩壊試験(続)

- 船底外板の圧縮座屈と船側外板の剪断座屈が発生して崩壊。



船側外板の剪断座屈

outside view



意図しない実船崩壊試験:

折損時の荷重条件が分かっている折損事故



乗組員、船主には気の毒であるが

崩壊試験と見なせる

崩壊試験と見なせる過去の事故

- 菱洋丸
- Energy Concentration
- Nakhodka

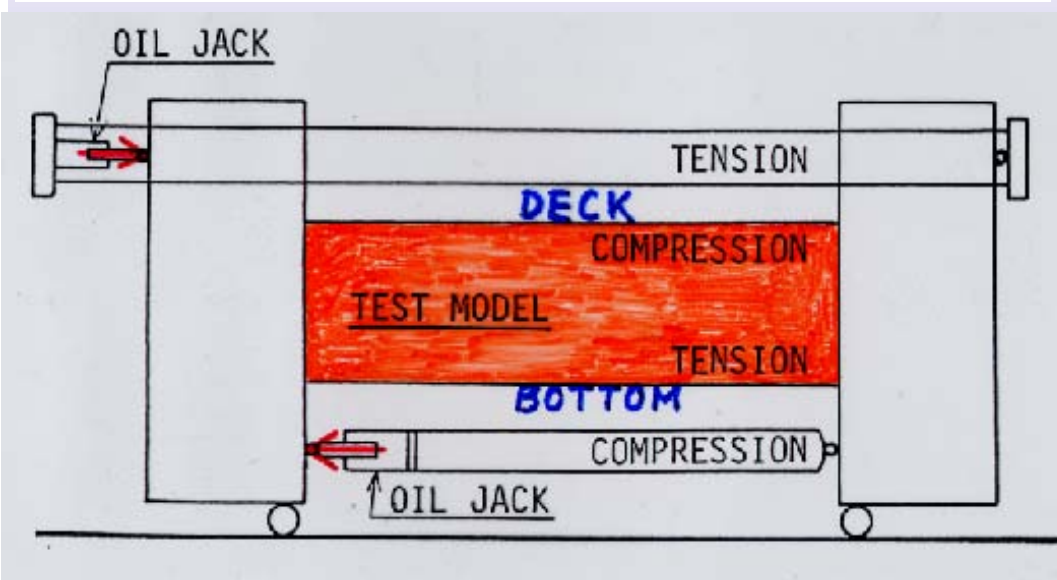
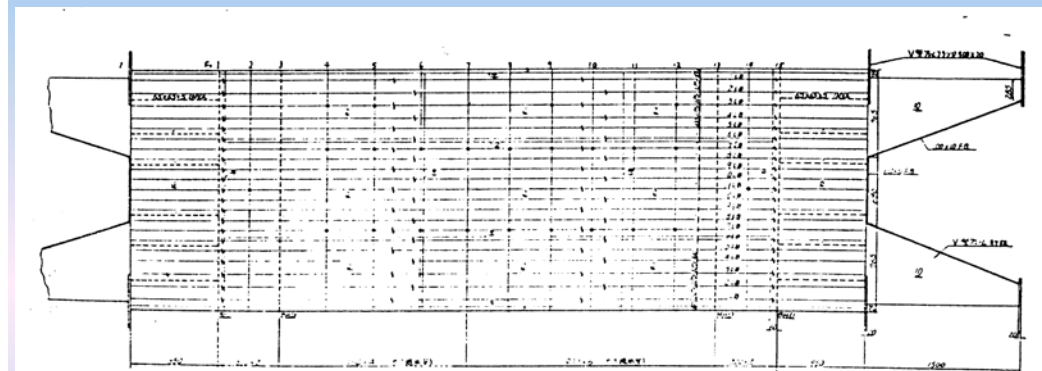
Energy Concentration



船体梁の縮小模型を用いた崩壊試験

- 杉村、野崎、鈴木: なみクラス護衛艦1/5-縮小模型に対する崩壊試験: (1966) [26]
- 遠藤、田中、青木、井上、山本: 0.164-縮小バルクキャリア模型; 0.129-縮小鉱石運搬船模型; 0.121-縮小コンテナ船模型に対する崩壊試験 (1988) [27]
- Mansour, Yang, Thayamballi: タンカー模型他に対する崩壊試験 (1990) [28]
- Dow: 1/3-縮小フリゲート艦模型に対する崩壊試験 (1991) [29]
- 矢尾、藤久保、柳原、藤井、古井: 1/10-縮小チップ船模型に対する崩壊試験 (1999) [30]
- 田中、安藤、穴井、矢尾、藤久保、飯島: 0.075-縮小コンテナ船模型に対する崩壊試験 (2009) [31]

海上自衛隊の なみクラス護衛 艦の 1/5 縮小模型



崩壊モード

上甲板パネルの局部座屈



甲板ロンジ材に局部座屈



甲板構造の全体座屈



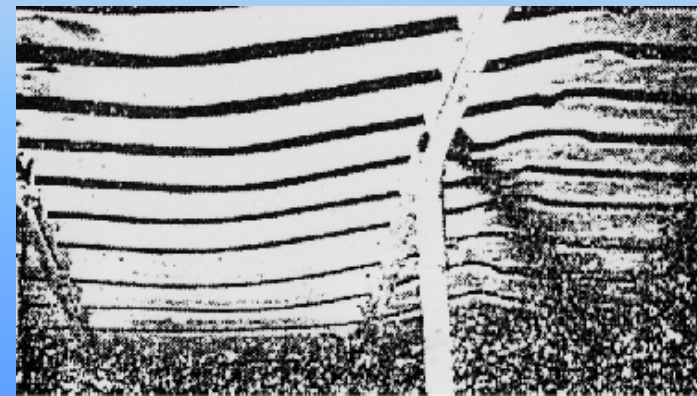
船側構造の座屈



第2甲板構造の座屈

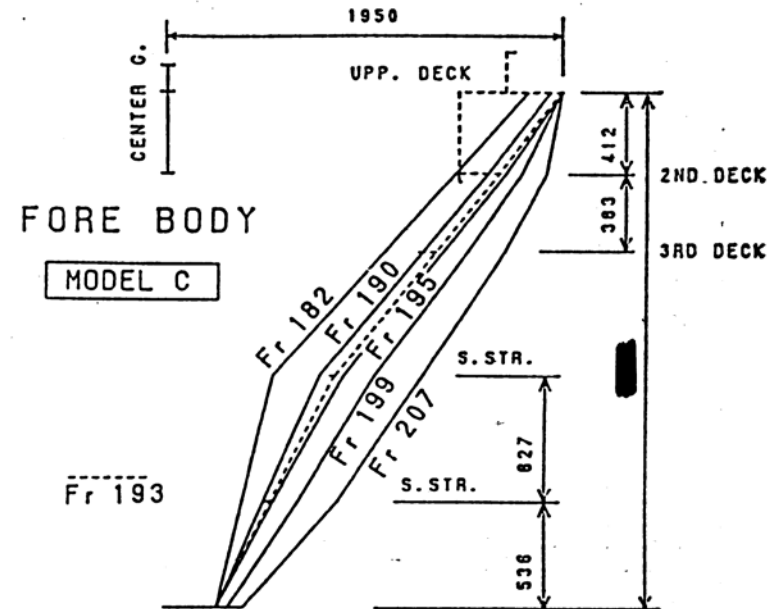
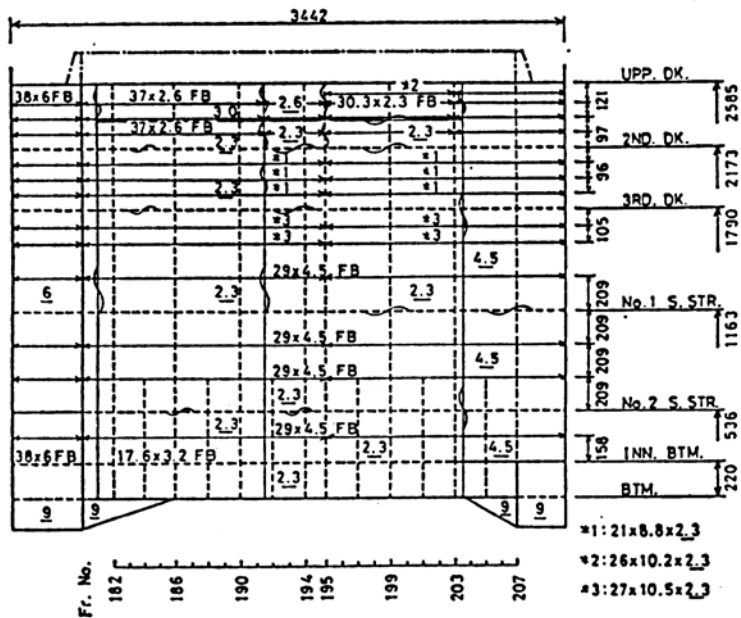
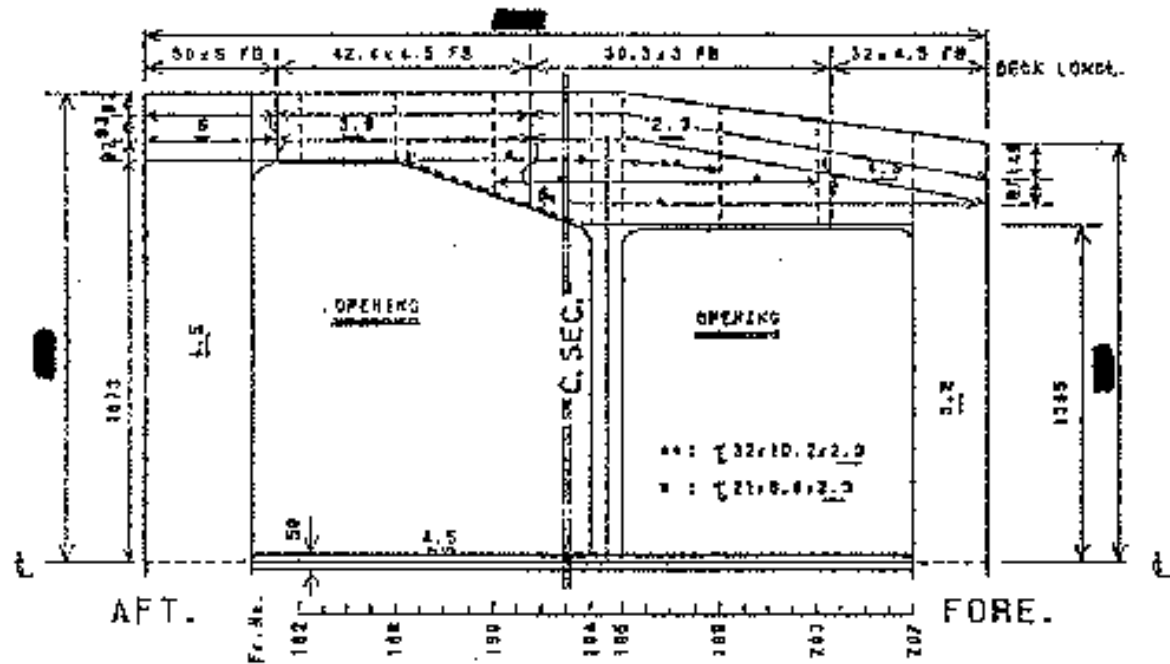


船体桁の全体崩壊



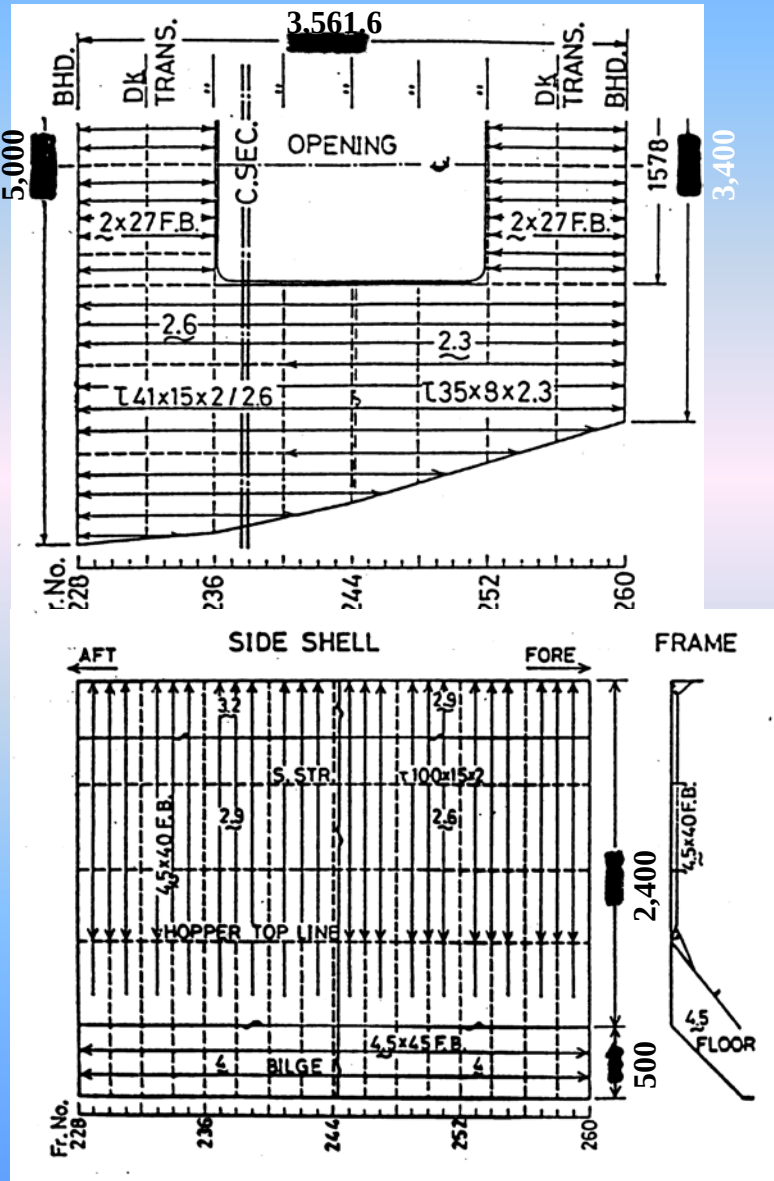
遠藤らが崩壊試験に用いた模型試験体 (1988) [27]

0.121-scale Container Ship

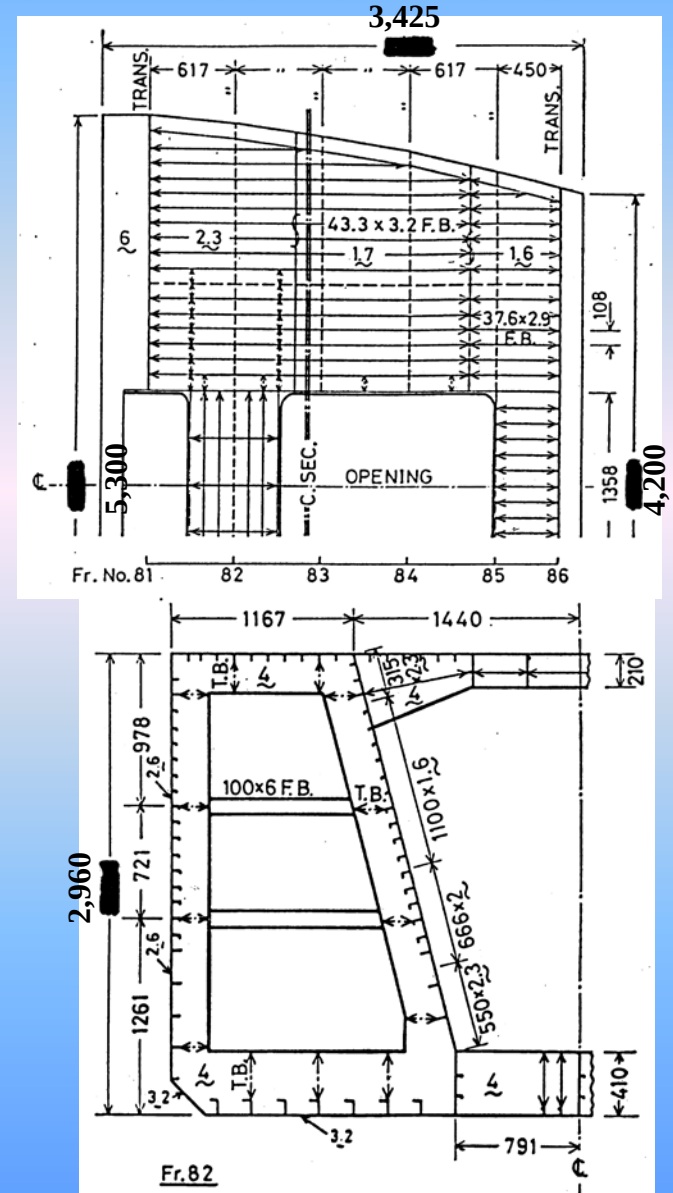


遠藤らが崩壊試験に用いた模型試験体 (1988) [27]

0.164-scale Bulk Carrier



0.129-scale Ore Carrier



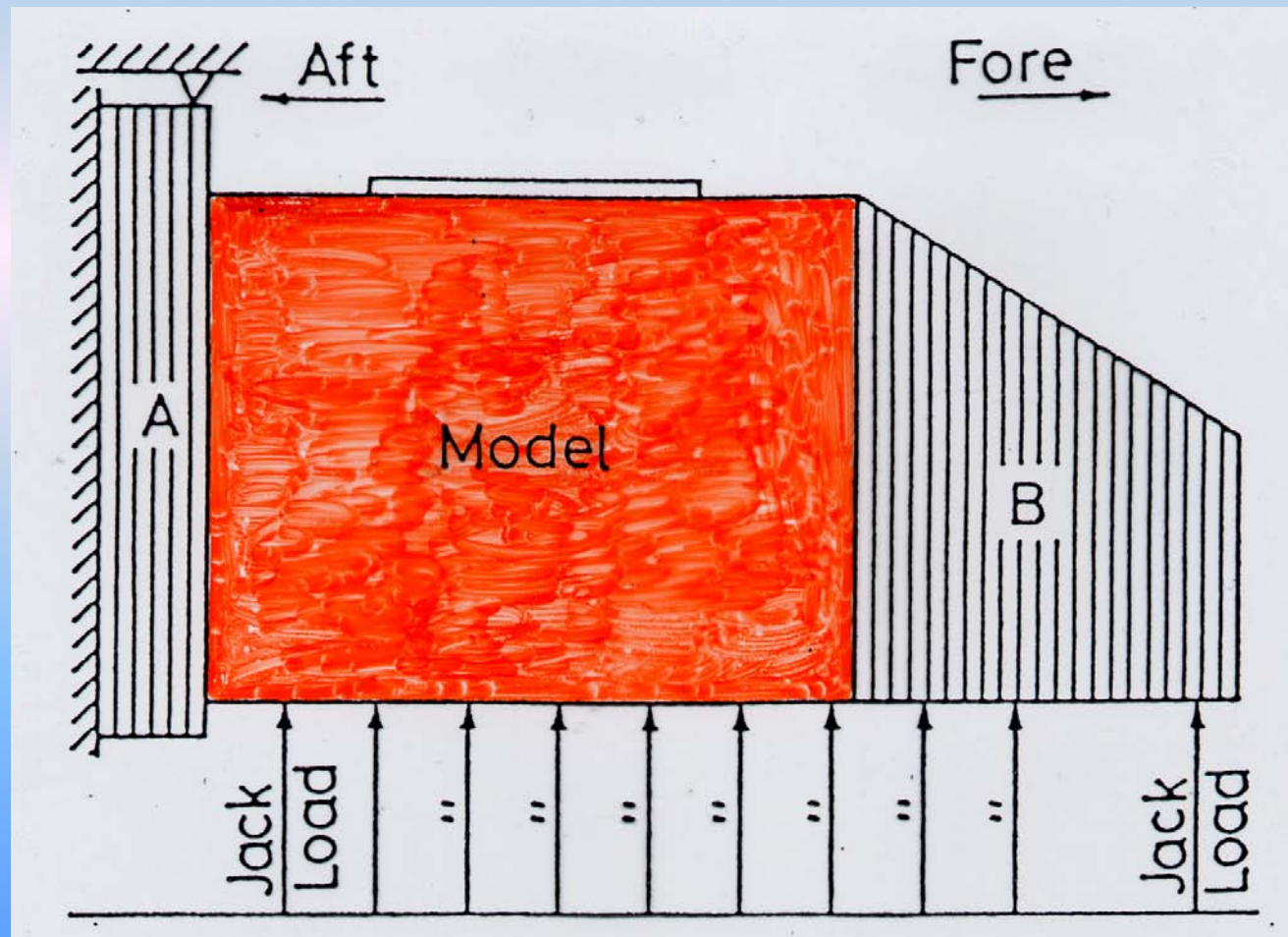
遠藤らによる崩壊試験 (1988)

崩壊モード

- 面内圧縮荷重による甲板の座屈崩壊
- 剪断荷重による船側外板の剪断降伏

載荷方法

スラミング荷重を模している。



Mansourらが崩壊試験に用いた模型試験体 (1990) [28]

試験体断面

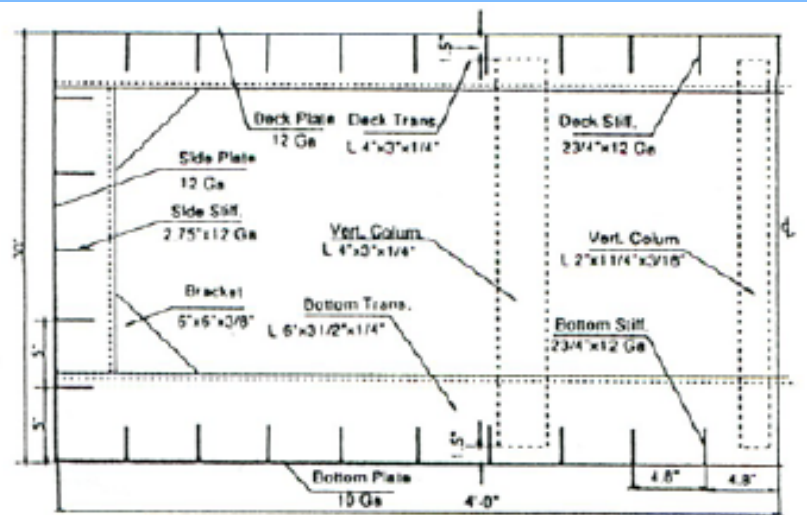


Fig. 4 Detail of midship section of Model I

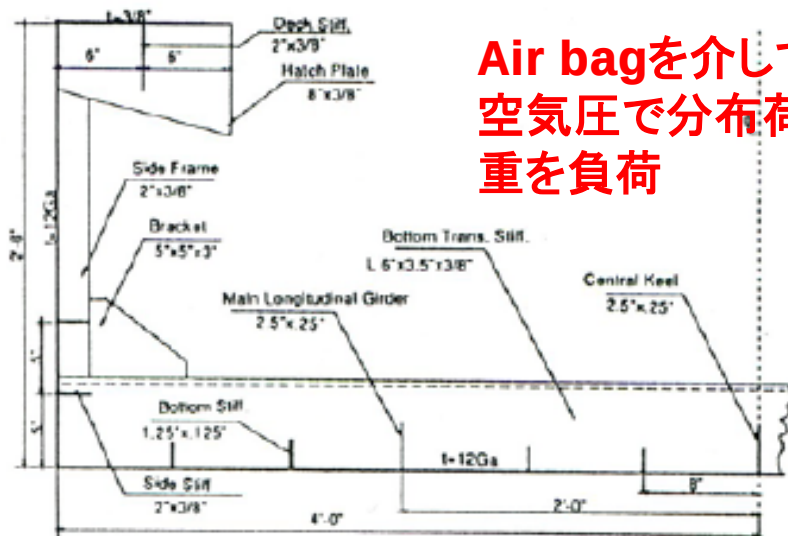
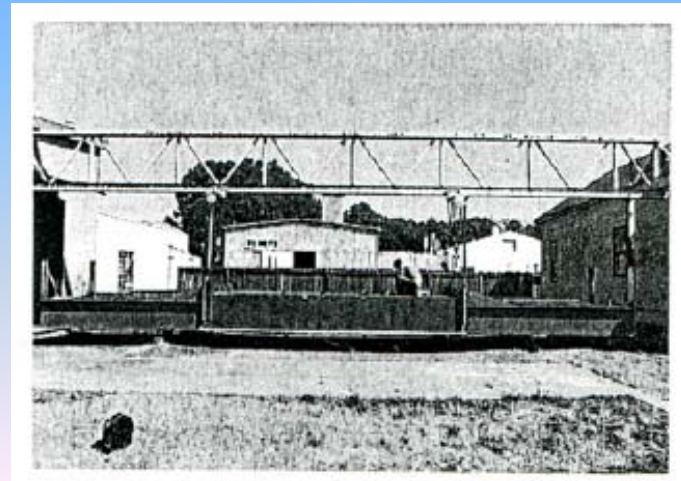


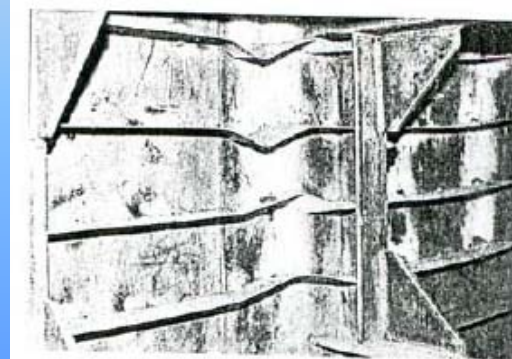
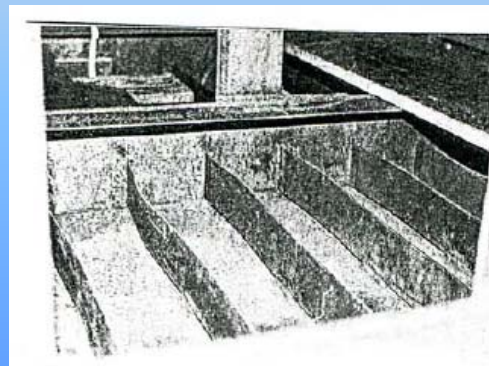
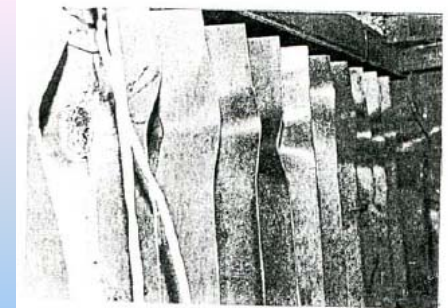
Fig. 5 Detail of midship section of Model II

Air bagを介して
空気圧で分布荷
重を負荷

載荷冶具

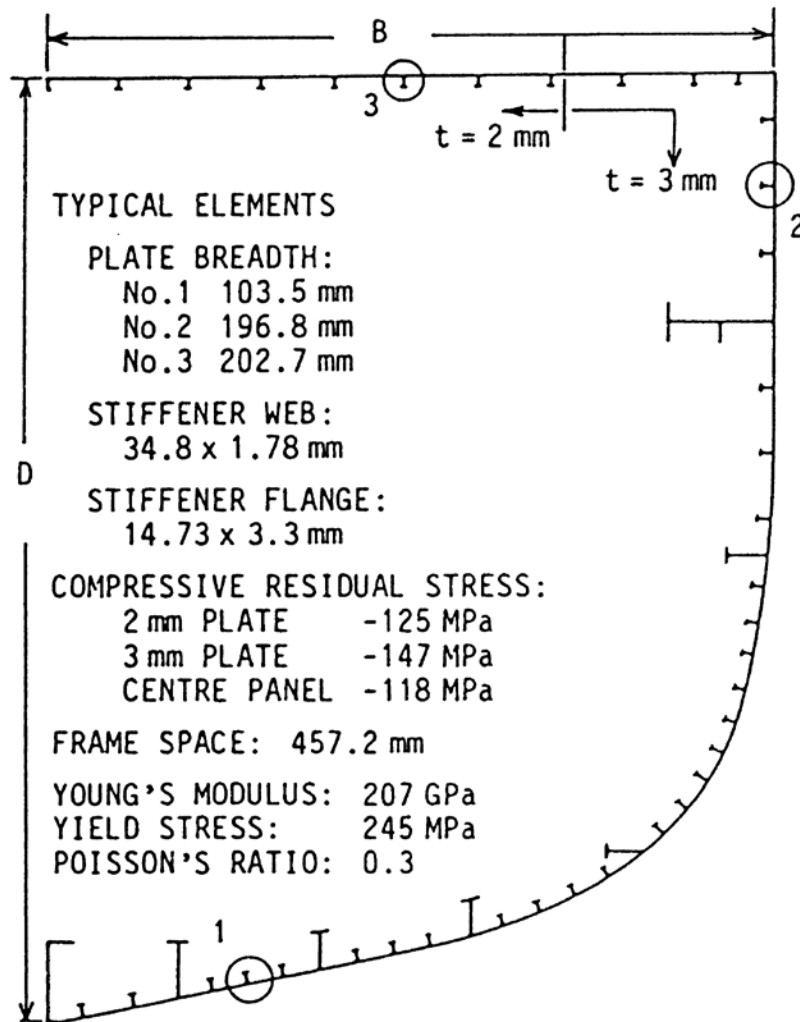


崩壊モード

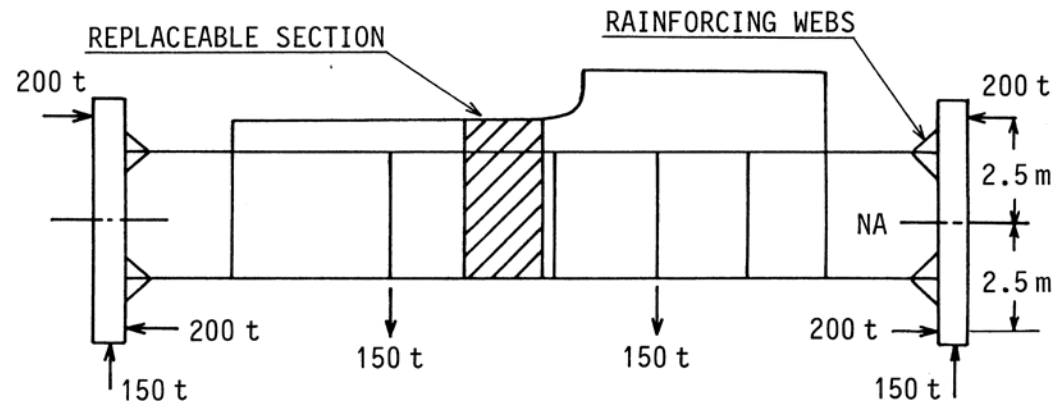


Dowによる1/3-縮小フリゲート艦模型 (1991) [29]

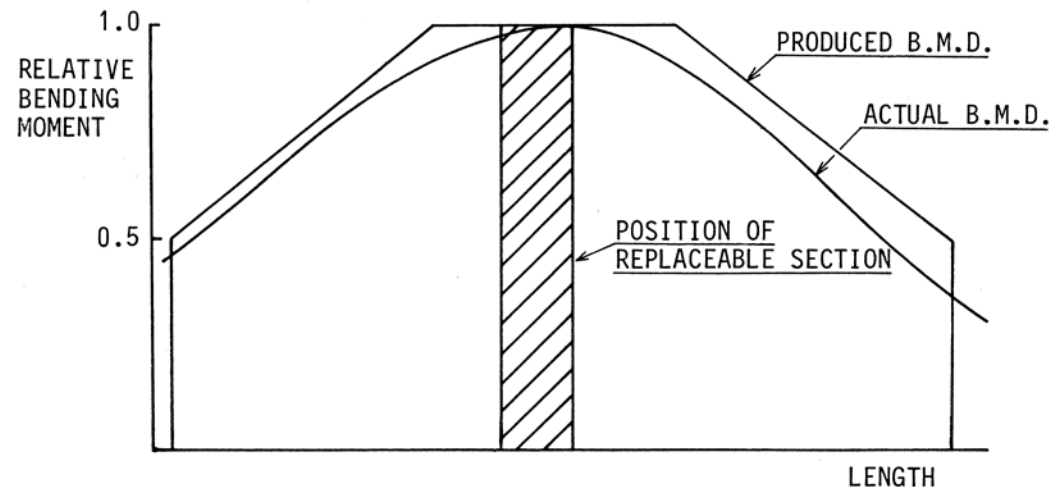
試験体横断面



載荷状況



再現されたBMD(曲げモーメント分布)

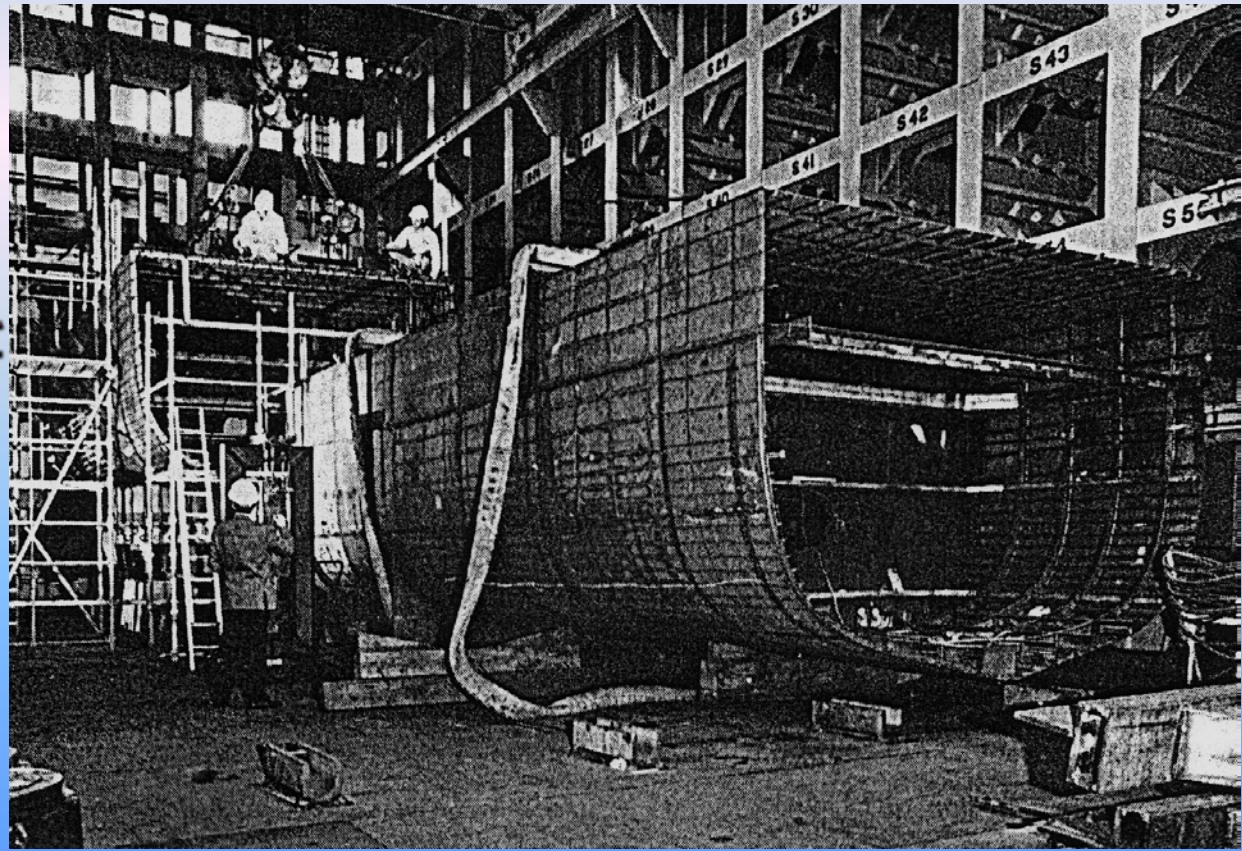


試験の手順

- 弾性範囲内でサギング負荷
- 弾性範囲内でホギング負荷
- サギングで崩壊試験

弾性テスト:

甲板あるいは船底キールのひずみが 400μ に達するまで負荷したあと除荷する。



逐次崩壊挙動

甲板の全体座屈



甲板パネル及び甲板ロンジ材の
局部座屈



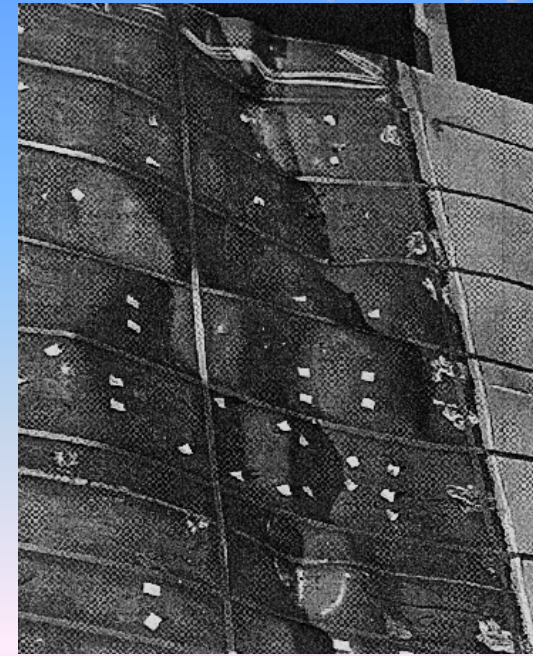
船側外板パネル及び船側外板
ロンジ材の局部座屈



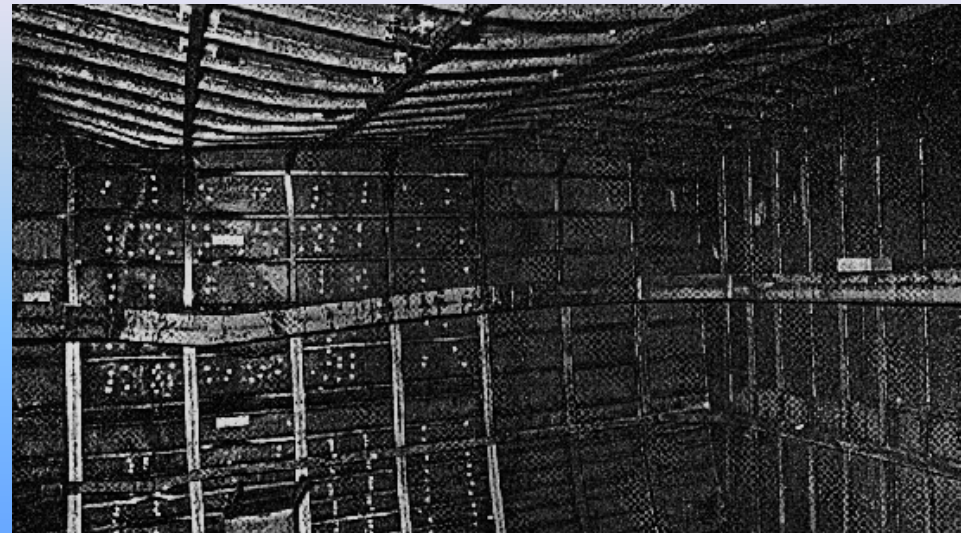
船側外板構造の
フレーム間座屈



船体桁の崩壊



船側外板構造の座屈崩壊



内部から見た甲板／船側外板構造の座屈崩壊

矢尾らのチップ船1/10-縮小模型試験体に対する崩壊試験 (1999) [30]

上甲板は単板構造
(BCのようなトップサイドタンクなし)

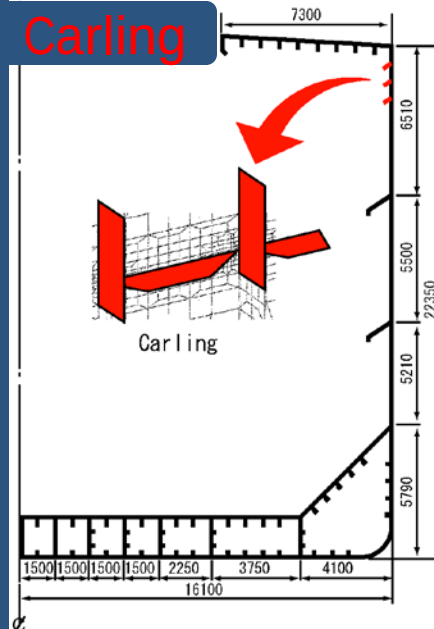
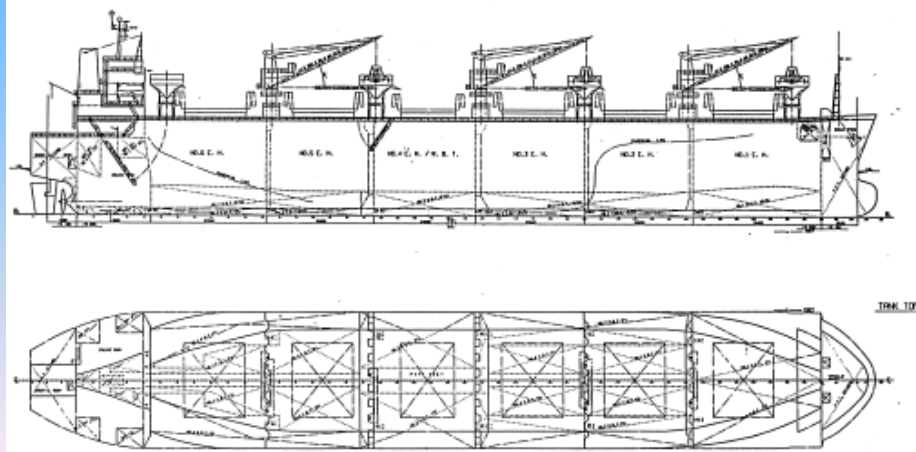
断面の中立軸位置が低いため
高応力が発生する。

バラスト水は中央ホールドに積載

大きなサギングの曲げモーメントが発生

断面の上部パネルに圧縮座屈が発生

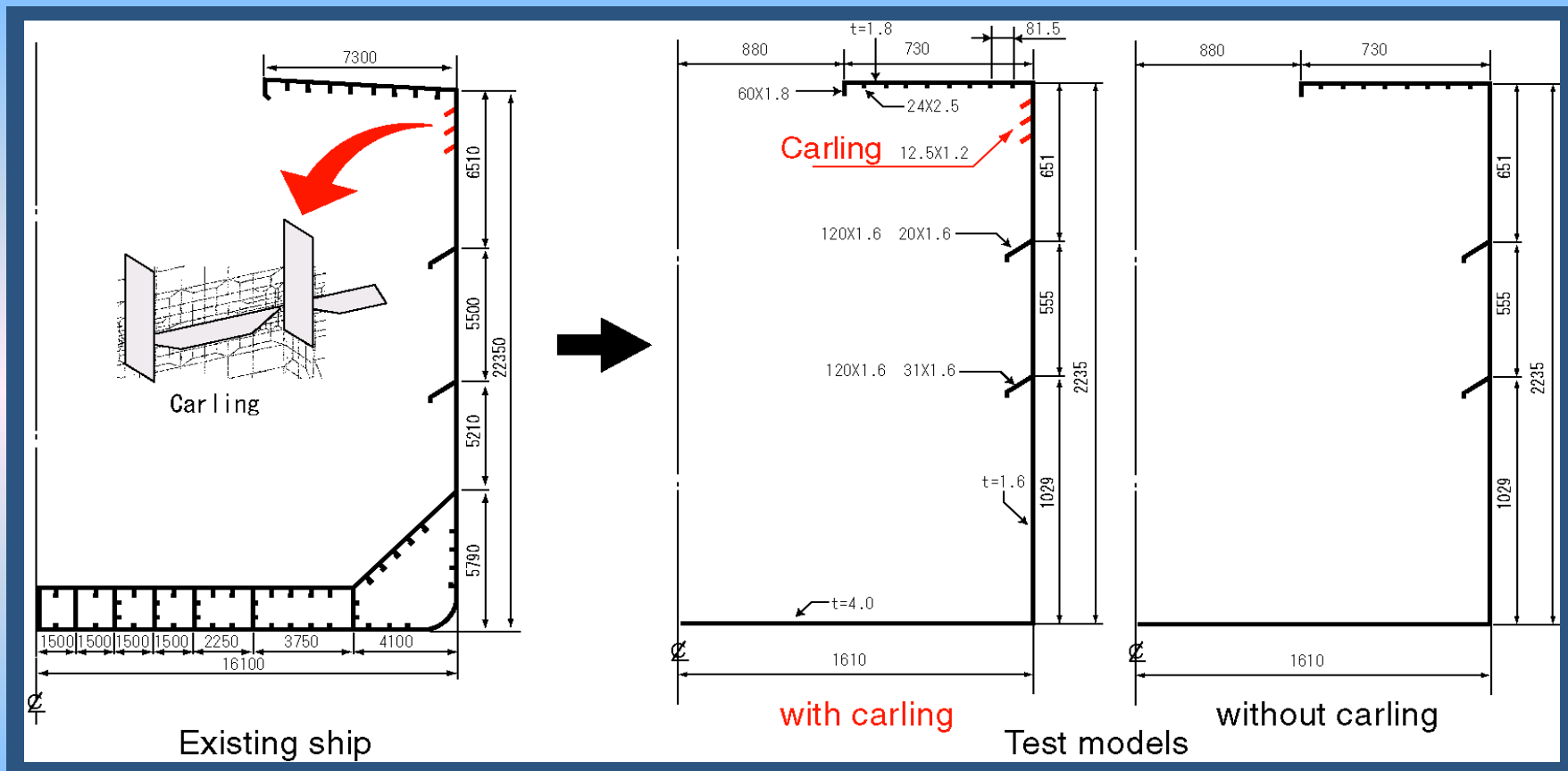
しばしばカーリングを設ける



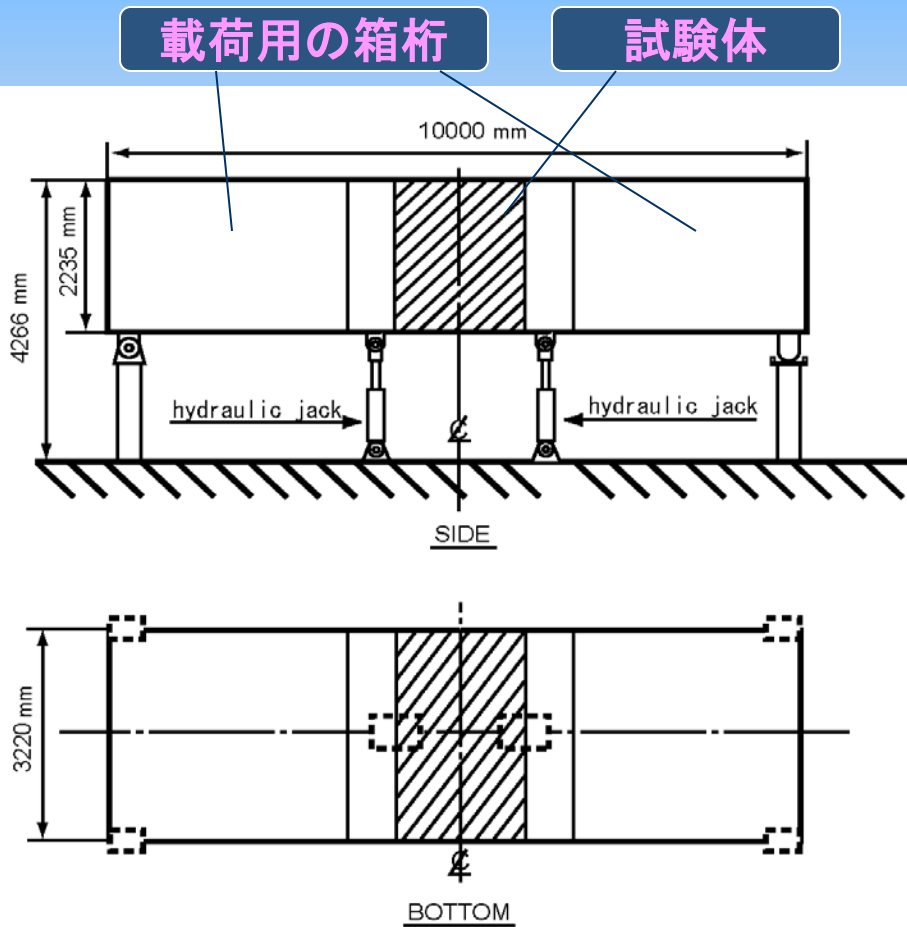
横断面

矢尾らのチップ船1/10-縮小模型試験体に対する崩壊試験(1999) [30]

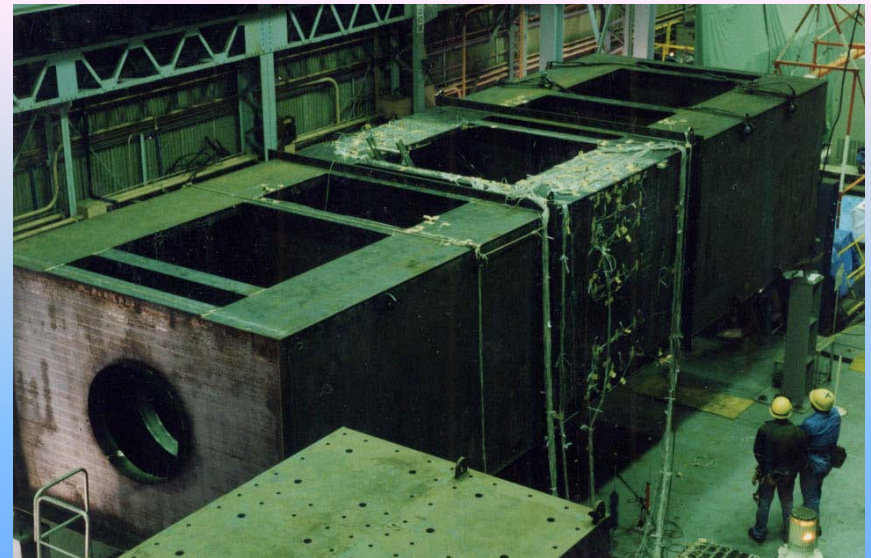
チップ船の縮小模型試験



試験手順



- 載荷用箱桁を試験体両側にボルトで固定する。
- 載荷用箱桁の両端部を、4点の支持台上に置く。
- 試験体端部近傍の2点で、下向きの油圧荷重をかける。
- 油圧荷重をかける部分には、横隔壁を設ける。



純曲げ試験（4点曲げ）

試験結果（カーリングなし）（1）



船側外板上部の座屈崩壊

崩壊挙動

船側外板上部で、パネルが局部座屈



甲板パネルが局部座屈



ハッチサイドガーダーに局部座屈発生



甲板全体が防撓パネルとして全体座屈して崩壊

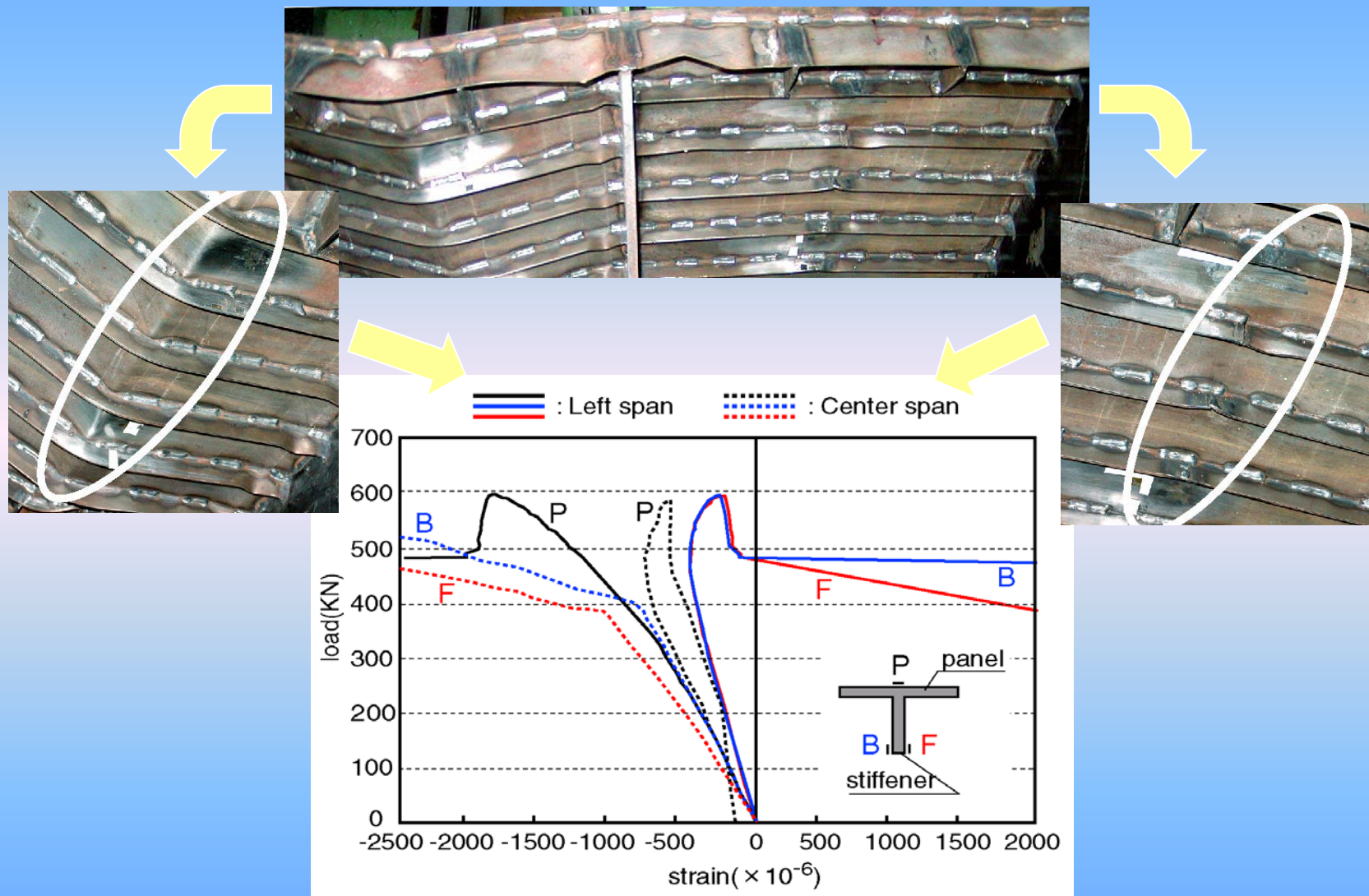


船体桁が全体崩壊



甲板の全体座屈崩壊

試験結果（カーリングなし）（2）

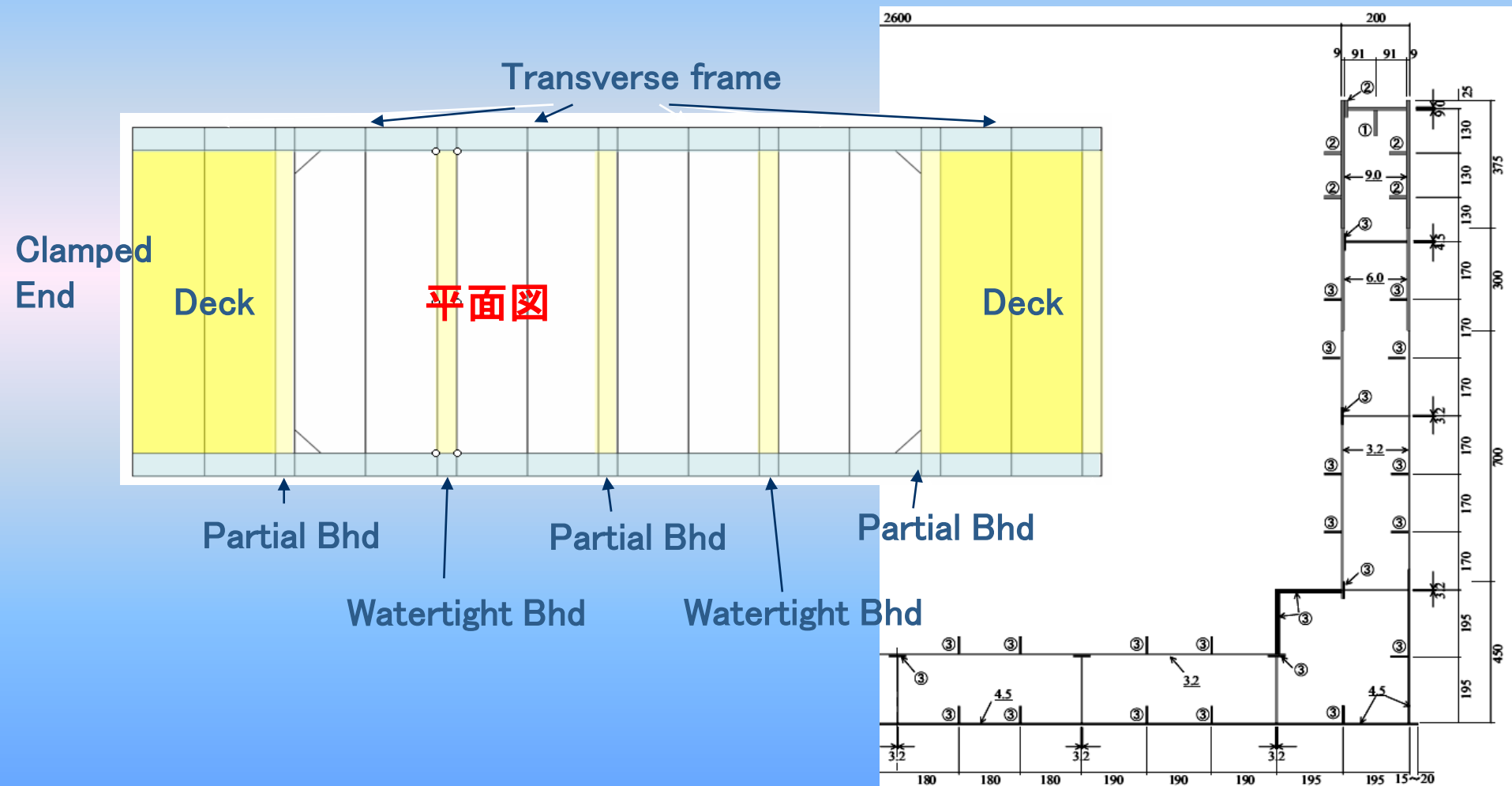


荷重-ひずみ関係の計測結果

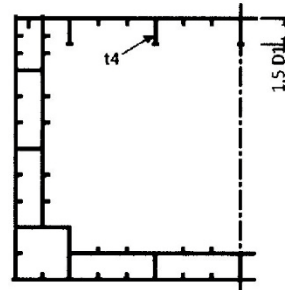
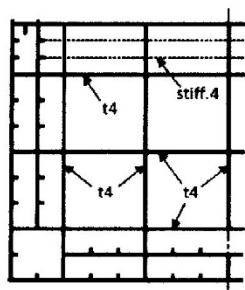
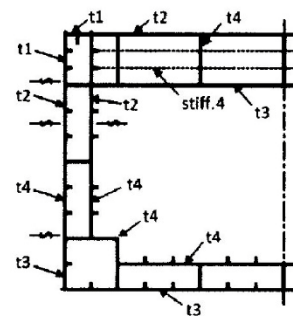
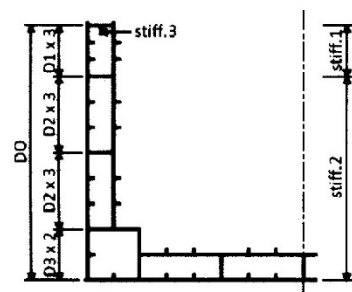
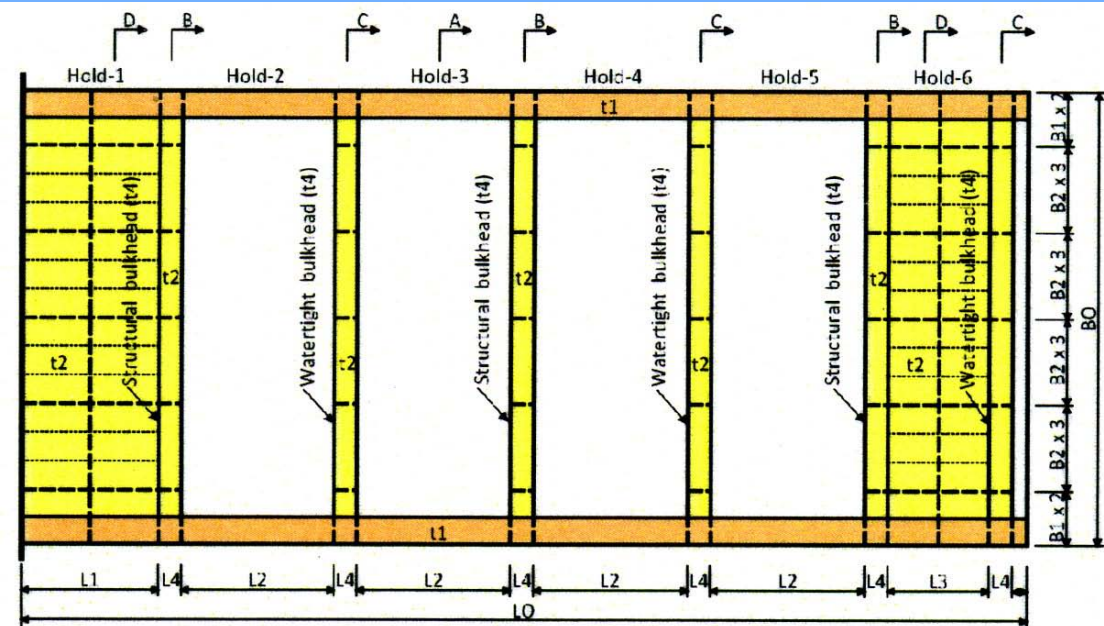
田中らによるコンテナ船 1/13-縮小模型試験体による崩壊試験 (2006) [42]

模型試験体

横断面図



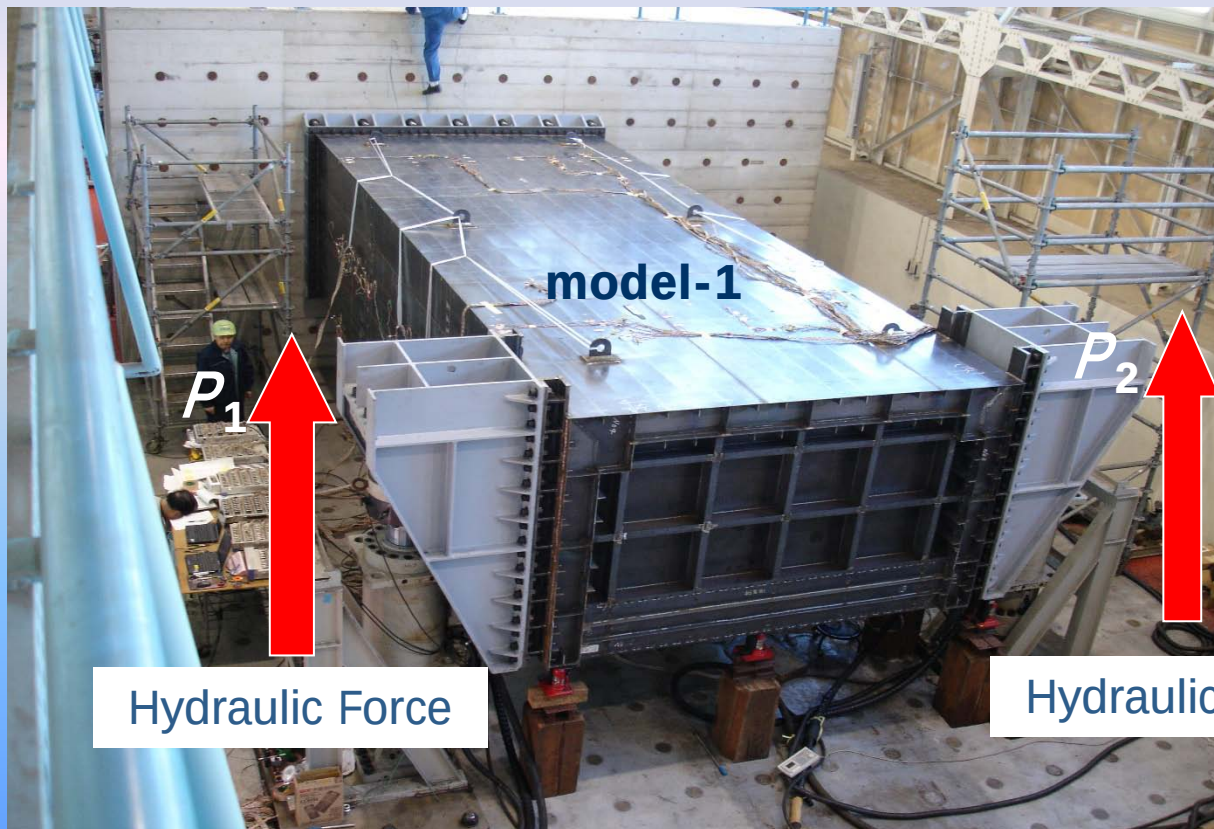
コンテナ船縮小模型



	model-1	model-2 & model-3	model-4 & model-5
L1	1,100	900	
L2	1,100	1,000	
L3	1,050	650	
L4	150	150	
LO	7,500	6,550	
B1	195	180	
B2	190/180	190	
BO	3,200	3,200	
D1	130	120	
D2	170	180	
D3	195	180	
DO	1,800	1,800	
t1	8.93	5.94	5.87
t2	5.61	4.35	4.48
t3	4.44	3.13	3.14
t4	3.01	2.28	2.13
stiff. 1	50×8.65	50×5.97	50×5.89
stiff. 2	50×4.29	50×2.92	50×2.89
stiff. 3	75×8.65	-	-
stiff. 4	38×4.26	50×2.92	50×2.89

載荷条件(組合せ荷重)

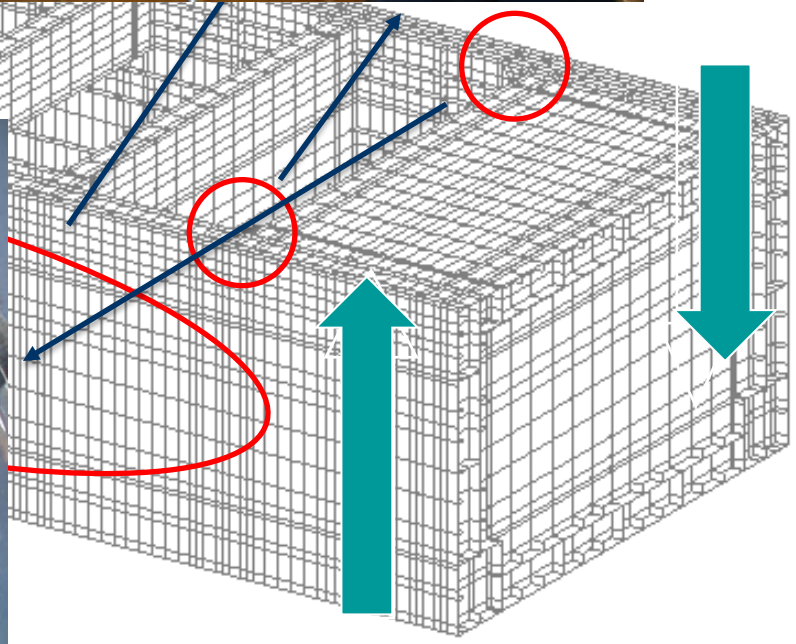
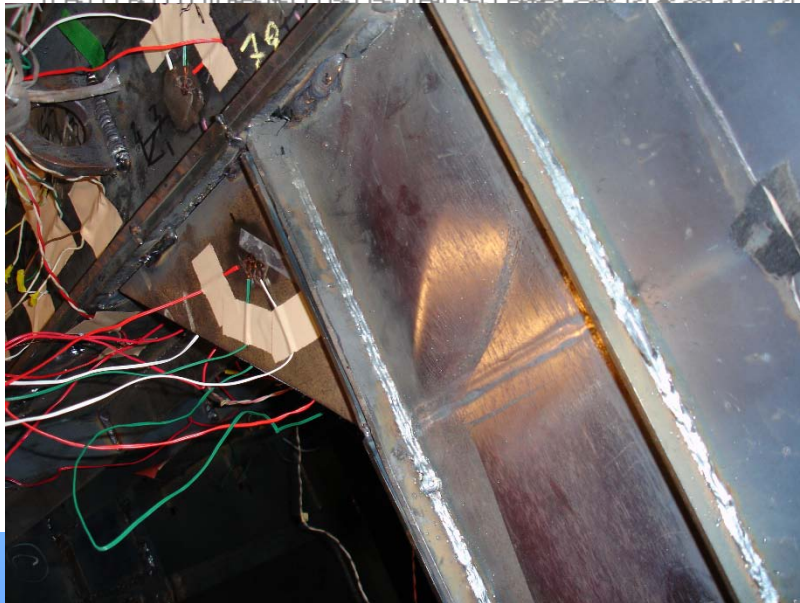
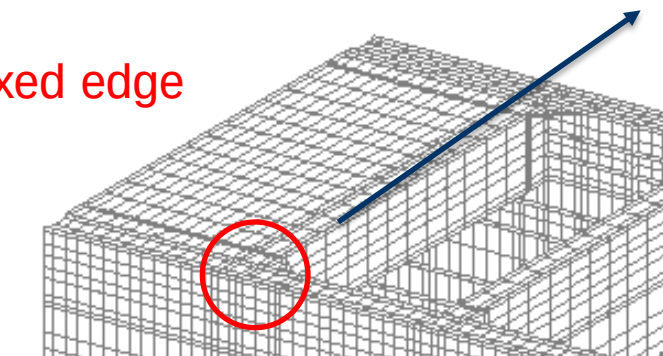
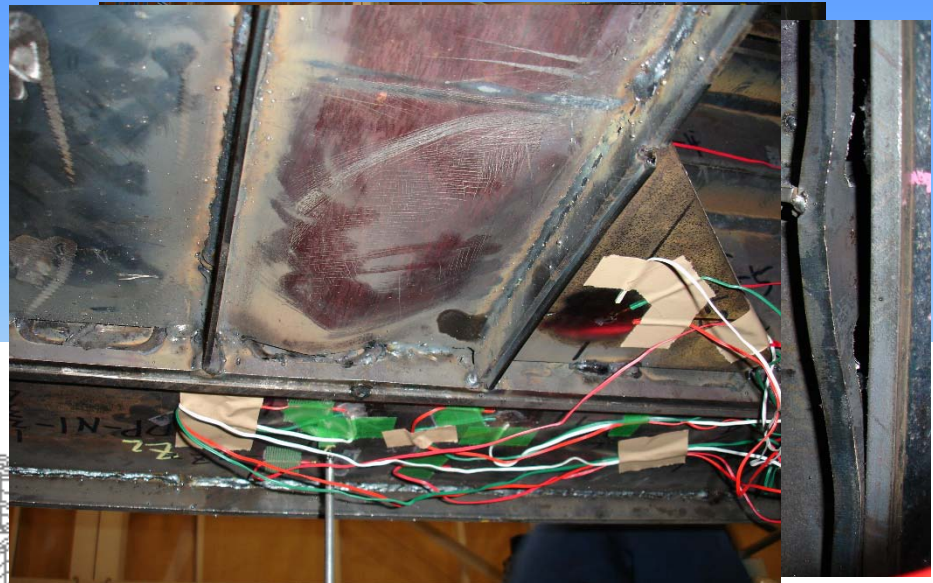
	Loads (downward: +)	Relationship between T and M
model-1	$P_2 = -P_1$	$M=0$ (Torsion)
model-2	$P_2 = 0$	$M/T=2.7$
model-3	$P_2 = -0.68 P_1$	$M/T=0.5$
model-4	$P_2 = -P_1$	$M=0$ (Torsion)
model-5	$P_2 = P_1$	$T=0$ (Hogging moment)



田中らによるコンテナ船の 0.075
縮小模型試験体の崩壊試験
- 続

崩壊挙動

fixed edge

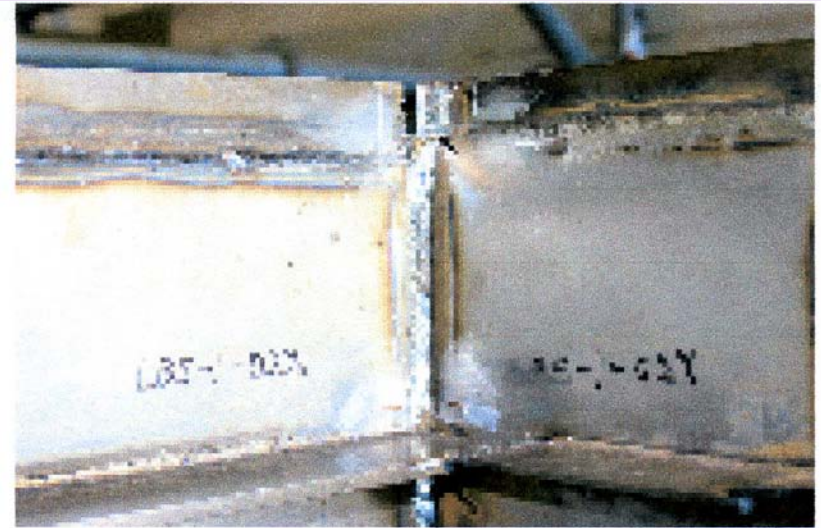
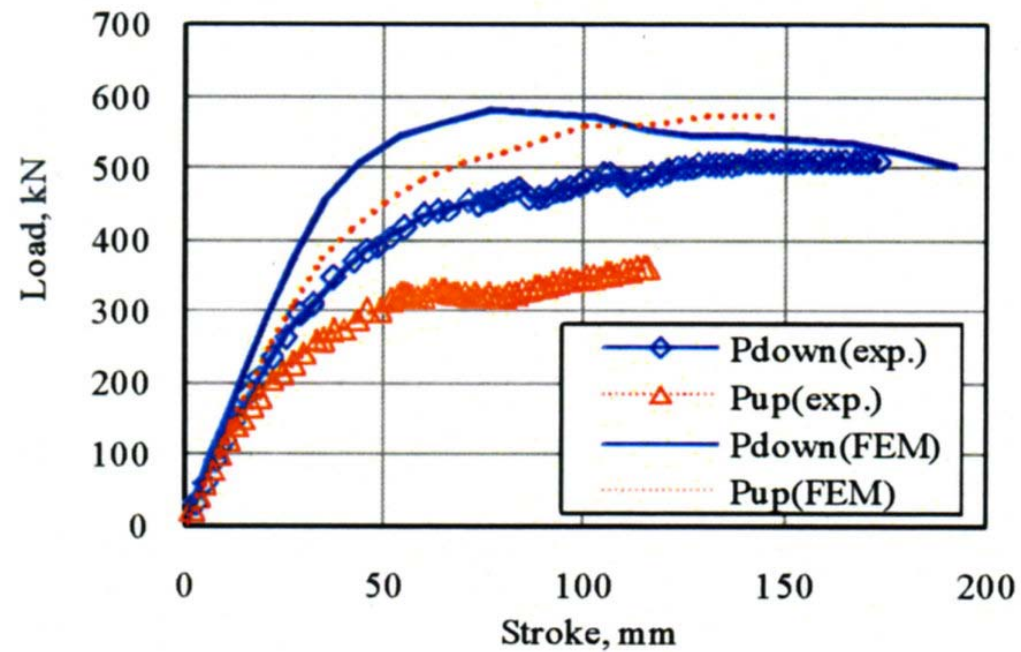


試験結果(Model 3)

船側外板



船底板



ハッチ・コーナー

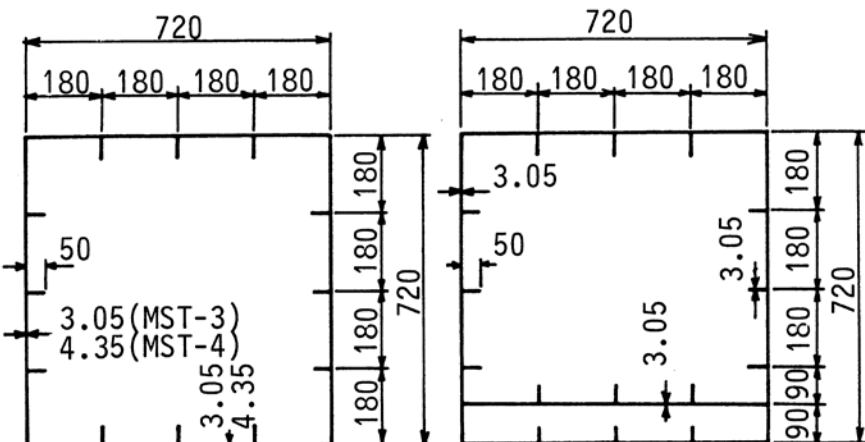
Collapse tests on box girder models

- Reckling (1979) [32]:
7 体の箱桁試験体に純曲げ荷重を負荷
- Ostapenko (1981) [33]:
3 体の箱桁試験体に曲げ／剪断／捩りの複合荷重を負荷
- 西原 (1983) [34]
8 体の箱桁モデルに純曲げ荷重を負荷
- Goldo and Soares Guedes(2014) [35]:
3 体の箱桁試験体に純曲げ荷重を負荷; 繰り返し負荷による溶接残留応力の低減効果について検討

西原による箱桁の純曲げ崩壊試験 [34]

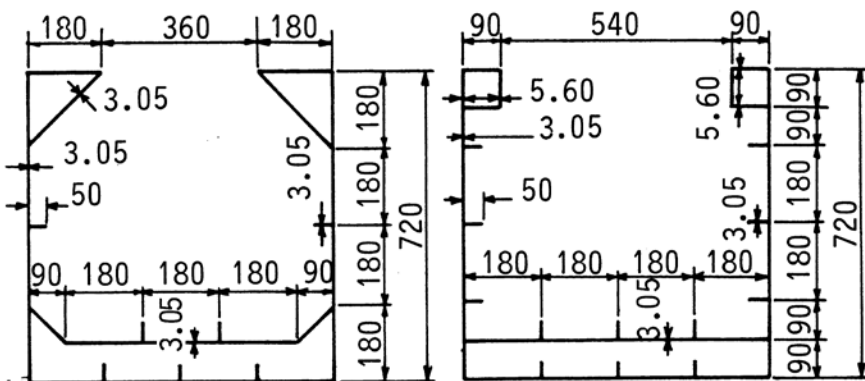
試験体

載荷冶具



Single hull tanker

Double bottom tanker

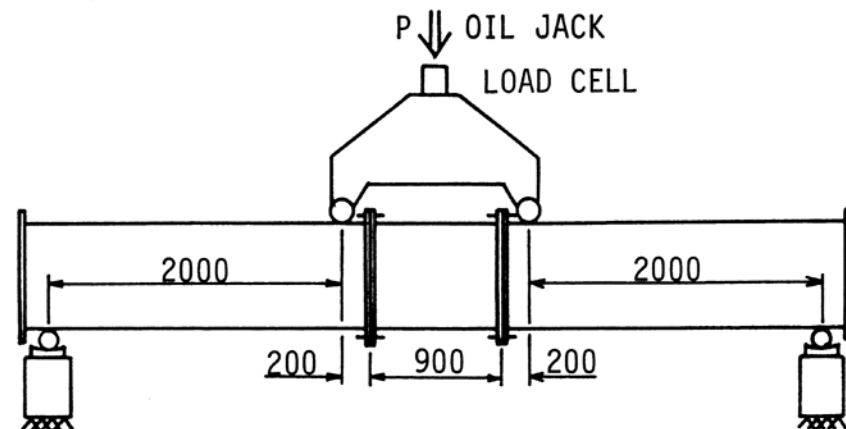


Bulk carrier

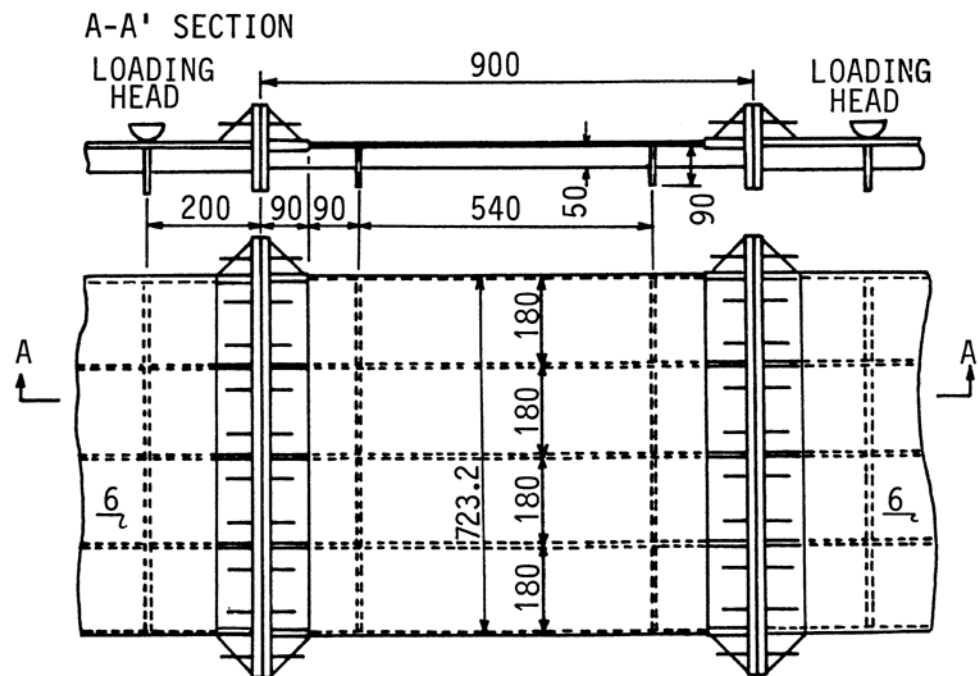
Container ship

MATERIAL PROPERTIES:
(in kgf/mm²)

t	σ_y	E	ν
3.05	29.3	21100	0.277
4.35	26.9	21200	0.281
5.50	32.1	21100	0.289



Four-points bending



崩壊荷重(計測値と予測値の比較)

計算: Caldwell の方法を適用

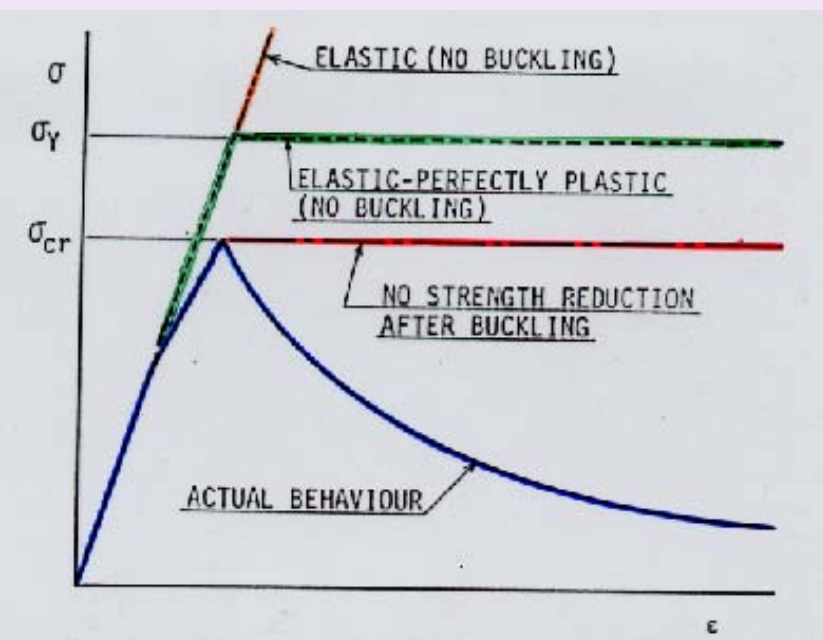
座屈による強度低減係数には、圧縮最終強度／降伏強度を使用

Model	Experiment M_{max} (ton · m)	Calculation (ton · m)				M_{max}/M_U	M_U/M_A	M_{max}/M_A
		M_u	$M_{YD,B}$	M_A	$M_{D,B}$			
MST-4	94.5	92.9	93.3	87.2	75.7	1.020	1.065	1.080
MST-3	57.5	59.1	70.8	57.7	43.7	0.973	1.020	0.997
MST-3	60.0	59.1	70.8	57.7	43.7	1.020	1.020	1.040
MDT-S	60.5	61.2	72.2	61.2	44.6	0.989	1.000	0.989
MDT-H	85.8	80.8	95.9	70.6	60.1	1.060	1.140	1.210
MSB-S	49.1	52.6	62.1	52.6	36.5	0.933	1.000	0.933
MSB-H	68.5	74.0	89.0	60.1	55.2	0.926	1.230	1.140
MSC-S	113.5	96.8	84.8	91.0	76.3	1.170	1.060	1.250
MSC-H	88.0	84.5	95.9	78.4	59.3	1.040	1.080	1.120

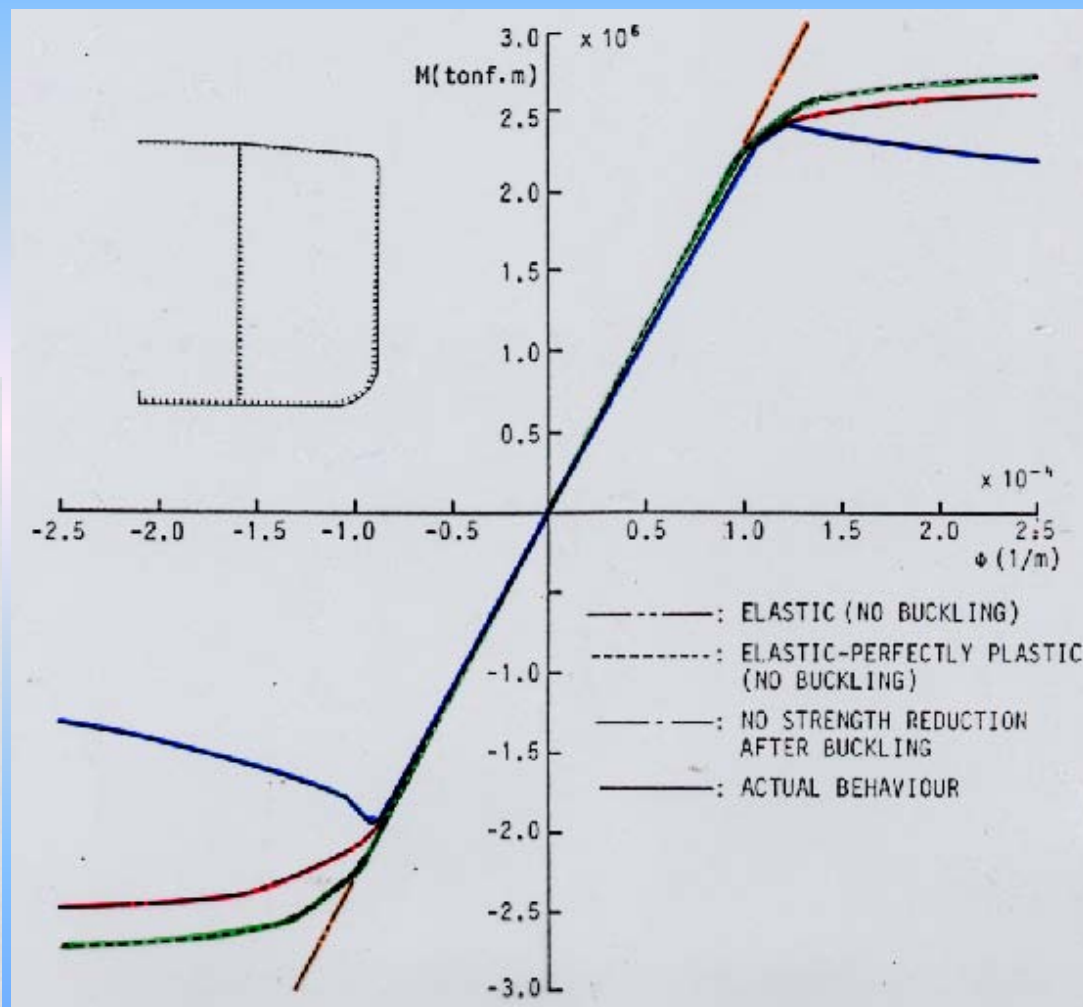
縦曲げ荷重下における船体桁の逐次崩壊挙動とは？

- (a) 線形弾性
- (b) 弾性-完全塑性(降伏あり・座屈なし)
- (c) 弾性-完全塑性(降伏・座屈あり)
- (d) 座屈・降伏あり(実挙動:耐力低下あり)

(a) → (d) は、解析法の発展に対応

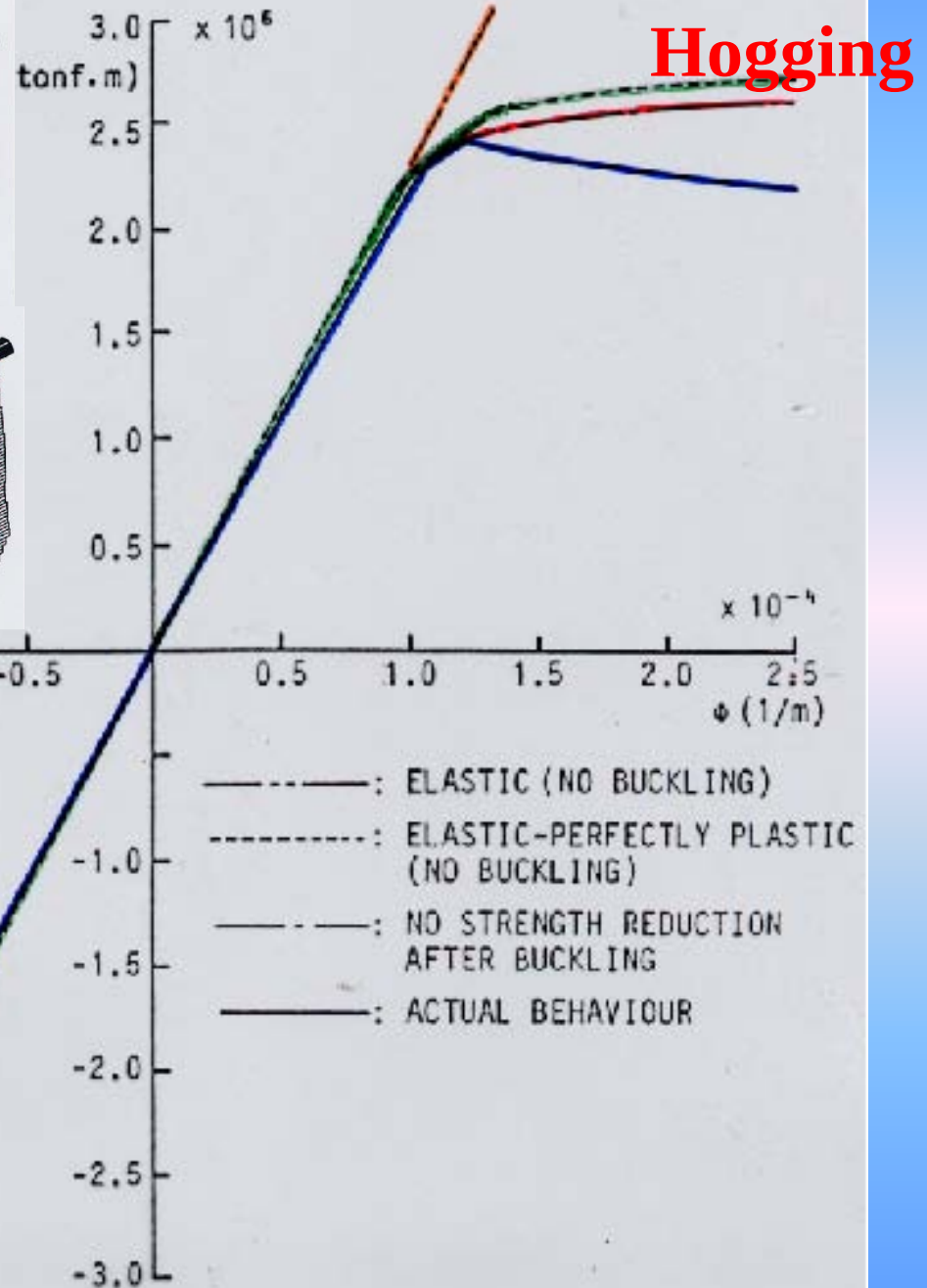
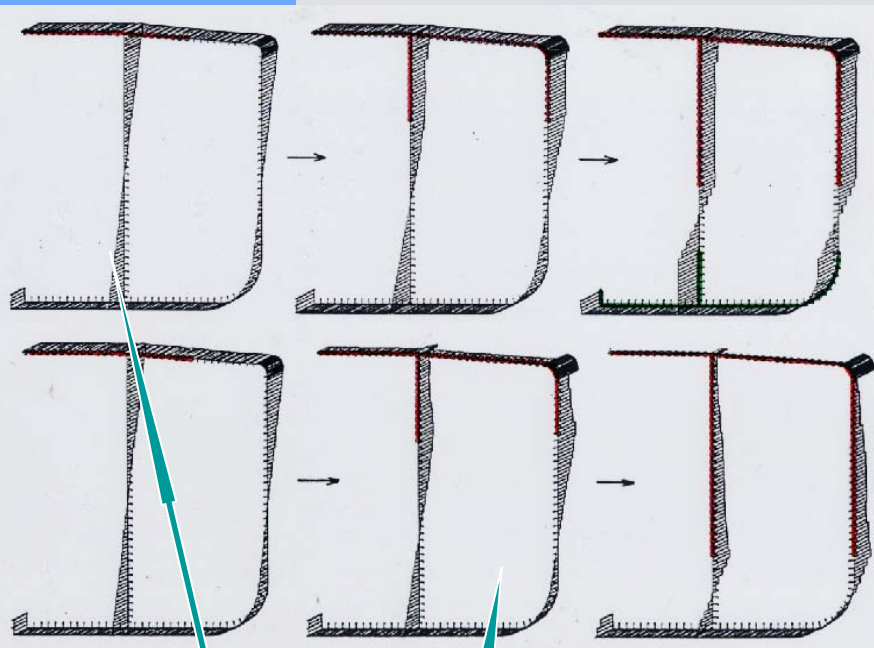


要素の平均応力 - 平均ひずみ関係



曲げモーメント - 曲率関係

船体横断面の逐次崩壊挙動



Sagging

縦曲げ逐次崩壊解析と最終強度の計算法

船体桁の縦曲げ最終強度を計算しようとした最初の試み

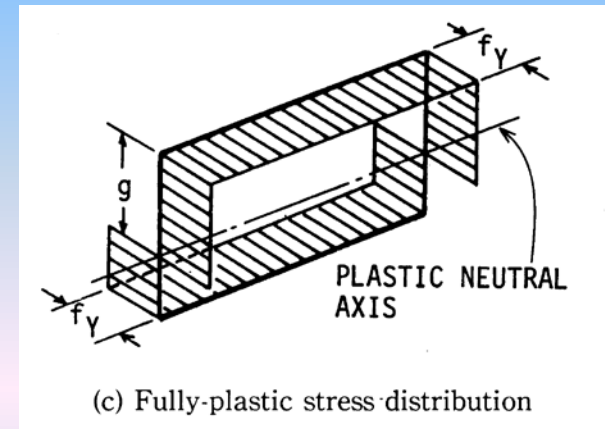
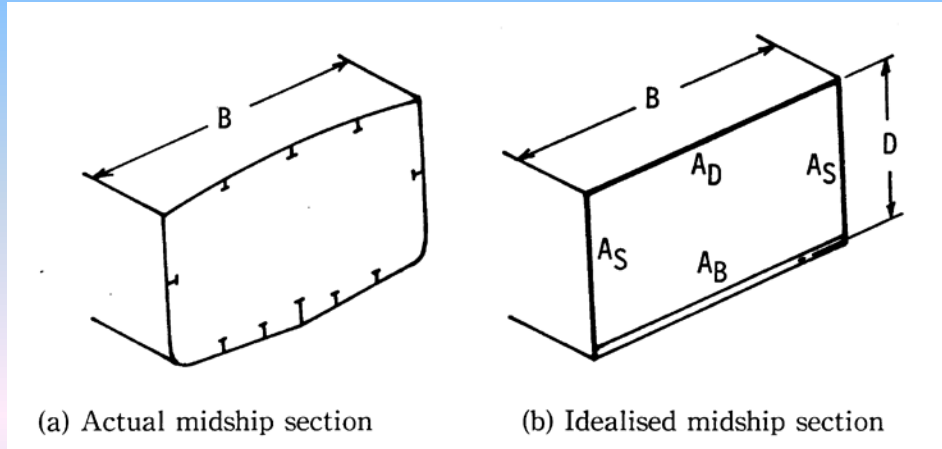
Caldwell, J.B.: "Ultimate Longitudinal Strength," *Trans. RINA*, Vol.107, pp.411-430, (1965)



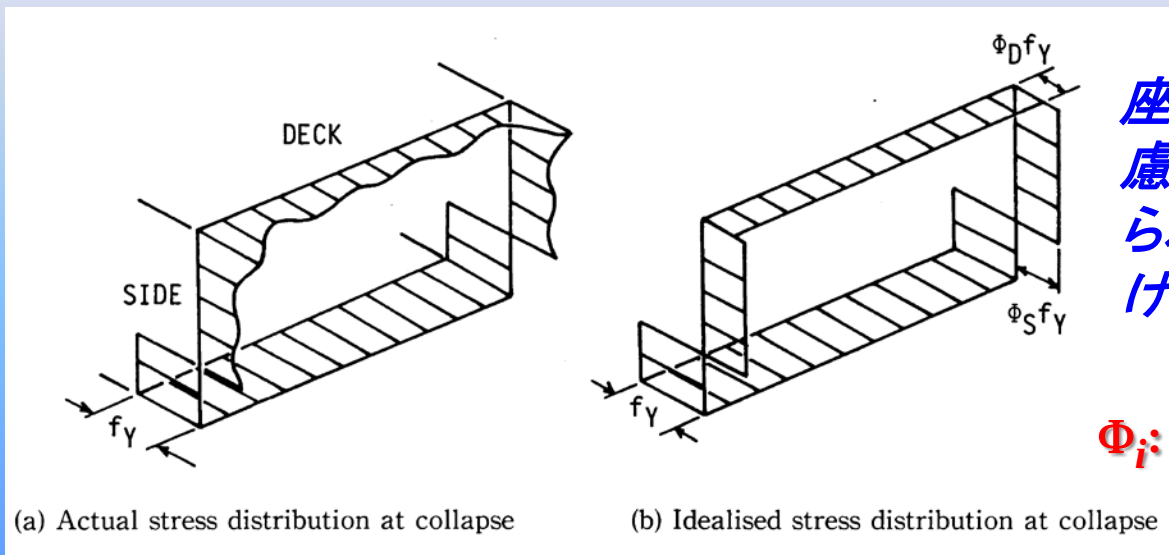
座屈の影響を考慮して、船体桁断面の全断面塑性曲げモーメントを計算

剛塑性解析を適用

板+ロンジ材の船体横断面を等価な板厚を有する箱桁断面に置換



座屈の影響



座屈の影響を理想化して考慮した左図の応力から求められる曲げモーメントを縦曲げ最終強度とする。

Φ_i : 強度低下係数

Caldwell の方法の改良

- (1) 正確な強度低減係数の導出
- (2) 個々の構造部材の崩壊に時間差があることを考慮
→ 異なった位置にある部材が同時に最終強度に達することはない。
- (3) 個々の部材が最終強度に達した後の耐力低下を考慮 → 部材の耐力はひずみに応じて常に変化している。

項目 (1):

- 部材の正確な最終強度の計算。→ ただし、(2)と(3)を考慮しなければ、(1)を解決しても問題は解決しない。

項目(2) および (3)への対処:

- 逐次崩壊解析の実施が必要
- Smith の方法, FEM, ISUM

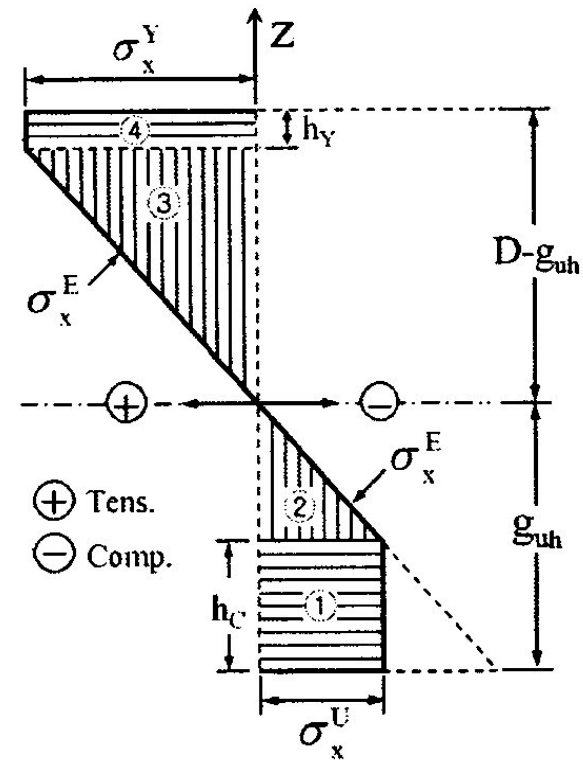
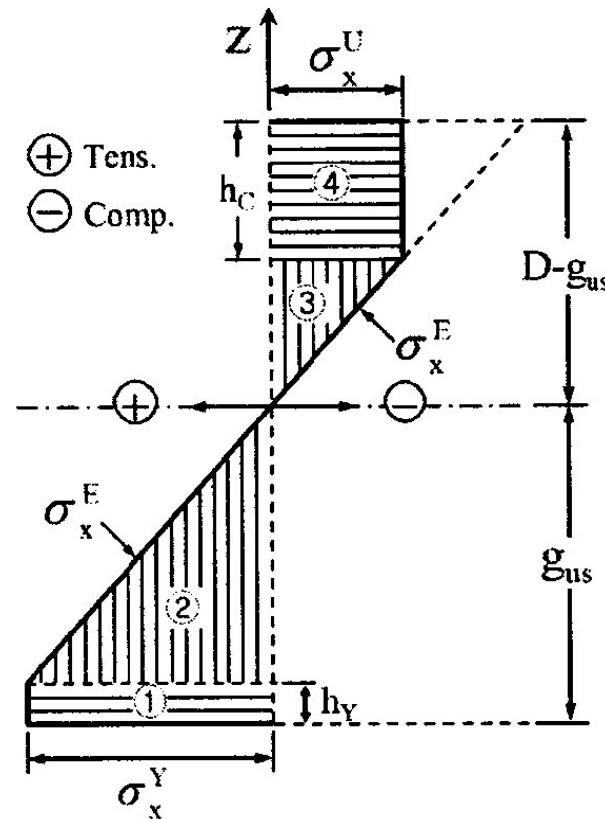
Paik-Mansour の方法

最縦曲げ終強度時の断面内の応力分布を、崩壊域、引張降伏域、弾性域の3つの部分に分解

問題点:

仮定された応力分布が
崩壊時の実際の応力分布にどれだけ近いか？

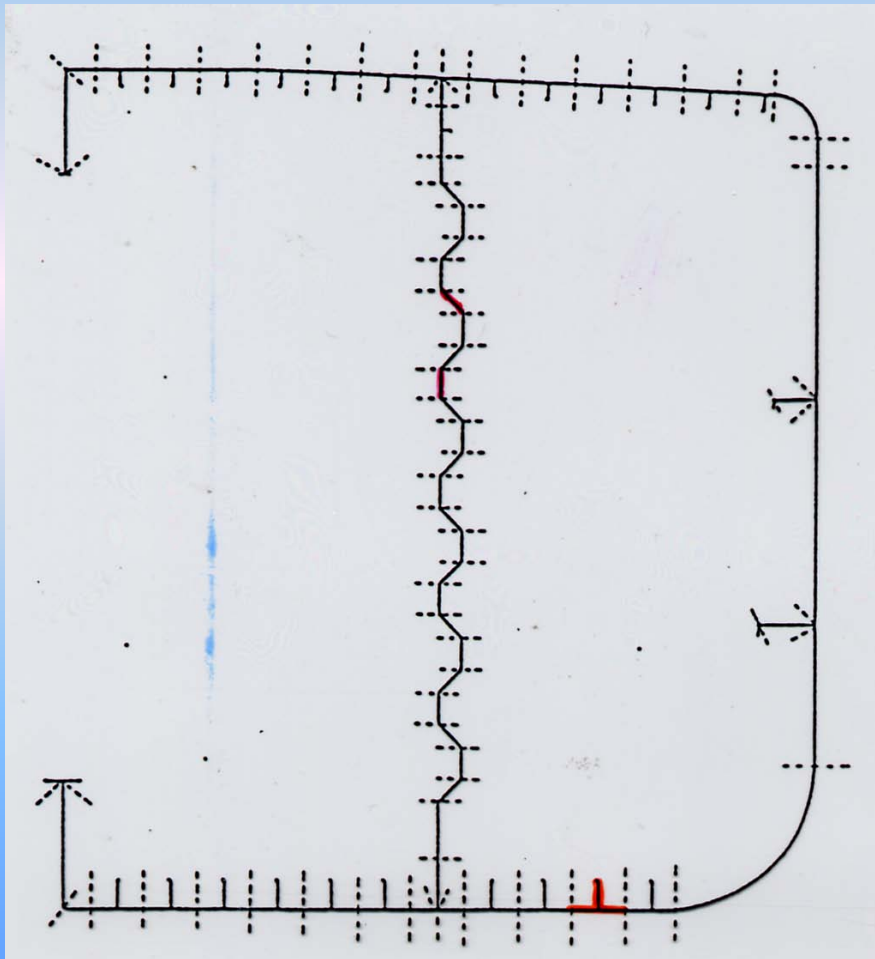
- 引張側の降伏域
- 圧縮側の耐力低下



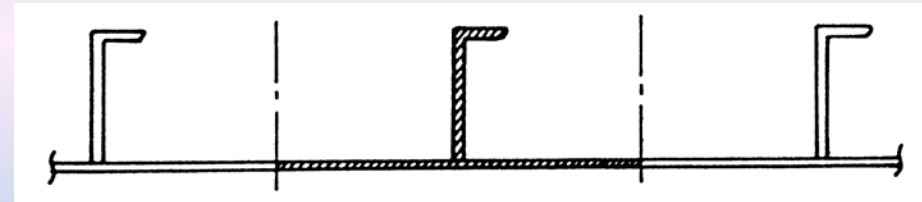
Smith の方法 - 1/2

基本的な考え方:

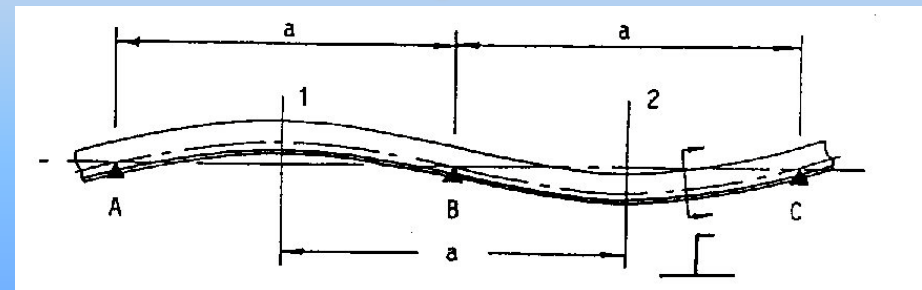
(1) 船体横断面を防撓材と付き板よりなる要素に分割する。



Cross-section



Span



Smith の方法 - 2/2

- (2) 要素の力学的性質を、軸荷重が作用した状態での座屈と降伏の影響を考慮した平均応力～平均ひずみ関係で表現する。

仮定:

- (1) 負荷前に平面であった断面は、曲げモーメントが作用するもとで平面を保ちながら回転する。
- (2) 隣接要素間の相互影響はないものとする。
- (3) 各要素は、あらかじめ求められた平均応力～平均ひずみ関係に従って挙動するものとする。

縦曲げを受ける船体桁の逐次崩壊挙動の解析

- (1) 各要素の現時点での軸ひずみに対応する軸剛性を求める。
- (2) 横断面を構成する全要素の軸剛性を用いて、断面の現時点での曲げ剛性および中立軸位置を計算する。
- (3) 断面は平面を保って回転するとの仮定のもと、現時点の中立軸回りに曲率を増分的に与える。
- (4) 曲率増分に対応する曲げモーメント増分、および各要素のひずみ増分と応力増分を計算する。
- (5) 曲率増分と曲げモーメント増分、各要素のひずみ増分と応力増分をこれまでの累積値に加えて、つぎの増分ステップへ進む。

縦曲げ最終強度に関する考察

$$M_{us}/M_Y$$



No.	$L \times B \times D$ (in Meter)	M_Y (in Tonf · m)	M_P/M_Y	M_{cs}/M_Y	M_{cu}/M_Y	M_{ch}/M_Y	M_{uh}/M_Y
1	215 × 32.2 × 17.8	0.5405×10^{12}	1.1534	0.9204	0.9813	0.9251	1.1031
2	217 × 32.26 × 18.3	0.5592×10^{12}	1.2316	0.8498	0.9312	0.9408	1.1296
3	276 × 45 × 24.2	0.1344×10^{13}	1.1584	0.8702	0.9400	0.9470	1.0803
4	247.4 × 36.2 × 21.8	0.7917×10^{12}	1.2260	0.9502	1.0213	0.9553	1.1698
5	315 × 57 × 30.8	0.2193×10^{13}	1.2681	0.9134	0.9234	1.0119	1.1172
6	315 × 58 × 30.4	0.2098×10^{13}	1.4147	0.9214	0.9473	1.0119	1.2312
7	162 × 30 × 16.2	0.2912×10^{12}	1.6326	0.8908	1.0251	1.0261	1.4214
8	315 × 52 × 23.45	0.1951×10^{13}	1.1886	0.9846	1.0359	0.9800	1.1220
9	180 × 32.26 × 30.55	0.4892×10^{12}	1.6492	0.4563	0.7482	0.9663	1.2122
10	230 × 32.2 × 21.5	0.6624×10^{12}	1.3439	0.9674	1.0482	0.8284	1.0652

M_Y : Initial Yielding Strength M_P : Fully Plastic Bending Moment

M_{cs} : Initial Collapse Strength under Sagging Condition

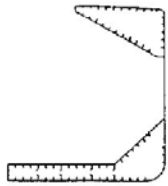
M_{us} : Ultimate Strength under Sagging Condition

M_{ch} : Initial Collapse Strength under Hogging Condition

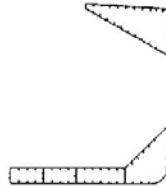
M_{uh} : Ultimate Strength under Hogging Condition

解析対象船

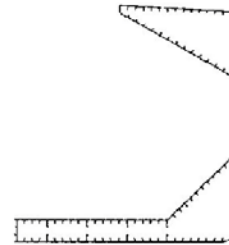
No.1: Bulk Carrier



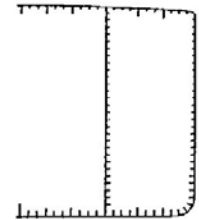
No.2: Bulk Carrier



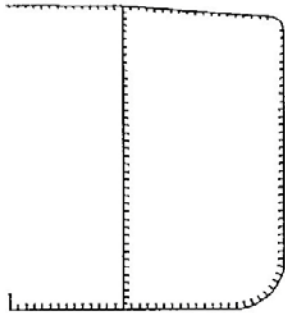
No.3: Bulk Carrier



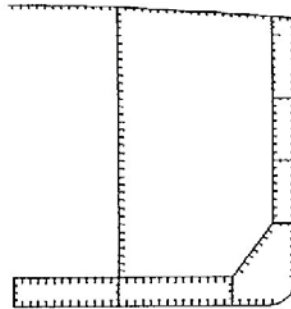
No.4: Oil Tanker



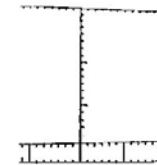
No.5: VLCC



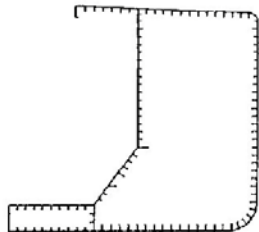
No.6: VLCC (Double Hull)



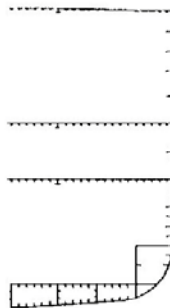
No.7: Product Carrier



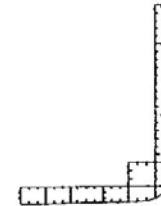
No.8: Ore Carrier



No.9: Car Carrier

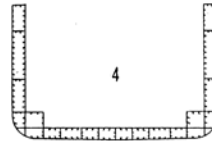
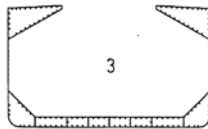
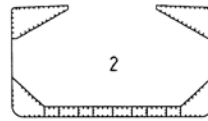
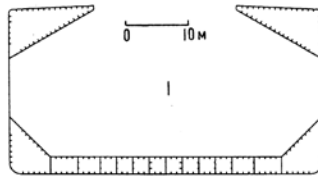


No.10: Container Carrier

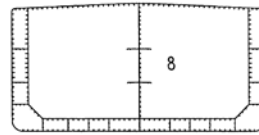
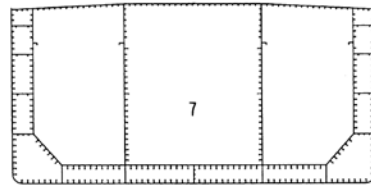
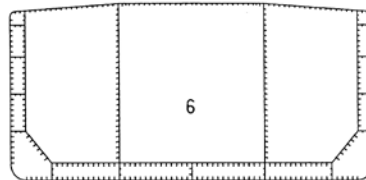
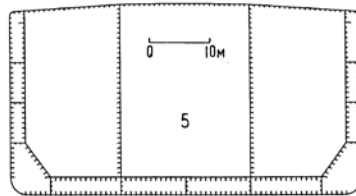


解析対象となった24 隻の中央断面

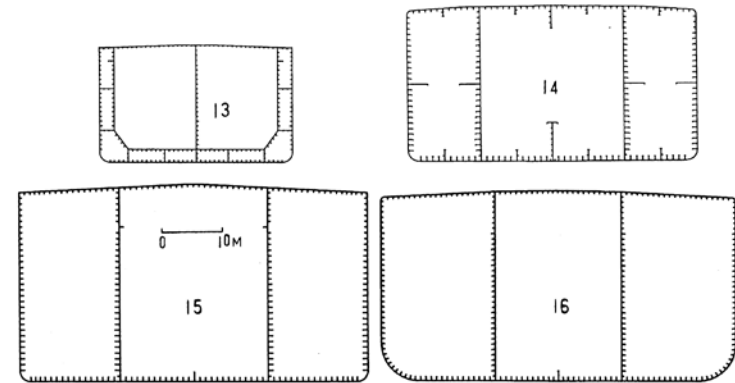
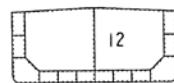
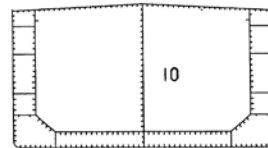
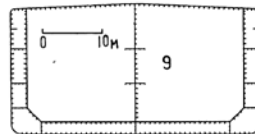
3 B.C.



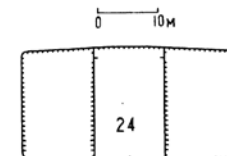
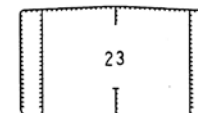
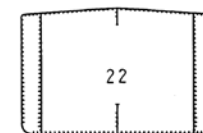
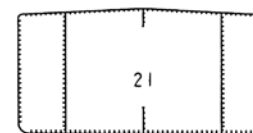
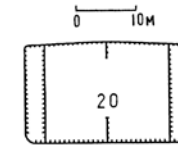
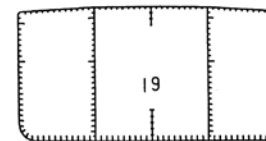
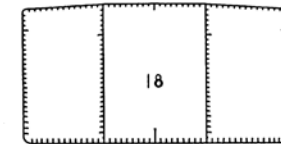
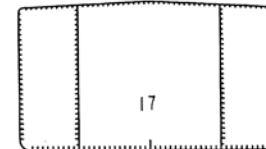
1 Cont. S.



9 Double Hull Tankers



11 Single Hull Tankers

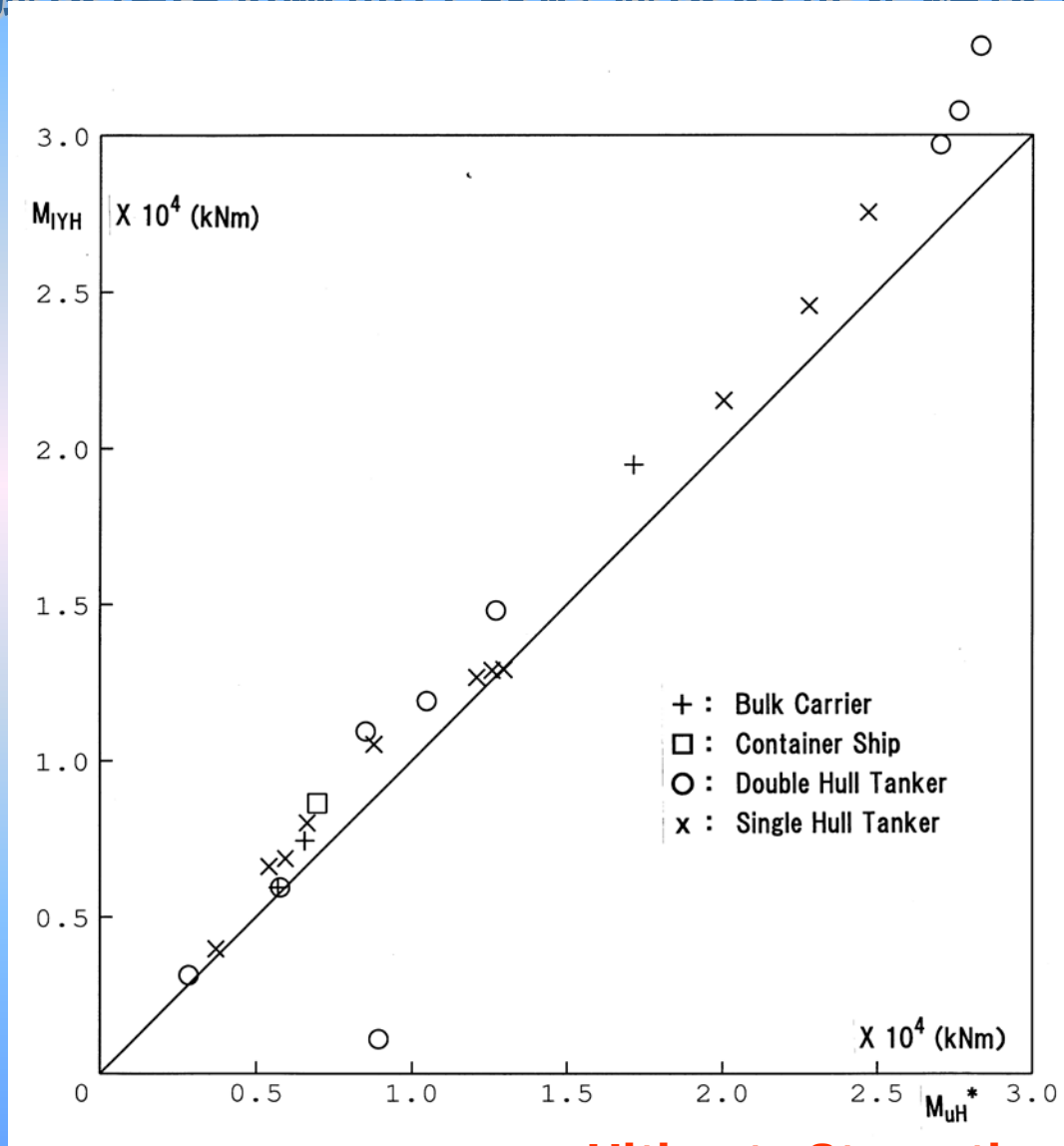


Initial Yielding Strength



初期降伏強度による縦曲げ最終強度の推定精度(ホギング)

Initial
Yielding
Strength



Ultimate Strength

有限要素法の (FEM) の出現:



Turner, M.J., Clough, R.W., Martin, H.C.
and Topp, L.J.: “Stiffness and Deflection
Analysis of Complex Structures,” *Journal
of Aeronautical Science*, Vol.23, No.9,
pp.805-823, (1956)



航空機構造の応力解析を目的として開発

1970 代：有限要素法を適用した崩壊解析

手法：例えば

Bergan, G.P.: “Non-Linear Analysis of Plates Considering Geometric and Material Effects,” **Structural Engineering Laboratory Report, No.UCSESM 71-7, (1971).**

大坪英臣: “平板の弾塑性大たわみ問題の一解法 – 特に平板の圧縮強度について – ,” **日本造船学会論文集, 第130号, pp.173-182, (1971).**

有限要素法を適用した座屈・塑性逐次崩壊解析

- 1970 年代:

構造部材に対する座屈・塑性崩壊解析

- 1980 代初め:

構造システムに対する座屈・塑性崩壊解析

Chen, Y.K., Kutt, L.M., Piaszczyk, C.M. and Bieniek, M.P.: “Ultimate Strength of Ship Structures,” *Trans. SNAME*, Vol.91, pp.149-168, (1983)

Valsgaard, S., Jorgensen, L., Boe, AA. and Thorkildsen, H.: “Ultimate Hull Girder Strength Margins and Present Class Requirements,” *Proc. SNAME Symp. '91 on Marine Structural Inspection, Maintenance and Monitoring*, Arlington, USA, B.1-19, (1991)

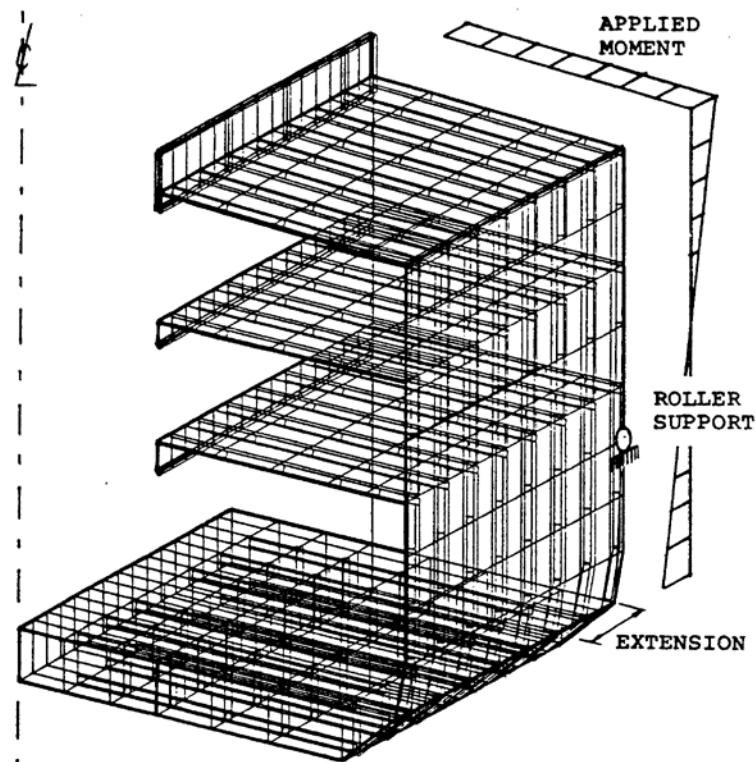
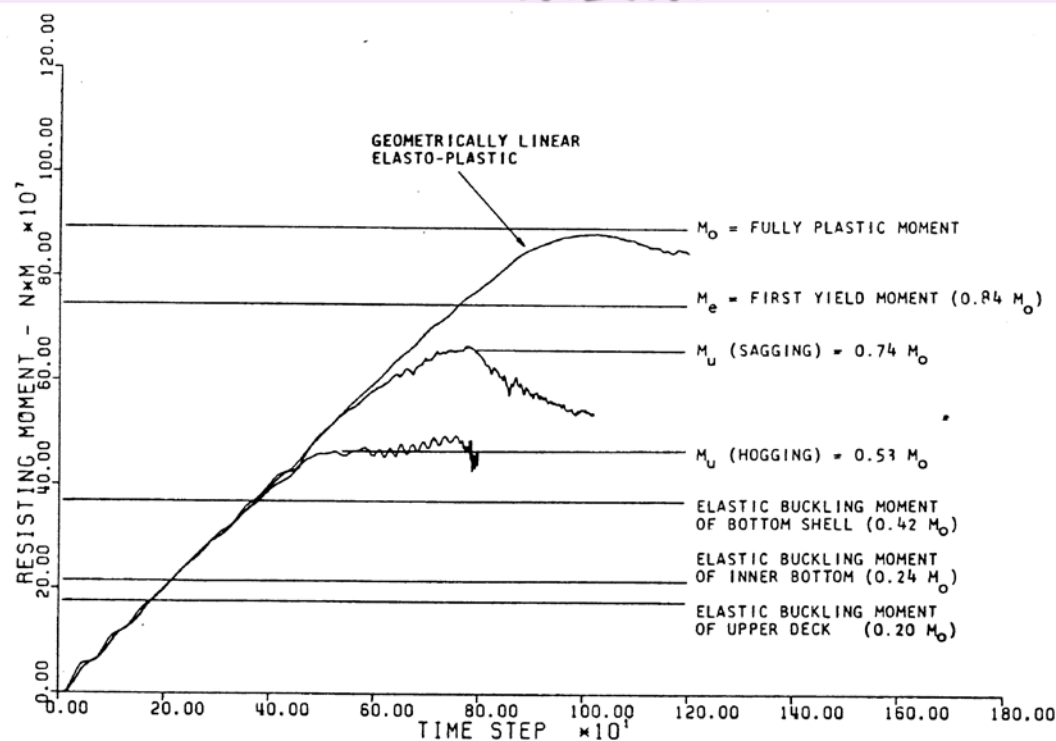
Chen, Y.K., Kutt, L.M., Piaszczyk, C.M. and Bieniek, M.P.:

- 非線形有限要素法解析コード:USAS を適用

- 1+1/2 ホールドモデルを解析対象

226 板要素(防撓パネルを模した直交異方性板を含む)

+ 175 梁要素

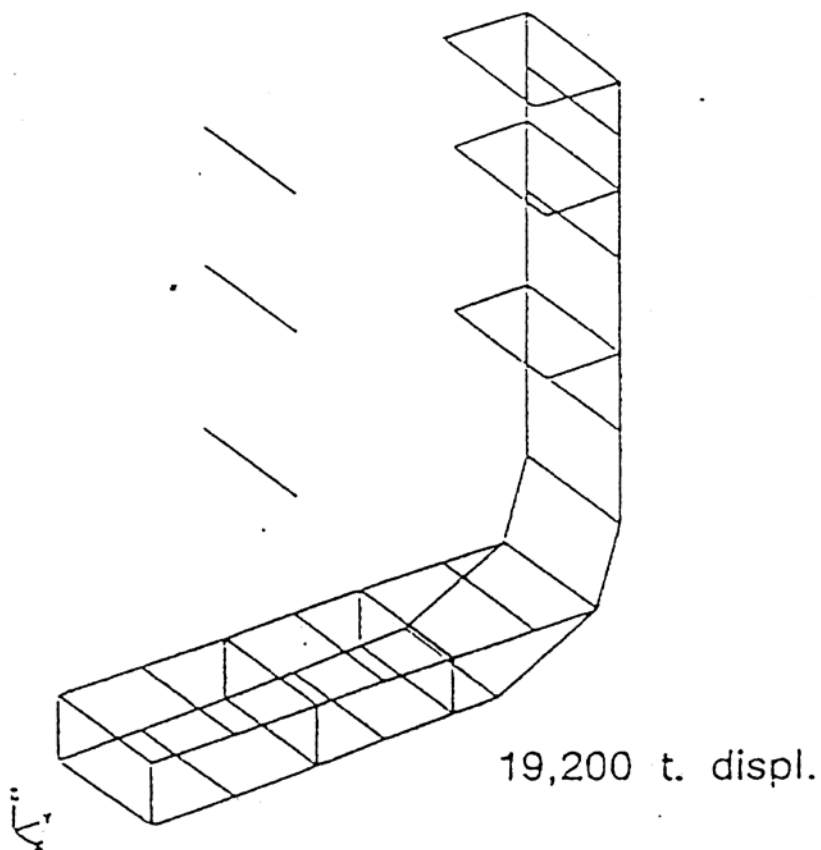


Valsgaard, S., Jorgensen, L., Boe, AA. and Thorkildsen, H.:

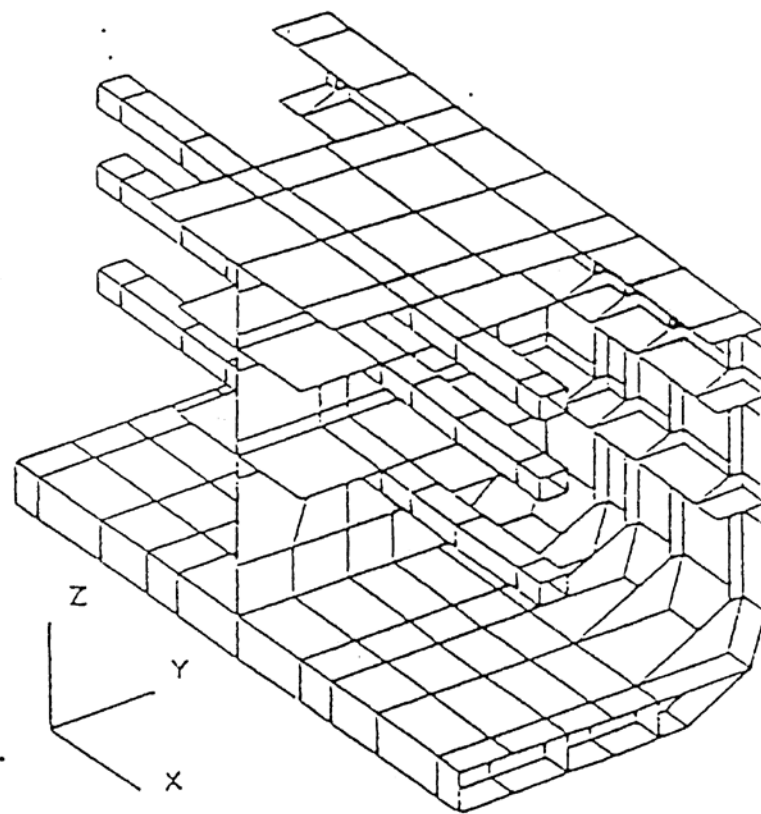
- 非線形有限要素法コード:FENCOL を適用

1 フレームスペース・モデル

1/2+1/2 フレームスペース・モデル



a) Small Model



b) Large Model

陰解法有限要素法解析の基礎式:

$$[K]\{\Delta u\} + \{F_{int}\} = \{\Delta F_{ext}\} + \{F_{ext}\}$$

ここに

$[K]$: 剛性マトリックス

$\{\Delta u\}$: 節点変位増分ベクトル

$\{F_{int}\}$: 内力による節点力ベクトル

$\{F_{ext}\}$: 外力による節点力ベクトル

$\{\Delta F_{ext}\}$: 外力による節点力ベクトル増分

陰解法有限要素法解析の基礎式

Implicit FEM



節点変位増分に関する連立1次方程式



大規模構造物の場合、未知数が多くなり多大の計算機容量と計算時間を要する



陽解法有限要素法の適用

陽解法有限要素法 ← *d'Alembert の原理*

Explicit FEM

陽解法有限要素法の基礎式:

$$[M]\{\alpha\} + \{F_{int}\} = \{F_{ext}\}$$

ここに

$[M]$: 質量マトリックス

$\{\alpha\}$: 節点加速度ベクトル

$$\{\alpha\}^n = [M]^{-1}(\{F_{ext}\}^n - \{F_{int}\}^n)$$

もし質量マトリックス, $[M]$, が集中質量マトリックスであれば,

$[M]$ → 対角マトリックス

$[M]^{-1}$ → 対角マトリックス

逆マトリックスを計算するという時間の掛かる計算を必用としない。

陽解法有限要素法:

- **1989 年: LSTC (Livermore Software Technology Corporation) から LS-DYNA がリリース**



- **これ以降、大規模な船体構造の座屈・塑性崩壊解析の実施が可能となった。**

***Nakhodka* 号事故の解析**

(LS-DYNA3D の適用)

(1) 貨物油の積み付けミス

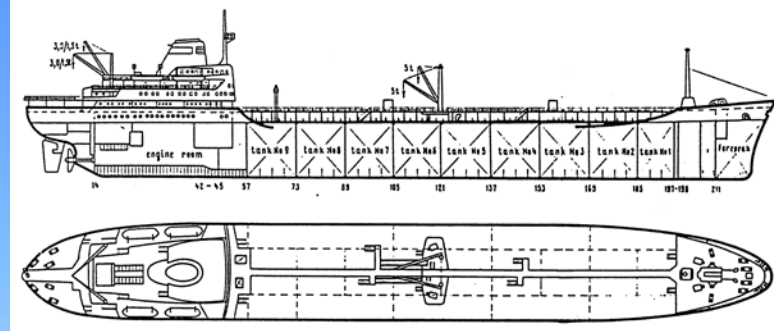
- 正規の載荷時の10倍の静水曲げモーメントが発生

(2) 冬季の嵐に遭遇

- 波長 126 m、有義波高 8 m の波により大きな波浪曲げモーメントが発生

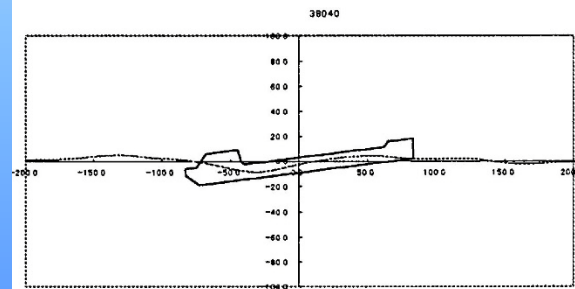
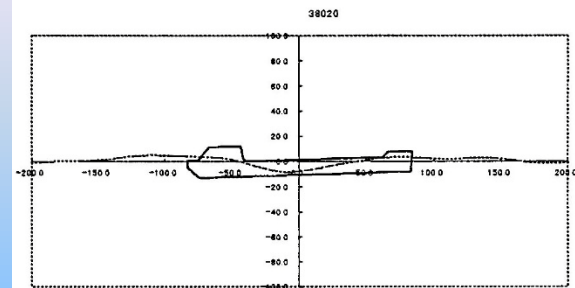
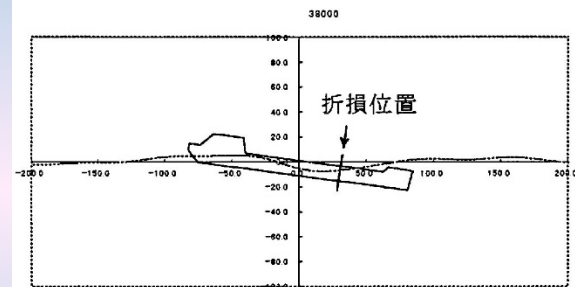
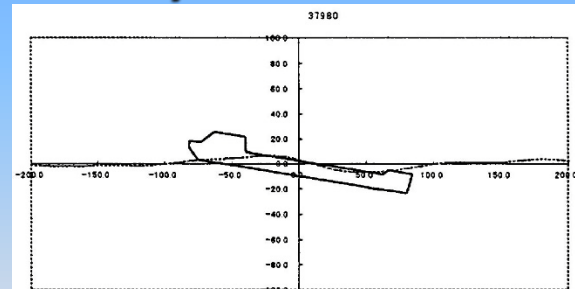
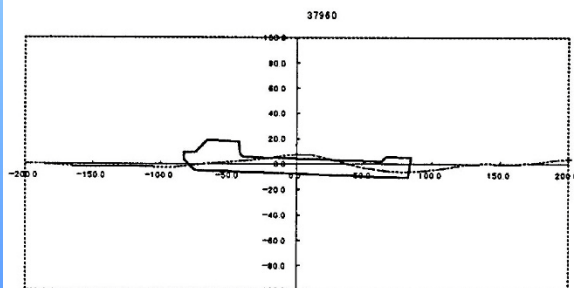
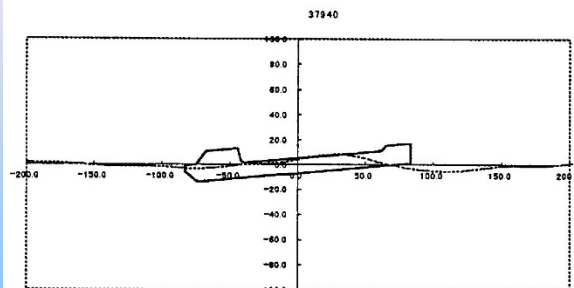
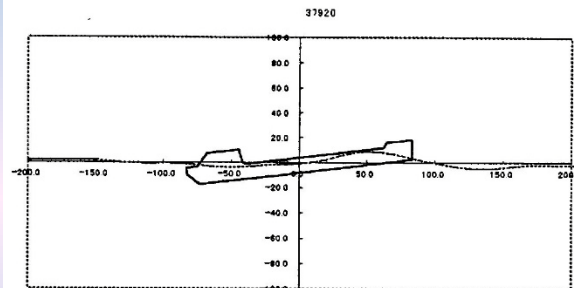
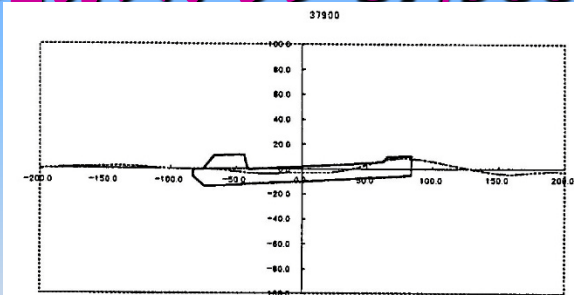
(3) 広範に拡がった腐食衰耗

- 30% - 45% の板厚衰耗



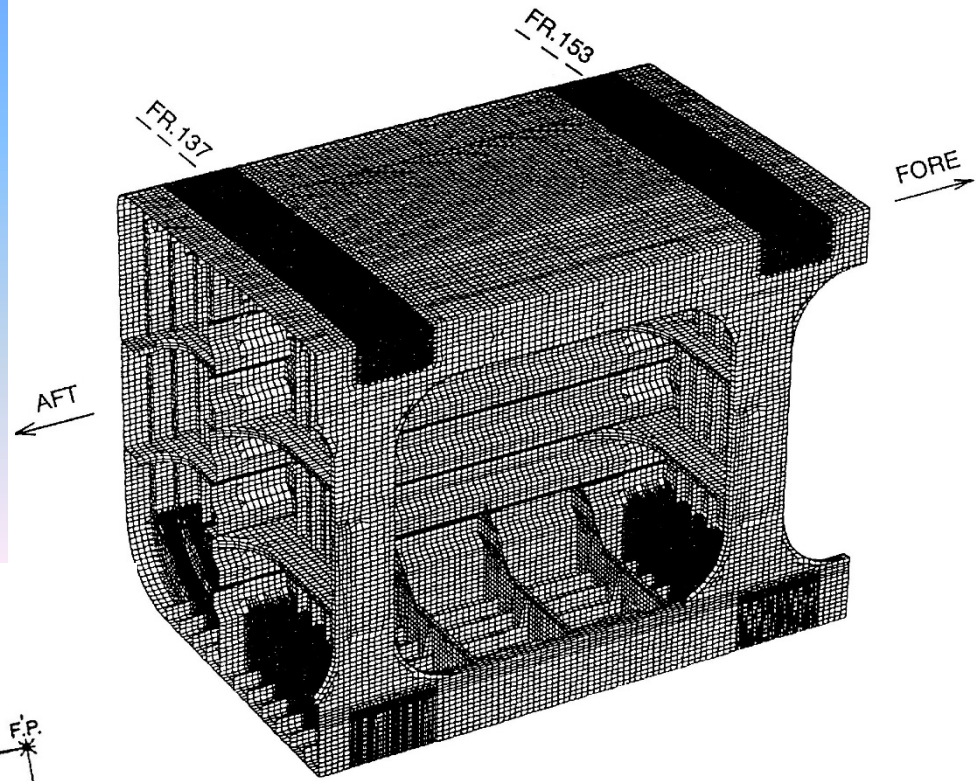
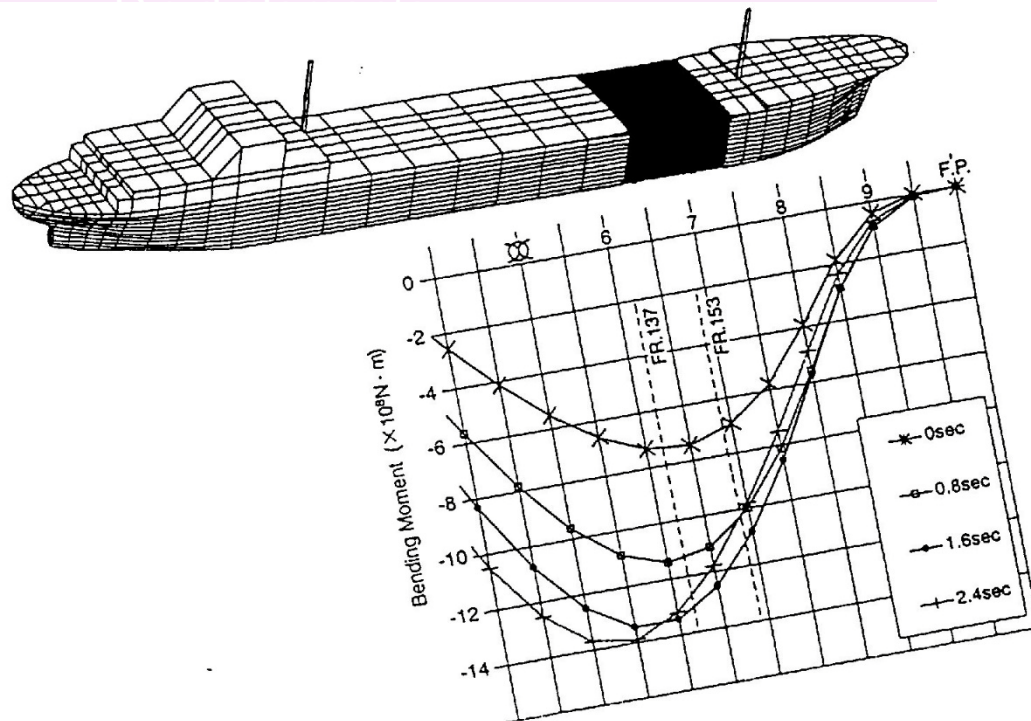
折損破断時の船体運動

- 時間増分ステップ 37,900 から 38,040



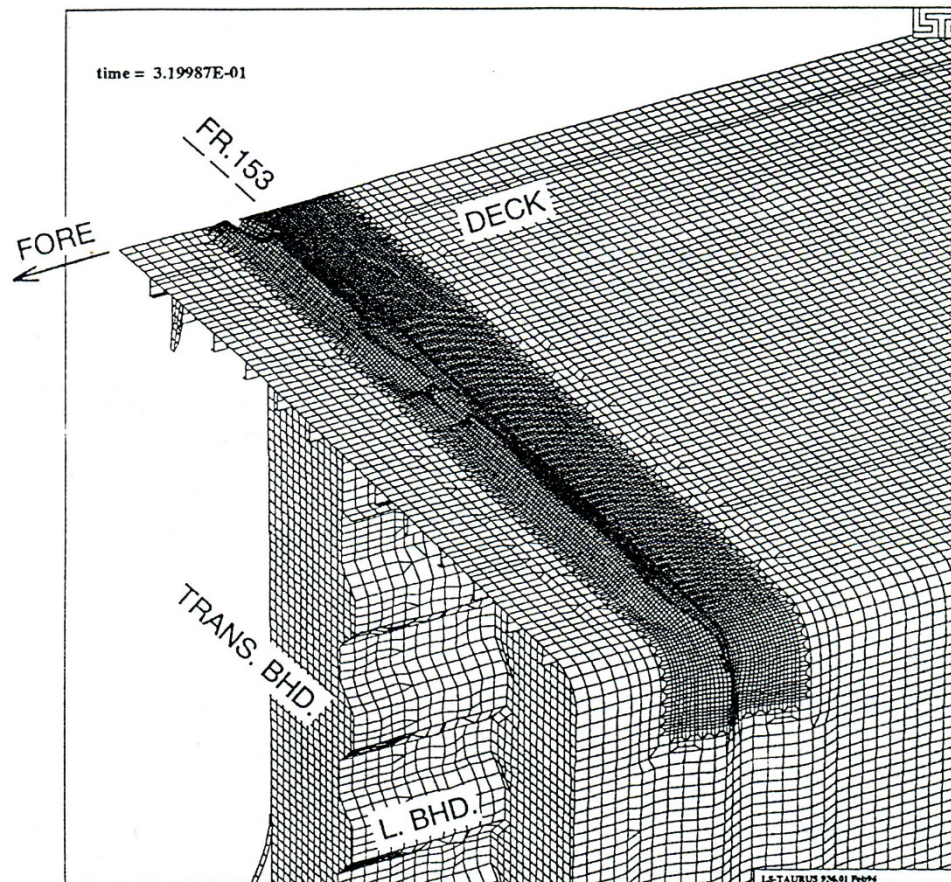
LS-DYNA3D を適用した陽解法有限要素法解析

FEM 計算モデル

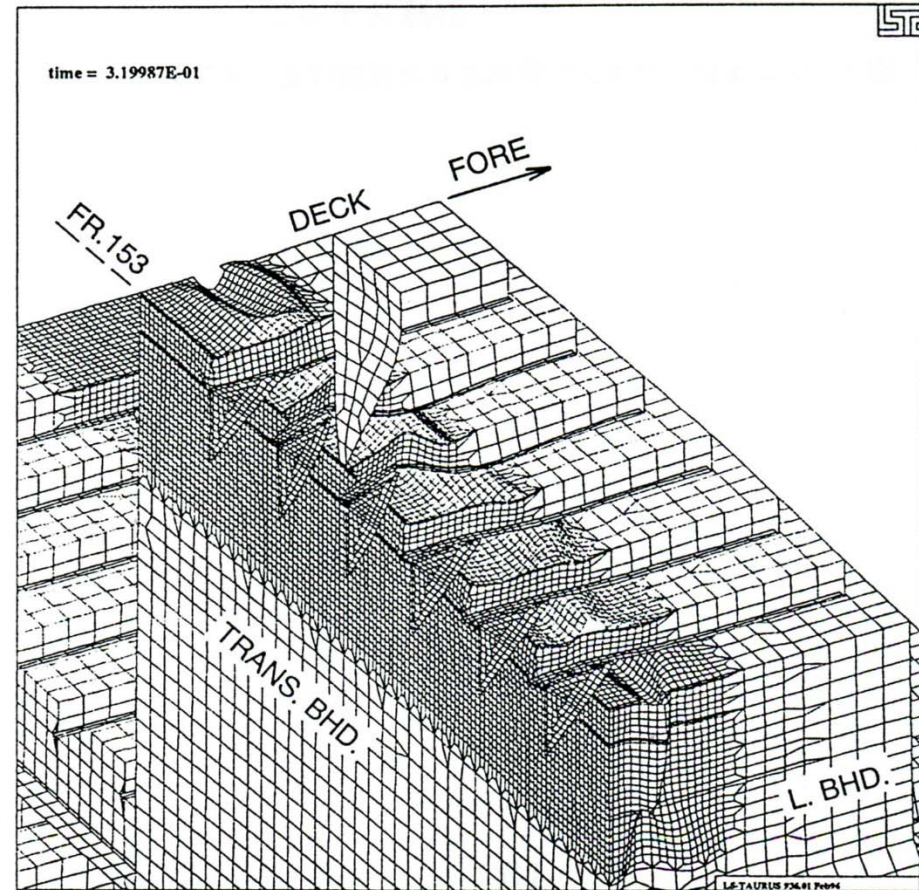


Nonlinear shell elements

サギング状態での甲板の座屈崩壊

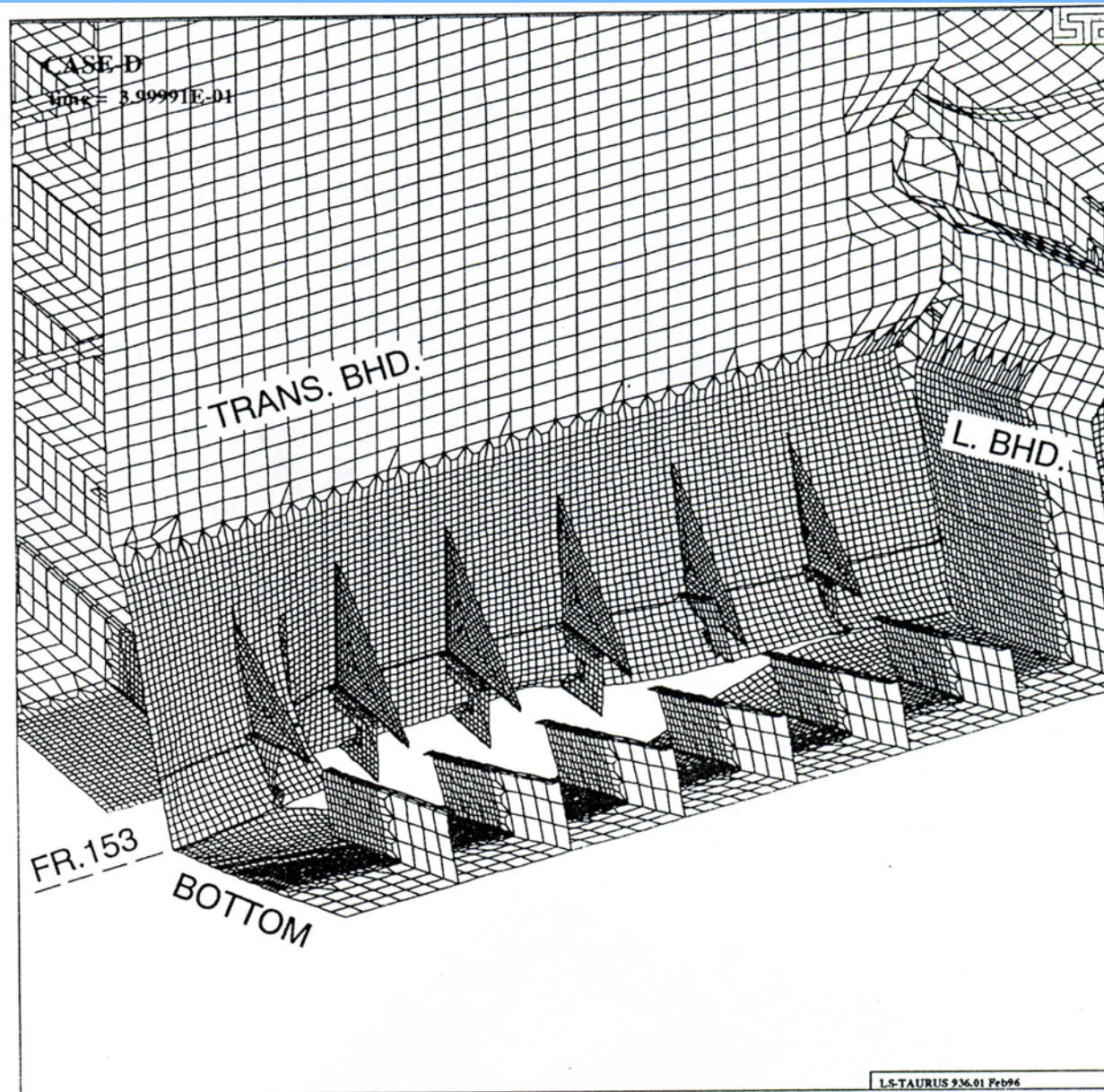


Outside view



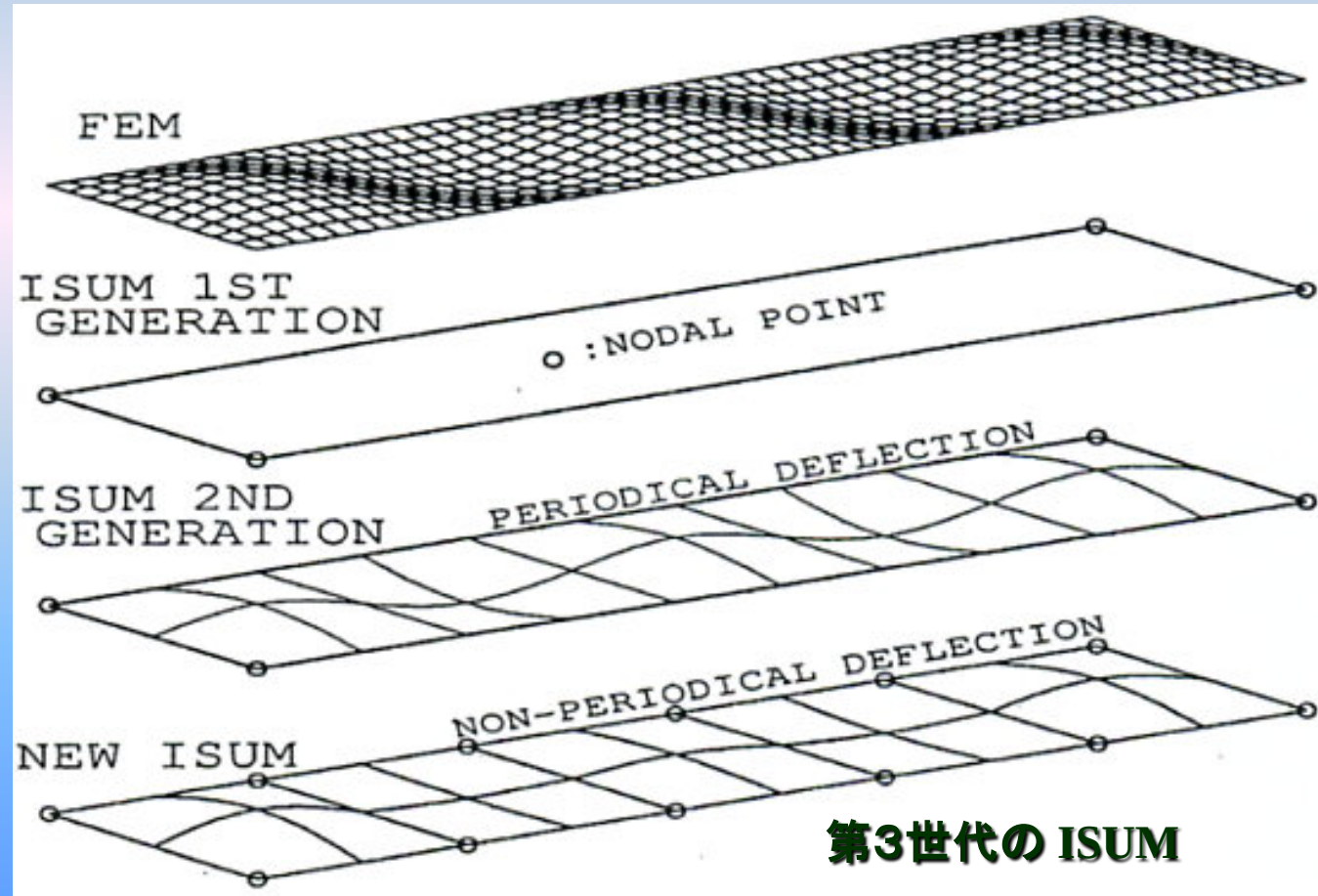
Inside view

サギング状態での船底ロンジと船底外板の破断



理想化構造要素法 (Idealised Structural Unit Method; ISUM)

- 有限要素法では多くの要素に分割する大きな構造単位を、ひとつの要素とする。→ 節点数を削減
- 降伏条件を、断面力で表す。→ 板厚方向の積分を回避
- 発展に応じて3世代あり。



第1世代の ISUM の特徴:

- より大きな構造単位 → 1要素
- 座屈強度 → 座屈強度相関関係を用いて評価
- 座屈発生後は有効幅を使用して剛性低下を表現。
- 最終強度相関関係を崩壊判定に使用。
- 最終強度到達後は、最終強度相関関係を塑性ポテンシャルと見なし、要素の剛性を定式化。



- 降伏と座屈の影響を効率的に表現するためには、特別な直感と工学的センスを必要とする。

第2世代の ISUM:

- より数学的;
- たわみ波形として固有関数を導入;
- より理解し易い定式化



問題点: 座屈発生から最終強度後まで、たわみモードが変化しない。



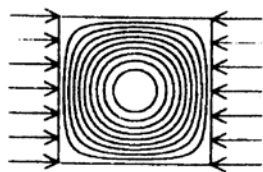
塑性変形の局所化など、実際の座屈・塑性変形挙動の再現が出来ない。

第2世代:

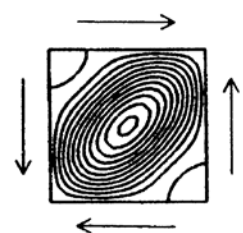
$$E_{C3} = \sum_{i=1}^m \sum_{j=1}^n W_{ijC3} \sin \frac{i\pi x}{a} \sin \frac{j\pi y}{b}$$

$$E_{S3} = \sum_{i=1}^m \sum_{j=1}^n W_{ijS3} \sin \frac{i\pi x}{a} \sin \frac{j\pi y}{b}$$

E_{C1}

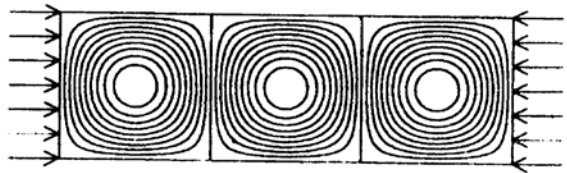


E_{S1}



座屈固有モードをたわみ波形とする。

E_{C3}

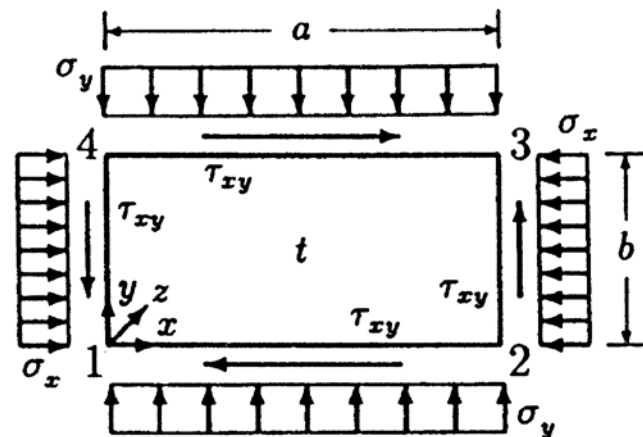


E_{S3}



崩壊過程のたわみ波形の変化

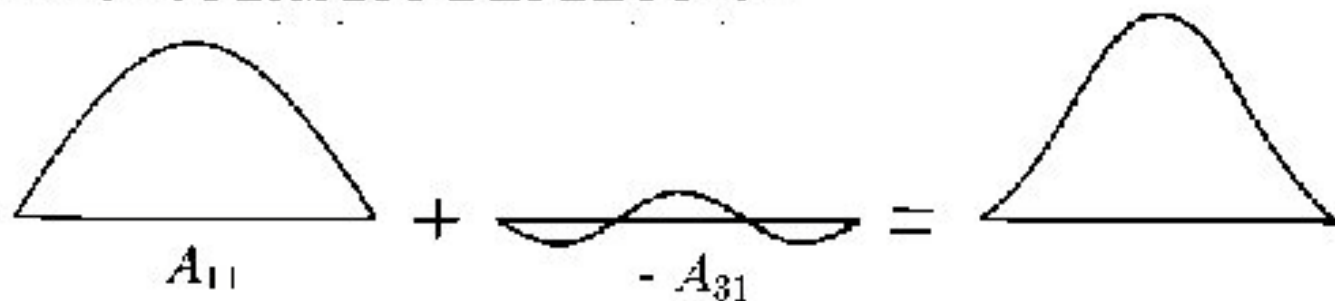
再現不可



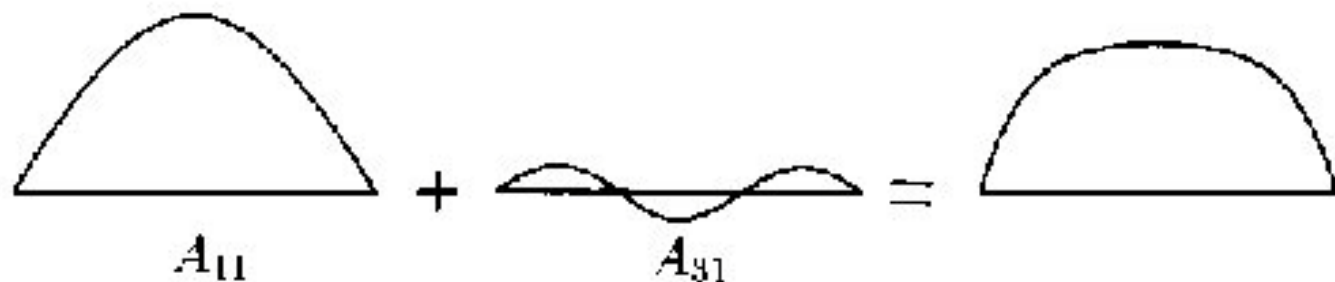
a/b	1		3	
(i, j)	W_{ijC1}	W_{ijS1}	W_{ijC3}	W_{ijS3}
(1, 1)	1	0.954	0	-0.474
(1, 2)	0	0	0	0
(1, 3)	0	-0.069	0	0.013
(2, 1)	0	0	0	0
(2, 2)	0	0.281	0	-0.292
(2, 3)	0	0	0	0
(3, 1)	0	-0.069	1	0.791
(3, 2)	0	0	0	0
(3, 3)	0	0.038	0	-0.057
(4, 1)			0	0
(4, 2)			0	0.222
(4, 3)			0	0
(5, 1)			0	-0.108
(5, 2)			0	0
(5, 3)			0	0.020

座屈発生後のたわみ波形の変化

ELASTOPLASTIC DEFLECTION



ELASTIC DEFLECTION

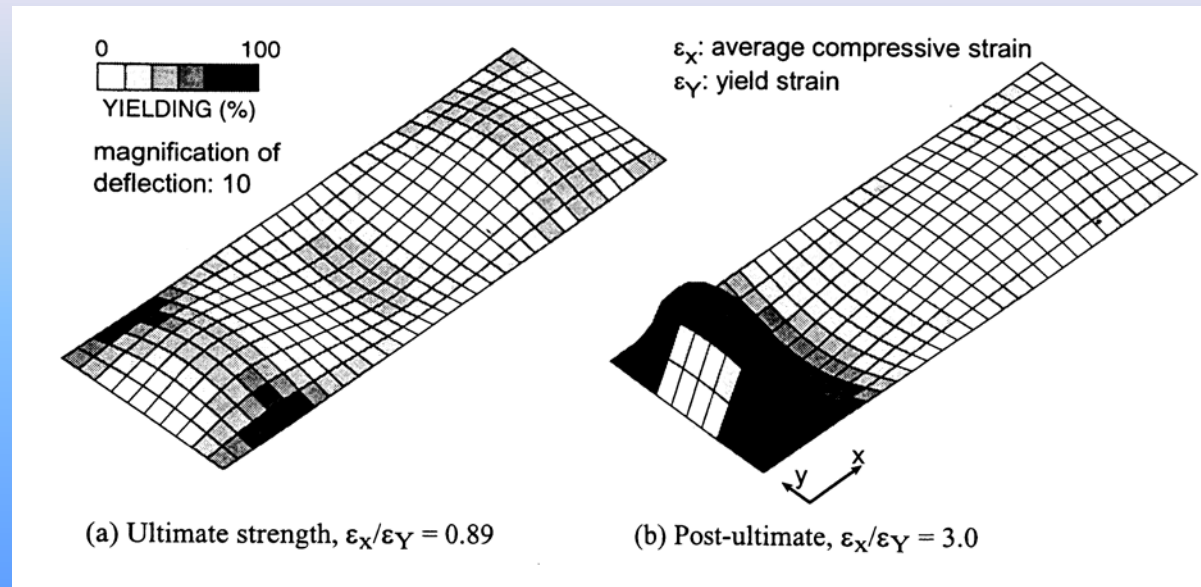


第3世代の ISUM:

- より柔軟なたわみ関数の仮定
- 後座屈挙動および後最終強度挙動におけるたわみモード変化を再現可能



- 塑性変形の局所化を再現可能



理想化構造要素法 (ISUM)

(1) Paik らによる解析

- 精力的に解析が実施されているが、使用している ISUM 要素の精度検証に問題あり。
- 特に、最終強度に達した要素の最終強度後の耐力の再現に問題あり。→ Validation なし

(2) 藤久保らによる解析

- 要素の最終強度後の崩壊挙動の再現は正確。
- 極限荷重解析と連成させた逐次崩壊解析を目指す。



ISUM プロジェクト (常石・阪大・広大・海技研)

縦曲げ最終強度計算法の分類

国際船体構造会議 (ISSC) 2000年の特別任務委員会
(VI.2 Ultimate Hull Girder Strength)での分類

簡易計算法:

- (1) 初期降伏強度
- (2) 弾性計算法
- (3) 応力分布仮定法 (Caldwell; Paik-Mansour)

先進的計算法:

- (4) 理想化された平均応力～平均ひずみ関係を用いた逐次崩壊解析 (Smith の方法)
- (5) 計算された平均応力～平均ひずみ関係を用いた逐次崩壊解析 (Smith の方法)
- (6) 理想化構造要素法 (ISUM)
- (7) 非線形有限要素法 (Nonlinear FEM)

簡易計算法

(a) 初期降伏強度:

$$M_U = \sigma_Y Z$$

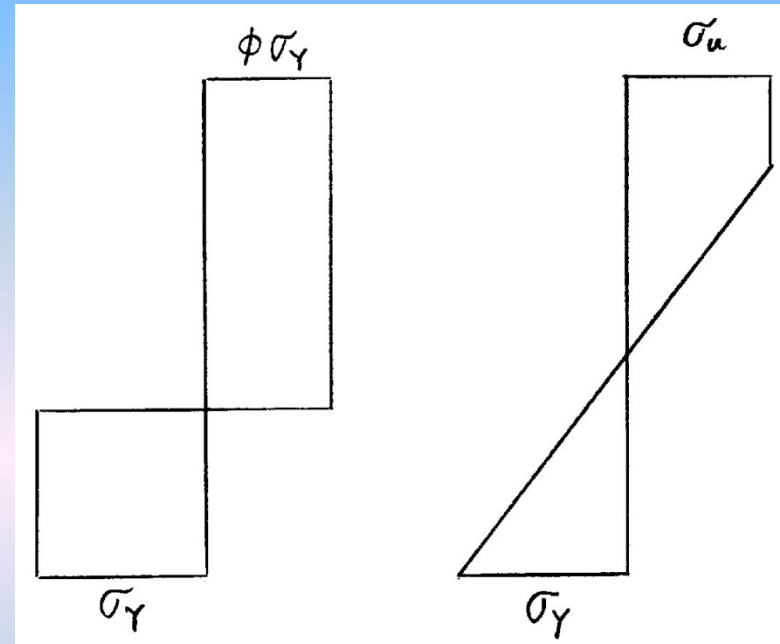
(b) 弾性解析:

$$M_U = \sigma_u Z$$

(c) 応力分布仮定法

- Caldwell's method

- Paik's method



Caldwell

Paik

σ_Y : 降伏応力

Z : 断面係数

σ_u : 甲板あるいは船底板の防撓パネルとしての圧壊強度

ISUM プロジェクト

- 船体に作用する極限荷重の計算と逐次崩壊解析を連成させて実施するトータル・システムの構築を目指す研究プロジェクト

- プロジェクト参加者

常石造船(株)(矢尾;黒瀬;Varikkattu;(Pei))

大阪大学(藤久保;飯島)

広島大学(岡沢;田中)

海上安全技術研究所(田中)

日本海事協会(オブザーバー参加)



究極の船体構造強度解析

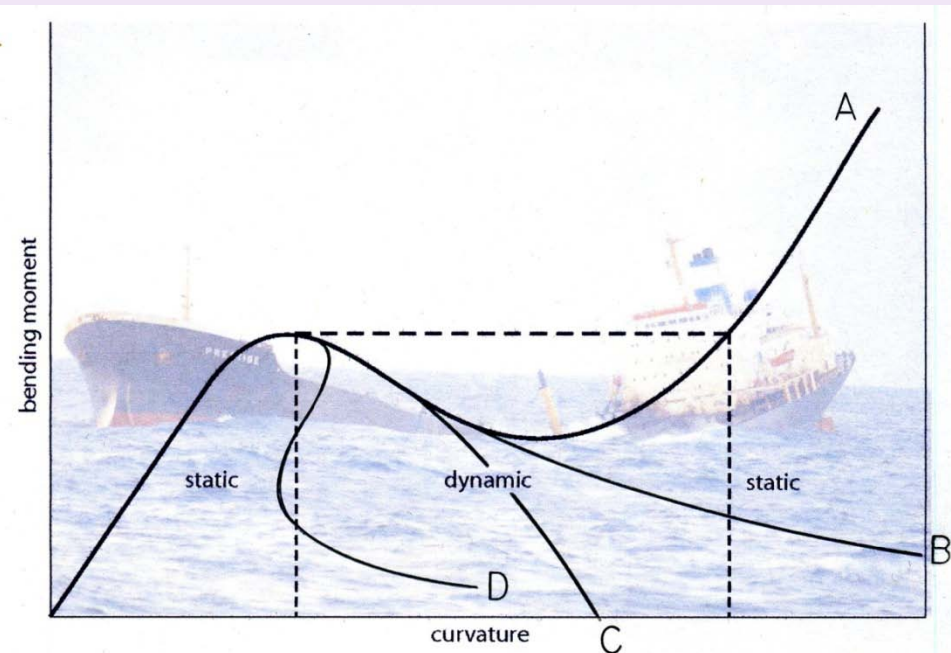
船体桁の真の崩壊挙動の再現

通常縦曲げ最終強度解析では、船体横断面が平面を保つと仮定し、解析対象部分の両端面に、強制的に回転を与え、反力としてモーメントを計算する。

しかしながら、自然界に強制回転はなく、荷重は圧力の形で船体内外の表面に、また、慣性力・重力の形で部材の重心位置に作用する。 → 真の崩壊挙動は？



ISSC2007 の III.1
委員会報告書に対する
Prof. Lehmann の指摘。



船体桁の真の崩壊挙動の再現を試みる研究プロジェクト

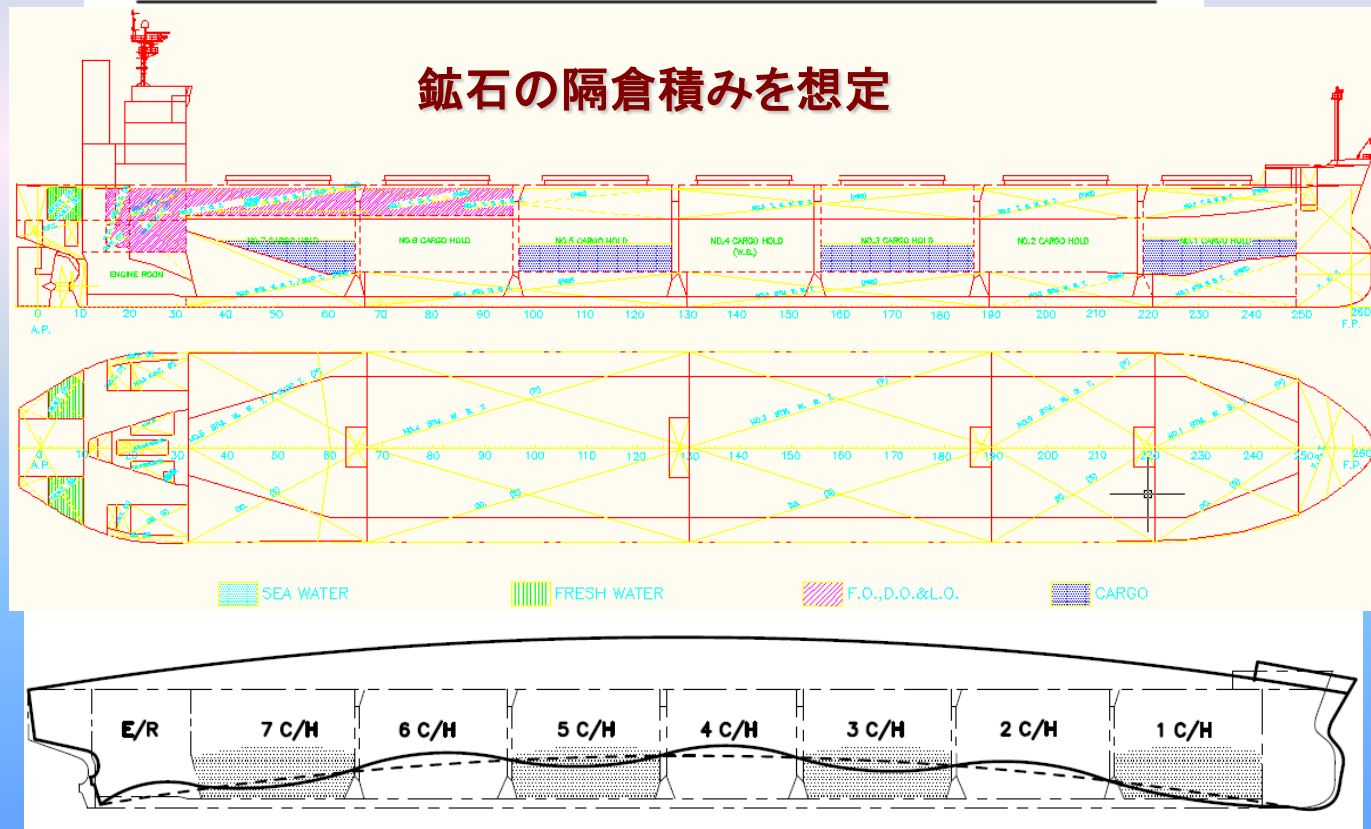
Phase 1:

- (1) 船体構造は剛体であると見なし、極限海象条件の中で船体に作用する圧力分布の時刻歴変化を求める。
- (2) (1)で得られた時刻歴変化を伴う圧力分布を、弾塑性体の船体に作用させ、全船モデルに対して逐次崩壊解析を実施する。
- (3) 計算モデルは、まず全船を FEM 弾性要素で表し、荷重解析に対する結果から崩壊すると予想されるホールドあるいはタンクを ISUM 要素で分割しなおす。
- (4) 両解析の整合性を保つため、逐次崩壊解析の船体表面の要素分割を、運動・荷重解析でも使用する。
- (5) Phase 1 の解析は、船体桁の最終強度に達するまでは船体の弾塑性変形は小さいと見なせるので、ほぼ正解に近い解を与えられられる。

Kamsarmax B.C. に対する Phase 1 解析の例

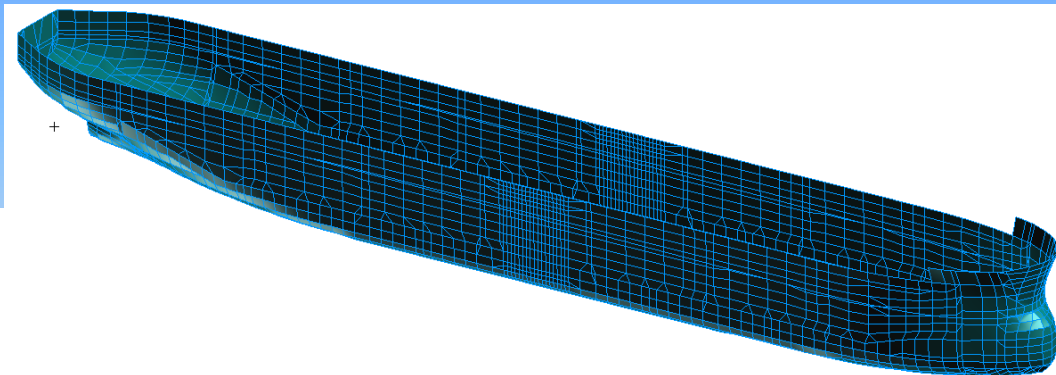
Table 7.12 Principal dimensions of Kamsarmax Bulk Carrier

items	Symbol	value	unit
Length between perpendiculars	L_{pp}	222.0	m
Breadth amidship	B	32.26	m
Depth amidship	D	20.05	m
Draft amidship (Full)	d	14.40	m
Number of cargo hold	-	7	-

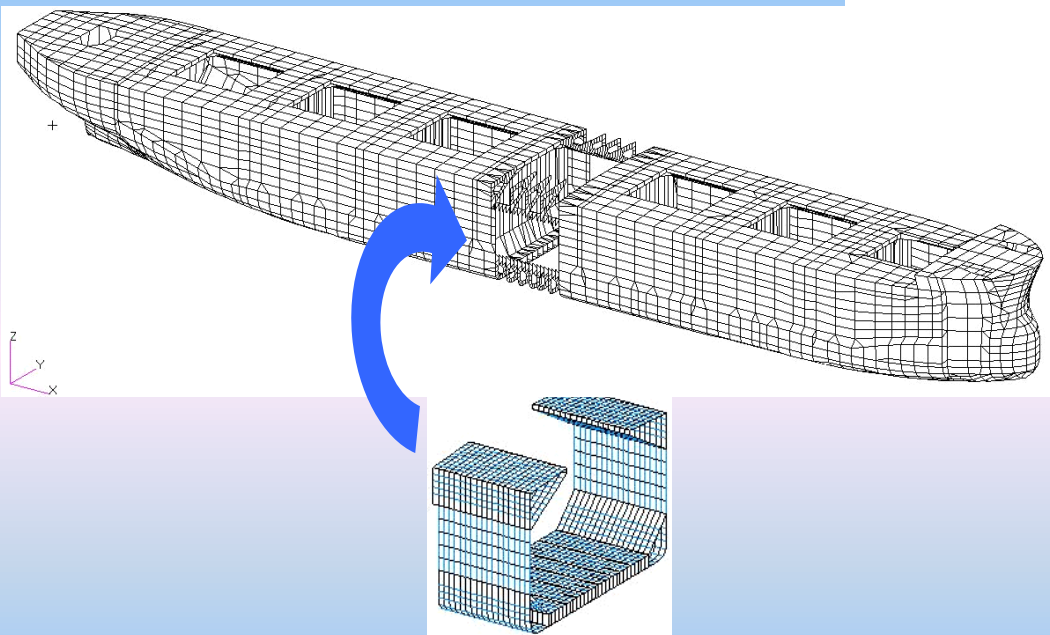


Kamsarmax B.C. の要素分割

- 逐次崩壊解析用



運動・荷重解析用



Collapse region

plate panel ➡ ISUM plate element
stiffener ➡ beam-column element

2044 beam-column elements
2837 ISUM plate elements

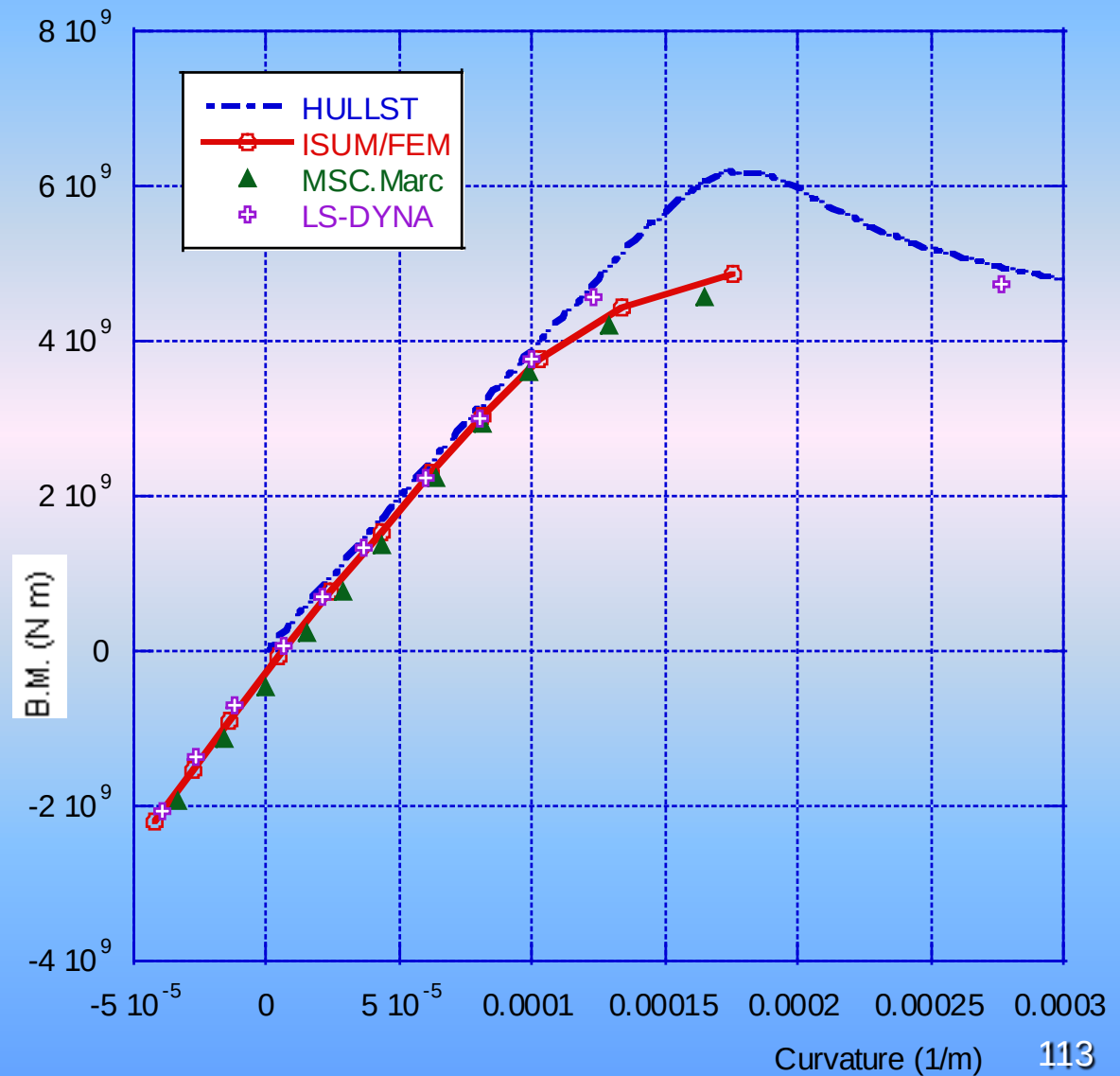
Remaining region

stiffened plate ➡ elastic shell element
hold frame ➡ elastic beam element

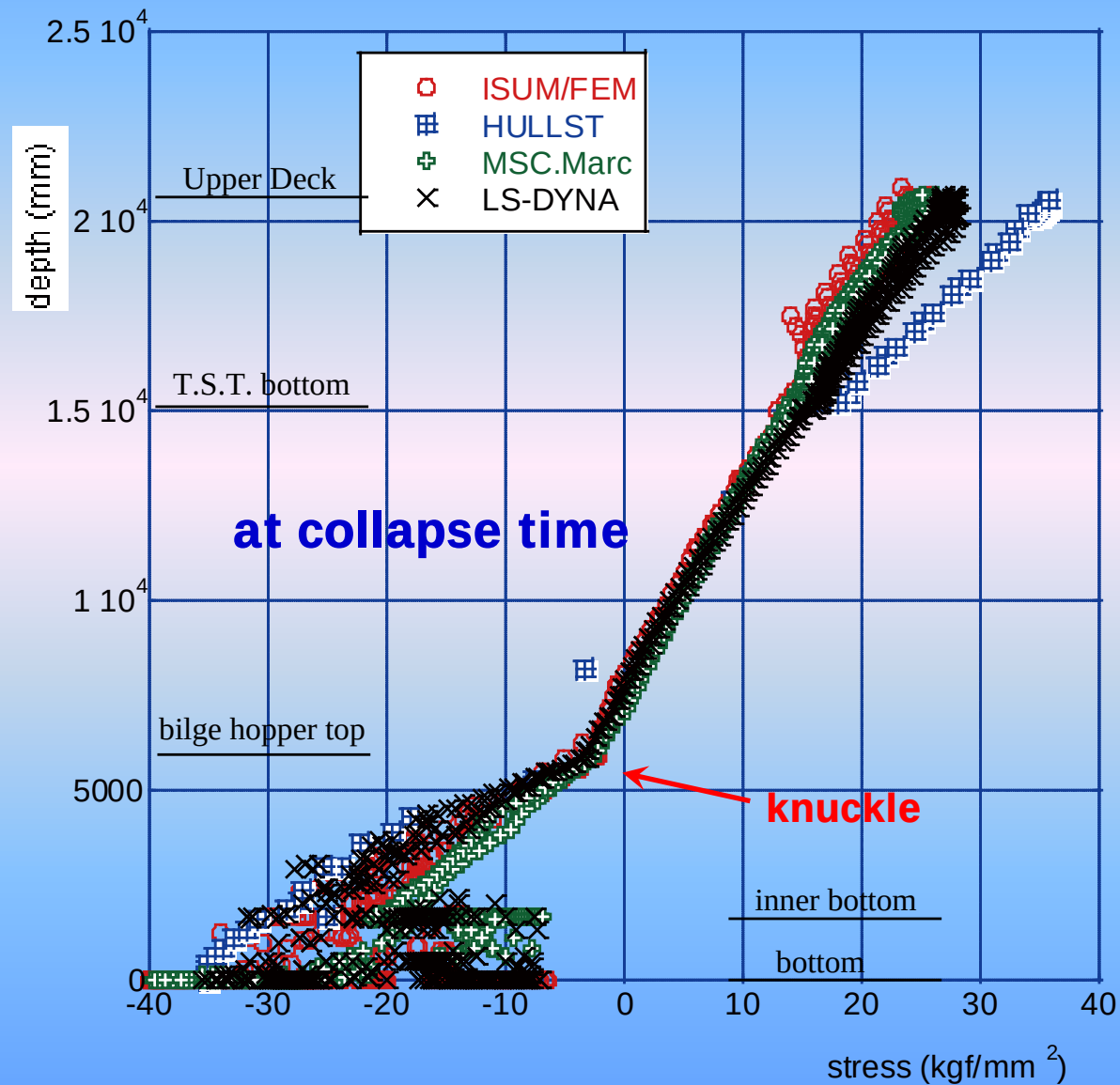
402 elastic beam elements
10,181 elastic shell elements

曲げモーメント～曲率関係の比較

隔倉積みで生じる二重底の
局部曲げの影響で、ホ
ギング時の縦曲げ最終強
度は約 20% 低下する。



断面内の曲げ応力分布の比較



Phase 2:

(1) 変位を、剛体変位成分と弾塑性変位成分に分ける。

$$\{x\} = \{x_R\} + \{x_D\} = [A]\{x_{RG}\} + \{x_D\}$$

(2) 仮想仕事の原理を適用して、基礎式を導く。

$$[M_{RR} + M_{RR}^A]\{x_{RG}\}_{n+1} + [C_{RR}]\{x_{RR}\}_{n+1} + [K_{RR}]\{x_{RG}\}_{n+1} = \{F_{RW}(\eta)\}_{n+1} - \{F_{RD}(\{x_D\}, \{x_D\}, \{x_D\})\}_n$$

$$[M_{DD} + M_{DD}^A]\{x_D\}_{n+1} + [C_{DD}]\{x_D\}_{n+1} + [K_S + K_{DD}]\{x_D\}_{n+1} = \{F_{DR}(\eta, \{x_{RD}\}, \{x_{RD}\}, \{x_{RD}\})\}_{n+1}$$

ここに

$[M_{RR}]$: 剛体運動に関する構造質量マトリックス

$[M_{RR}^A]$: 剛体運動に関する付加質量マトリックス

$[C_{RR}]$: 剛体運動に関する造波減衰マトリックス

$[K_{RR}]$: 剛体運動に関する復元力マトリックス

$\{F_{RW}\}$: 剛体運動に関する波強制力

$\{F_{RD}\}$: 弾塑性変形に起因する外力が剛体変位に及ぼす荷重効果

Phase 2:

(1) 変位を、剛体変位成分と弾塑性変位成分に分ける。

$$\{x\} = \{x_R\} + \{x_D\} = [A]\{x_{RG}\} + \{x_D\}$$

(2) 仮想仕事の原理を適用して、基礎式を導く。

$$[M_{RR} + M_{RR}^A]\{x_{RG}\}_{n+1} + [C_{RR}]\{\dot{x}_{RR}\}_{n+1} + [K_{RR}]\{x_{RG}\}_{n+1} = \{F_{RW}(\eta)\}_{n+1} - \{F_{RD}(\{x_D\}, \{\dot{x}_D\}, \{\ddot{x}_D\})\}_n$$

$$[M_{DD} + M_{DD}^A]\{x_D\}_{n+1} + [C_{DD}]\{\dot{x}_D\}_{n+1} + [K_S + K_{DD}]\{x_D\}_{n+1} = \{F_{DR}(\eta, \{x_{RD}\}, \{\dot{x}_{RD}\}, \{\ddot{x}_{RD}\})\}_{n+1}$$

ここに

$[M_{DD}]$: 弾塑性変位に関する構造質量マトリックス

$[M_{DD}^A]$: 弾塑性変位に関する付加質量マトリックス

$[C_{DD}]$: 弾塑性変位に関する造波減衰マトリックス

$[K_{DD}]$: 弾塑性変位に関する復元力マトリックス

$[K_S]$: 弾塑性剛性マトリックス

$\{F_{DR}\}$: 波浪変動圧と剛体運動(変位;速度;加速度)による分布荷重

剛体変位に関する基礎式:

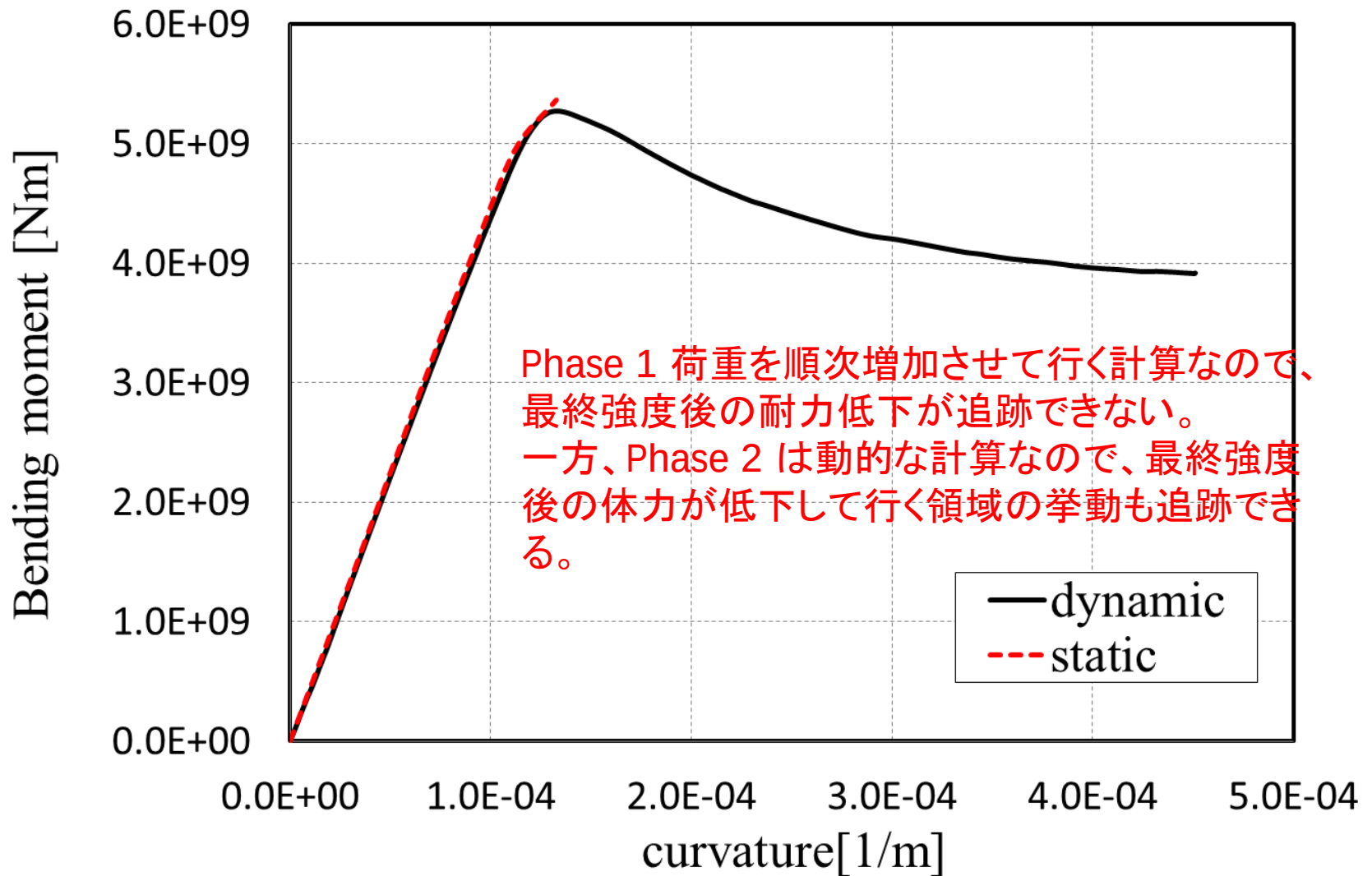
$$\begin{aligned} [M_{RR} + M_{RR}^A] \{x_{RG}\}_{n+1} + [C_{RR}] \{x_{RR}\}_{n+1} + [K_{RR}] \{x_{RG}\}_{n+1} \\ = \{F_{RW}(\eta)\}_{n+1} - \{F_{RD}(\{x_D\}, \{x_D\}, \{x_D\})\}_n \end{aligned} \quad (5)$$

弾塑性変位に関する基礎式:

$$\begin{aligned} [M_{DD} + M_{DD}^A] \{x_D\}_{n+1} + [C_{DD}] \{x_D\}_{n+1} + [K_S + K_{DD}] \{x_D\}_{n+1} \\ = \{F_{DR}(\eta, \{x_{RD}\}, \{x_{RD}\}, \{x_{RD}\})\}_{n+1} \end{aligned} \quad (6)$$

- 両式を連立させて解けばよいが、Phase 1 では式(5)を解析コード SSODAC を用いて、式(6)を ISUM/FEM で解いている。
- Phase 1 と同じ手順で解くため、両式を連立させて弱形式で解く。
- すなわち、両式を増分型に直し、時間増分を十分に小さくにとって、両式を交互に、互いの計算結果を反映させながら解く。
- 縦曲げ崩壊挙動追跡のための究極の解析法

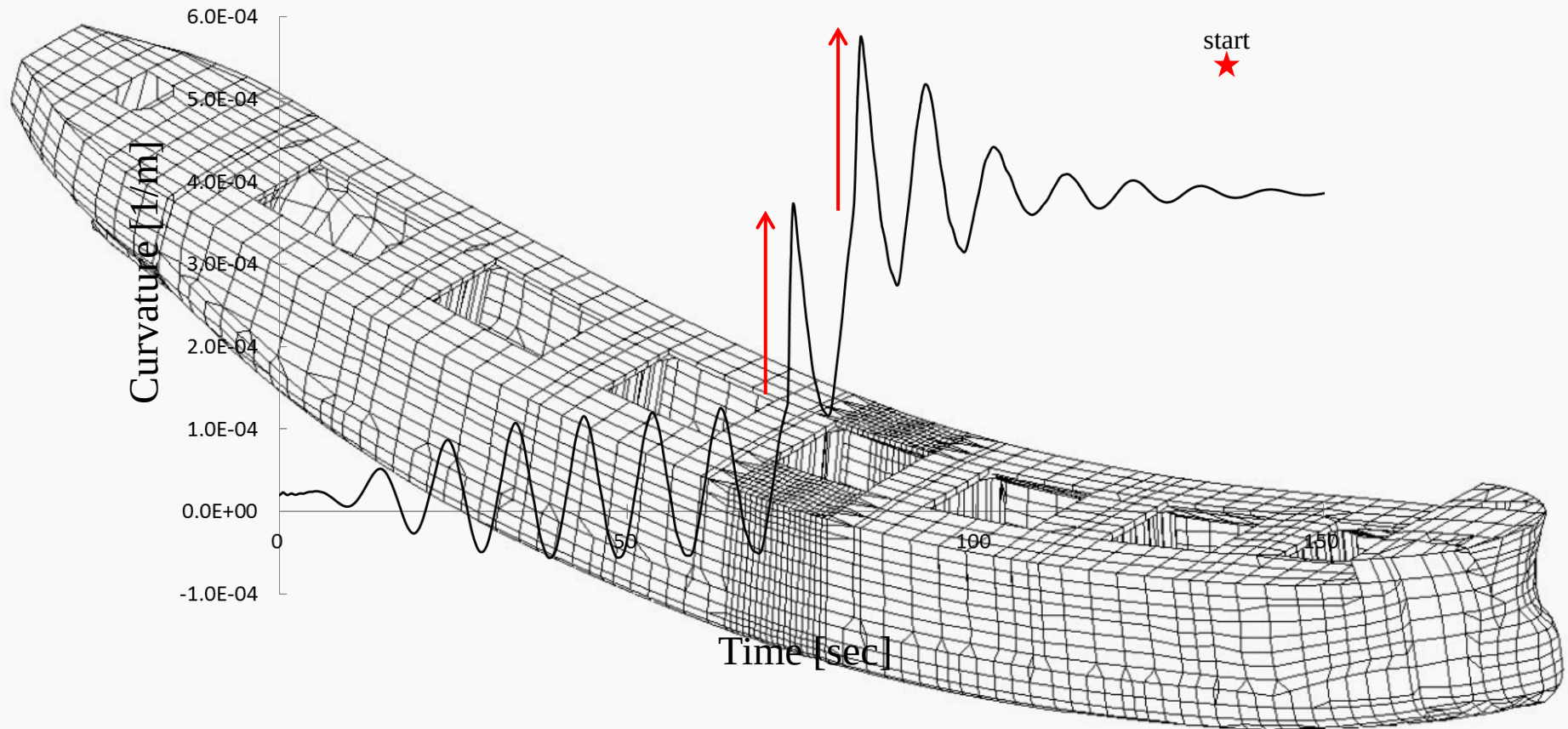
Phase 1 と Phase 2 の計算結果の比較 (曲げモーメント～曲率関係)



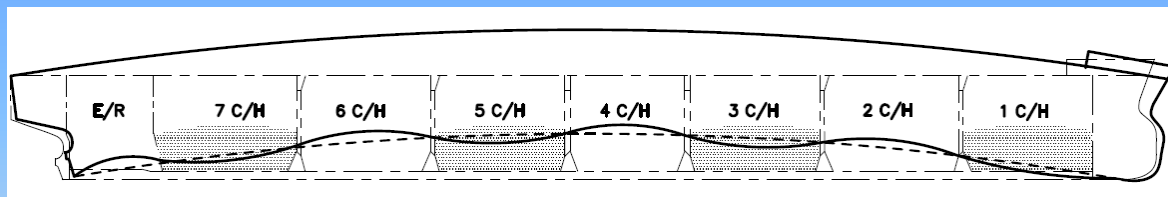
-船体中央断面での曲率の時刻歴変化-
(均等積み; 向い波状態の場合)

(motion : deformation = 1 : 80)

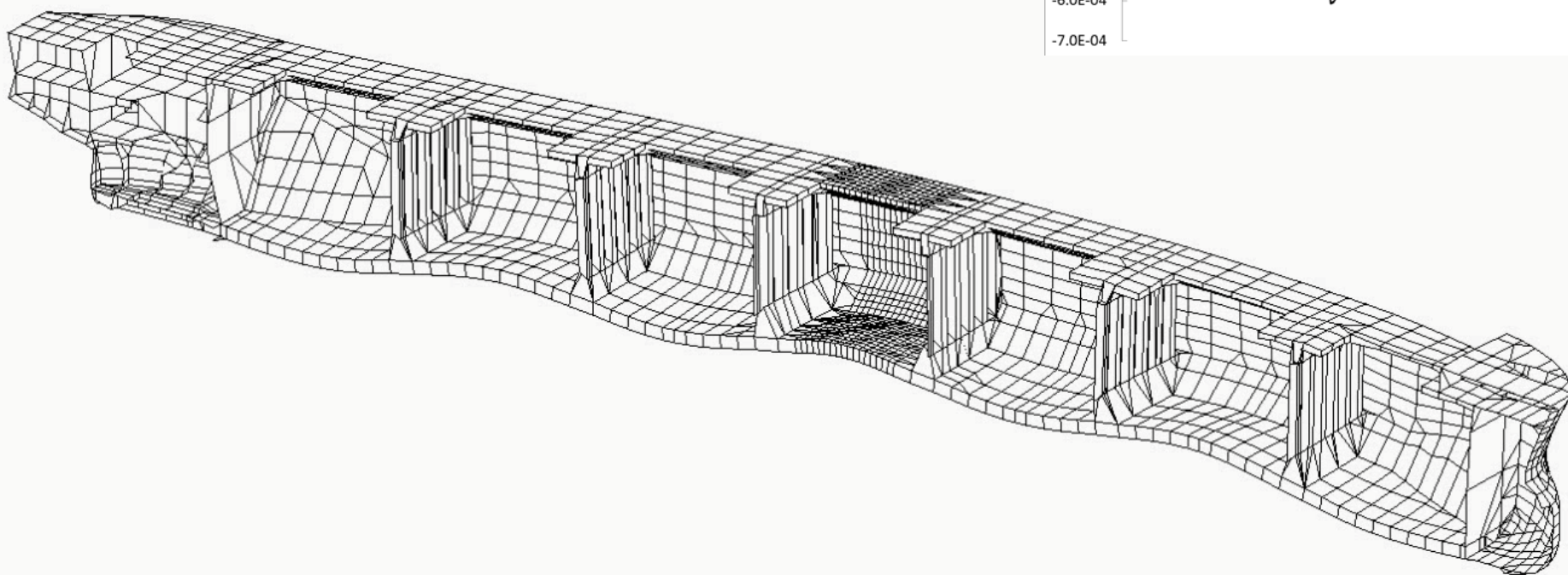
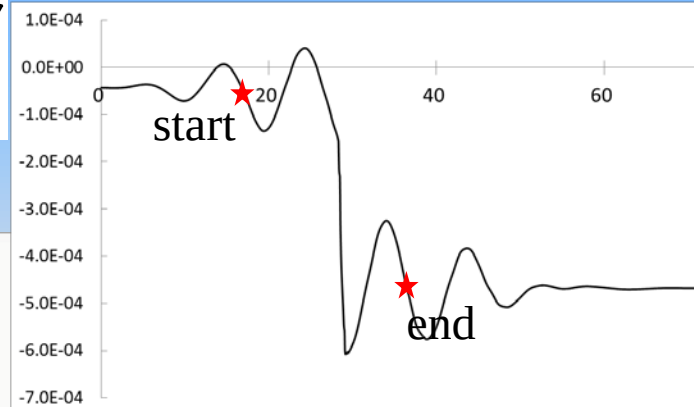
★ end



隔倉積み; 向い波状態



(motion : deformation = 1 : 40)



あとがき

- 船体の縦強度評価に関する歴史を概観;
- 実船を供した強度試験の紹介;
- 実船縮小模型試験体および小型の箱桁試験体を用いた縦曲げ崩壊試験の紹介;
- 縦曲げ荷重下での船体梁の逐次崩壊挙動の説明;
- 縦曲げ荷重下での船体梁の逐次崩壊挙動の解析法および縦曲げ最終強度の計算法の紹介;
- 現状の縦曲げ最終強度計算法の分類;
- 極限荷重解析と逐次崩壊解析を組み合わせた究極のトータルシステムの紹介



Thank you for your kind attention!