最終強度解析に基づく立体骨組構造の 信頼性評価の一方法

正員 岡 田 博 雄* 正員 室 津 義 定*
正員 山 本 浩 志**

A Method for Reliability Assessment of Spatial Frame Structures Based on Ultimate Strength Analysis

by Hiroo Okada, *Member* Yoshisada Murotsu, *Member*
Hiroshi Yamamoto, *Member*

Summary

This paper is concerned with reliability assessment of ship main structures, which are modelled as spatial frame structures and subjected to quasi-static extreme loads, based on ultimate strength analysis. Ultimate strength of the structure is evaluated by using a linearized plasticity condition of the section of the structural element under the combined effect of internal forces and moments to generate the safety margins of structural failure modes, using a matrix method and plastic node method. Probabilistically dominant collapse modes are selected by applying the so-called branch-and-bound method combined with heuristic operations. The above methods are successfully applied to main structures of a large tanker (240,000DWT) under various notional loading conditions. Probabilistic properties of ultimate strength of ship main structures are investigated through the numerical examples and comparison with previous results for plane frame models.

1. 結 言

新しい構造形式を用いたり、運用経験の少ない環境下で使われる船舶、海洋構造物の設計においては、実験または理論により構造物の挙動を解明し、その結果についての総合的な評価に基づいて設計を行う必要がある。このためには外力の統計的性質を明らかにするとともに、実験的に求められた各構造要素の強度が構造物全体の信頼性とどのような関係にあるかを解析する手法を確立することが望まれる^{1),2)}。

この研究の一環として、著者らは集中荷重(曲げモーメントを含む)が作用する均質で一樣な要素により構成された平面骨組構造の曲げ単独、曲げと軸力あるいは曲げ、剪断と軸力の複合効果下での塑性節点形成に基づく構造全体の塑性崩壊形式を自動的に生成するとともに、確率的に卓越する構造破損形式を自動選定し、構造破損確率を評価する方法を開発してきた。また、本方法を固定式海洋プラットフォーム、半潜式海洋構造物や船体横構造を想定した平面骨組構造に適用し、その有効性を検討した^{3)~7),10)~13)}。

本報告では、船体海洋骨組構造の最終強度解析に基づく信頼性評価の基礎的研究として、平板桁で構成された立体骨組構造としての船体主構造の最終強度解析法を示す。次に、波浪荷重および構造材料強度の統計的性質が与えられた場合の主要構造破損モードの生成、選定とそれに基づく構造全体の信頼性を評価する一方法を提案する。また、本方法を 24 万 DWT 油槽船の主構造を想定した立体骨組構造に適用し、数種の想定荷重条件の下で数値計算を行い、本方法の特徴を考察する。

2. 立体骨組構造の確率的塑性崩壊解析

2.1 要素端の塑性条件および要素の塑性挙動の記述

立体骨組構造の最終強度解析には従来のマトリックス有限要素法¹⁴⁾と塑性節点法^{15)~18)}を組み合わせた解析法を用いる。

まず、単位要素 ij (その要素番号を t とする) に対して局部座標、節点力ベクトル X_t と節点変位ベクトル δ_t の成分の正方向を Fig. 1 に示すようにとる。

タンカーのトランスリングの様に深さが大きくて短い桁では、曲げの他に剪断力と軸力等の影響下で塑性化する。このような複合荷重下での弾塑性部要素端の塑性節点生成条件として次の線形化近似式を採用する。^{3)~8),13)}

* 大阪府立大学工学部

** 大阪府立大学大学院工学研究科

Fig. 1 Nodal forces and displacements of the spatial frame element

$$F_k = R_k - C_k^T \cdot X_t = 0 (k=i, j) \quad (1)$$

X_t : 要素節点力ベクトル

R_k : 要素端 k の基準強度

C_k^T : 要素端 k を含む要素寸法により定まる定数ベクトル

基準強度として y 軸廻りの曲げ強度をとると

$$R_k = \sigma_{yk} \cdot AZ_{ypk} \quad (k=i, j) \quad (2)$$

$$C_i^T = (a \cdot \frac{AZ_{ypj}}{A_{pi}} \text{sign}(F_{xi}), b_y \cdot \frac{\sqrt{3} AZ_{ypj}}{AF_{ypj}} \text{sign}(F_{yi}), b_z \cdot \frac{\sqrt{3} AZ_{ypj}}{AF_{zpj}} \text{sign}(F_{zi}), c_x \cdot \frac{AZ_{ypj}}{AZ_{xpi}} \text{sign}(M_{xi}), \text{sign}(M_{yi}), c_z \cdot \frac{AZ_{ypj}}{AZ_{zpi}} \text{sign}(M_{zi}), 0, 0, 0, 0, 0, 0)$$

$[k=i \text{ 左側要素端の時}]$

$$C_j^T = (0, 0, 0, 0, 0, 0, a \cdot \frac{AZ_{ypj}}{A_{pj}} \text{sign}(F_{xj}), b_y \cdot \frac{\sqrt{3} AZ_{ypj}}{AF_{ypj}} \text{sign}(F_{yj}), b_z \cdot \frac{\sqrt{3} AZ_{ypj}}{AF_{zpj}} \text{sign}(F_{zj}), c_x \cdot \frac{AZ_{ypj}}{AZ_{xpj}} \text{sign}(M_{xj}), \text{sign}(M_{yj}), c_z \cdot \frac{AZ_{ypj}}{AZ_{zpj}} \text{sign}(M_{zj}))$$

$[k=j \text{ 右側要素端の時}]$

σ_{yk} : 降伏応力

AZ_{xpk} : 塑性ねじり係数

AZ_{ypk}, AZ_{zpk} : y 軸, z 軸廻りの塑性断面係数

A_{pk} : 断面積

AF_{ypk}, AF_{zpk} : y 軸, z 軸方向の有効剪断面積

$\text{sign}(\cdot)$: $(\cdot)$ の符号

a, b_y, b_z, c_x, c_z : 軸力および, y 軸, z 軸方向の剪断力, ねじり及び z 軸廻りの曲げの, それぞれの断面の塑性化への効きを考慮する係数。

上式において, $c_z=0, a=b_y=b_z=c_x=0$ は 2 軸曲げ, $a \neq 0, c_z \neq 0, b_y=b_z=c_x=0$ は 2 軸曲げと軸力, そして $a \neq 0, b_y \neq 0, b_z \neq 0, c_x \neq 0, c_z \neq 0$ は 2 軸曲げ, 剪断と軸力およびねじりの複合効果を考慮した場合に対応する。本研究では一般に節点の強度を低めに評価することになるが, $a=1, b_y=b_z=0.5, c_x=c_z=1$ としている。

Fig. 2 Linearized plasticity condition considering the interaction of the biaxial bending moment and axial force

なお(1)式の塑性節点生成条件を2軸曲げと軸力の複合荷重効果を考慮した場合について図示すると Fig. 2 となる。

塑性条件式(1)が与えられたとき塑性理論により塑性節点を含む要素の弾塑性部の節点力 X_t と節点変位 δ_t の関係の導く。要素が弾性の時, 節点力 X_t と節点変位 δ_t との関係式は

$$X_t = k_t \cdot \delta_t \quad (3)$$

k_t : 弾性要素剛性マトリックス

要素の断面が降伏した後すなわち塑性条件 $F_k=0$ が満たされたとき, X_t と δ_t との関係は次式で表される。³⁾

$$X_t = k_t^{(p)} \cdot \delta_t + \bar{X}_t^{(p)} \quad (4)$$

$k_t^{(p)}$: 要素修正剛性マトリックス

$\bar{X}_t^{(p)}$: 残留強度と等価な付加節点力ベクトル

次にタンカーのトランスリング部材のように両端に剛体部をもつ梁としてモデル化する場合を考える。この様なモデルに対する剛体外側部の節点力ベクトル $(X_t)_r$ と節点変位ベクトル $(\delta_t)_r$ の成分の正方向及び剛体部の長さ s_1, s_2 を Fig. 3 に示すようにとる。この時の節点力 $(X_t)_r$ と節点 $(\delta_t)_r$ の関係は変換マトリックス τ_t を介して, $\delta_t = \tau_t \cdot (\delta_t)_r$ の関係と弾塑性部の X_t と δ_t との関係を用いて次のように表される。

$$(X_t)_r = (k_t^{(p)})_r \cdot (\delta_t)_r + (\bar{X}_t^{(p)})_r \quad (5)$$

$$(k_t^{(p)})_r = \tau_t^T k_t^{(p)} \tau_t$$

$$(\bar{X}_t^{(p)})_r = \tau_t^T \bar{X}_t^{(p)}$$

$$\tau_t = [\tau_{ij}]$$

$$\text{where } \tau_{ii} = 1 (i=1, 2, \dots, 12)$$

$$\tau_{2,6} = s_1, \quad \tau_{3,5} = -s_1$$

$$\tau_{8,12} = -s_2, \quad \tau_{9,11} = s_2$$

$$\text{and other } \tau_{ij} = 0$$

Fig. 3 Nodal forces and displacements of the spatial frame element with a rigid body at each end

2.2 安全余裕及び構造破損モード生成

n 個の要素(剛体部付き)と l 個の節点を持ち、最大 $6l$ 個の荷重がこれらの節点に作用する立体骨組構造を考え、要素の両端に通し番号をつける。このとき剛体部内側の弾塑性要素端 i (その要素番号を t とする)の安全余裕 Z_i は次式で与えられる。

$$Z_i = R_i - C_i^T \cdot X_t \leq 0 \quad (6)$$

次に構造破損基準を生成するためにまず、立体骨組の構造破損は塑性崩壊によって節点に大きな変位が生じたときと定義する。そして、 $(p-1)$ 個の要素端 $r_1, r_2, \dots, r_{p-1}$ が破損した p 段階目での応力解析を行い、要素節点力ベクトル X_t を用いて (6) 式を表すと破損せずに残った要素端 i の安全余裕が次のように得られる^{3),8),13)}。

$$Z_i^{(p)} = R_i + \sum_{k=1}^{p-1} a_{ir_k}^{(p)} \cdot R_{r_k} - \sum_{j=1}^{6l} b_{ij}^{(p)} \cdot L_j \quad (7)$$

$a_{ir_k}^{(p)}$: 残留強度影響係数

$b_{ij}^{(p)}$: 荷重影響係数

L_j : 外荷重

構造破損としての塑性崩壊の生起は、要素端が破損した各段階での修正構造全体剛性マトリックスより判定する。すなわち、 p_q 個の要素端 $r_1, r_2, \dots, r_{p_q}$ が破損した段階で作成した修正構造全体剛性マトリックス $(K^{(p_q)})_r$ が次の条件を満たすことである。

$$\| [K^{(p_q)}] \| / \| [K^{(0)}] \| \leq \epsilon \quad (8)$$

ϵ : 塑性崩壊を判定する定数

あるいは指定された数 $n_f (< p_q)$ 個の要素端が破損したとき塑性崩壊したと仮定する。

(7) 式の安全余裕を用いると構造破損基準は

$$Z_{r_p}^{(p)} \leq 0 \quad (p=1, 2, \dots, p_q \text{ or } n_f) \quad (9)$$

ここで、最後の破損要素端 r_p に対する安全余裕 $Z_{r_{p_q}}^{(p_q)}$ となるが構造破損モードの安全余裕を与える。

2.3 主要構造破損経路の選定と構造破損モードの生起確率の計算

大規模高次不静定構造物においては、構造破損経路の数は膨大なものとなり、すべての破損経路を求めることは実際上不可能となる。そこで、確率的に卓越する破損経路を系統的に選択する必要がある。これに対する効率的な方法

として、発見的手法を加味した分岐限界法が提案されている。その概略を以下に示す^{8),9)}。

i) 分岐操作

この手続きは確率的に主要な破損経路を与える要素端を選択することにある。

p 段階目に破損する要素端 r_p は、次式より選択される。

$$P[Z_{r_1}^{(1)} \leq 0] = \max_{i_1 \in I_1} P[Z_{i_1}^{(1)} \leq 0] \quad (p=1) \quad (10)$$

$$P[(Z_{r_1}^{(1)} \leq 0) \cap (Z_{r_p}^{(p)} \leq 0)] = \max_{i_p \in I_p} P[(Z_{r_1}^{(1)} \leq 0) \cap (Z_{i_p}^{(p)} \leq 0)] \quad (p \geq 2) \quad (11)$$

I_p : p 段階目に選ばれるべき要素端集合

$Z_{i_1}^{(1)}$: 第 1 段階目すなわち、構造に塑性節点がない状態における要素端 i_1 の安全余裕

$Z_{i_p}^{(p)}$: p 段階目すなわち、 $r_1, r_2, \dots, r_{p-1} (p \geq 2)$ の要素端が破損した後の要素端 i_p の安全余裕

これは、 $p=1$ のとき、すなわち第 1 段階目に破損する要素端は、構造に塑性節点がない状態における破損確率が最大のものを選択することを意味し、 $p=p(p \geq 2)$ すなわち p 段階目では $r_1, r_2, \dots, r_p (p \geq 2)$ の要素端が破損した後の要素端のうち破損確率が最大のものを選択することを意味する。

選択過程を繰り返すことによって、崩壊モードを形成する塑性節点の順序 $r_1, r_2, \dots, r_{p_q}$ つまり、破損経路が見つけられる。この破損経路の生起確率 P'_{f_q} は次式で評価する。

$$P'_{f_q} = \min_{p=2,3,\dots,p_q} P[Z_{r_1}^{(1)} \leq 0 \cap (Z_{r_p}^{(p)} \leq 0)] \quad (12)$$

これまでに得られた P'_{f_q} のうち、その最大値を P_{fM} とする。分岐操作は、選択されるべき要素端がなくなるまで続けられる。

ii) 限界操作

この手続きは、無視できる要素端を選択することにある。すなわち、 p 段階目に次の基準を満たす要素端 i_p を切り捨てる。

$$P[Z_{i_1}^{(1)} \leq 0] / P_{fPM} < 10^{-7} \quad (p=1) \quad (13)$$

$$P[(Z_{r_1}^{(1)} \leq 0) \cap (Z_{i_p}^{(p)} \leq 0)] / P_{fPM} < 10^{-7} \quad (p \geq 2) \quad (14)$$

γ : 限界操作基準の設定値

これより、無視される破損経路は $10^{-7} \cdot P_{fM}$ 以下の破損確率をもつものである。尚、選択された完全破損経路に対する破損モードの生起確率 P_{f_q} は、最後の破損要素端の安全余裕 $Z_{r_{p_q}}^{(p_q)}$ となるが 0 以下となる確率で評価する。

$$P_{f_q} = P[Z_{r_{p_q}}^{(p_q)} \leq 0] \quad (15)$$

iii) 発見的手法

冗長度の高い大規模な構造物に対しては、分岐限界操作を適用してもその分岐の数は膨大なものとなり、計算機の記憶要領、計算処理時間により困難を生じる。そこで計算努力を減じるためには次の発見的手法の適用が有効である。その際、発見的パラメータ $(\alpha_1, \alpha_2, \alpha_3)$ を導入する。

① 構造に臨界的であると思われる構造破損モードを想定し、その構造破損モードに対応する完全破損経路の生起確率の上限値 P_{q_i} を評価する。得られた値を構造全体の信頼性解析に対する限界操作のための初期値 P_{JM} として用いる。

② 分岐の選択対象を次式で示される2次元生起確率の単調減少性を満たす破損要素端のみに限定する ($p \geq 2$)。

$$I_{p1} = \{i_p | P[(Z_{r_1}^{(1)} \leq 0) \cap (Z_{ip}^{(p)} \leq 0)] \leq \alpha_1 \times P[(Z_{r_1}^{(1)} \leq 0) \cap (Z_{r_{p-1}}^{(p-1)} \leq 0)]\} \quad (16)$$

また、最初に破損した破損要素端の寄与が大きい破損経路のみに限定する。

$$I_{p2} = \{i_p | a_{ipr_1}^{(1)} \leq \alpha_2\} \quad (17)$$

③ 各段階 ($p \geq 2$) における分岐の数を特定の数 α_3 に限定する。

④ 構造を臨界的と思われる有限個の構造区域に分割し、その区域内に限定して分岐限界操作を適用する。これにより、①の臨界的と思われる構造破損モードを迅速に発見することができる。

なお、後の数値計算例では②、③の方法を適用している。また、各破損経路からなる破損モードに対応する中央安全率 γ_{cpq} は、下式で表わされる。

$$\gamma_{cpq} = \frac{\bar{R}_i + \sum_{k=1}^{p_q-1} a_{ir_n}^{(pq)} \bar{R}_{r_n}}{\sum_{j=1}^{61} b_{ij}^{(pq)} \bar{L}_j} \quad (18)$$

ここに、 $(\bar{\cdot})$: 確率変数 $(\cdot)$ の平均値

Fig. 4 Midship section of 240,000 DWT oil tanker

Fig. 5 Plane frame idealized for transverse ring of the tanker

Fig. 6 Spatial frame idealized for main structure of the tanker

3. 数値計算例とその考察

3.1 船体主構造の立体骨組構造へのモデル化

解析対象船としては、Fig. 4にその中央断面を示すような 240,000 DWT 油 槽 船(304.0^M×52.4^M×25.7^M×19.8^M)を採用した。トランス・リング部を前報において示したような平面骨組構造にモデル化したものを Fig.5 に示す。

6),7),10),12) 同図に見られるように、端部に剛体部をもつ平板桁より構成されており、外板の有効幅としてはトランス・スペース全幅を算入している。次に、本船の主構造を対称性を考慮して片舷のみ立体骨組構造にモデル化したものを Fig. 6 に示す。本例では上記 3 つのトランス・リングと横隔

Fig. 7 Longitudinal elements idealized for the tanker

Table 1-1 Numerical data for transverse ring elements (1)

(11,12)	A_F (m ²) $A_{F_{VP}}$ (m ²) $A_{F_{ZP}}$ (m ²) $\times 10^{-1}$	I_y (m ⁴) I_z (m ⁴) $\times 10^{-2}$	GJ (MN·m ²)	AZ_{VP} (m ³) AZ_{ZP} (m ³) $\times 10^{-3}$	$\bar{R}$ (MN·m)	s1 s2 (m)
(1,2)	a half of value at element end (11,12), (21,22)					2.8 4.2
(11,12) (21,22)	2.45 2.81 0.64	5.59 5.42	20.07	4.41 3.29	60.21	
(2,3)	a half of value at element end (12,13), (22,23)					2.8 2.9
(12,13) (22,23)	3.30 2.71 0.59	3.24 5.22	18.10	4.15 3.16	44.67	
(3,4)	a half of value at element end (13,14), (23,24)					3.1 1.0
(13,14) (23,24)	2.31 1.86 0.45	2.22 3.44	5.85	1.99 2.10	34.35	
(4,5)	a half of value at element end (14,15), (24,25)					1.0 1.0
(14,15) (24,25)	2.25 1.80 0.45	1.89 3.44	5.41	1.89 2.09	29.58	
(5,6)	a half of value at element end (15,16), (25,26)					1.0 3.0
(15,16) (25,26)	2.17 1.80 0.36	1.76 3.44	5.26	3.49 2.09	26.33	
(6,7)	a half of value at element end (16,17), (26,27)					3.0 2.9
(16,17) (26,27)	2.77 2.11 0.31	0.88 5.00	15.13	3.49 2.57	15.41	

11,12 : Node nos. (left, right)
 I_y, I_z : Moment of inertia about y, z axis
 GJ : Torsional rigidity
 Young's modulus : E=210GPa
 Shear modulus : G=81GPa
 Mean value of yield stress : $\bar{\sigma}_y=276\text{MPa}$
 Coef. of variation of yield stress : $CV_y=0.05$

Table 1-2 Numerical data for transverse ring elements(2)

(11,12)	A_F (m ²) $A_{F_{VP}}$ (m ²) $A_{F_{ZP}}$ (m ²) $\times 10^{-1}$	I_y (m ⁴) I_z (m ⁴) $\times 10^{-2}$	GJ (MN·m ²)	AZ_{VP} (m ³) AZ_{ZP} (m ³) $\times 10^{-3}$	$\bar{R}$ (MN·m)	s1 s2 (m)
(7,8) (17,18) (27,28)	a half of value at element end (17,18), (27,28)					2.2 0.0
(17,18) (27,28)	2.83 2.47 0.36	1.35 5.00	15.17	3.51 30.06	20.43	
(7,9) (17,19) (27,29)	a half of value at element end (17,19), (27,29)					3.0 0.9
(17,19) (27,29)	1.72 1.35 0.36	1.65 2.51	2.28	1.08 15.24	26.09	
(9,10) (19,20) (29,30)	a half of value at element end (19,20), (29,30)					0.9 1.0
(19,20) (29,30)	1.75 1.30 0.45	1.74 2.40	2.20	1.08 14.63	29.31	
(10,2) (20,12) (30,22)	a half of value at element end (20,12), (30,22)					1.0 5.1
(20,12) (30,22)	2.01 1.56 0.45	2.12 2.82	3.66	1.47 17.22	34.17	
(9,5) (19,15) (29,25)	a half of value at element end (19,15), (29,25)					2.3 2.3
(19,15) (29,25)	0.43 0.25 0.18	0.15 0.01	0.50	0.25 0.32	6.61	
(10,4) (20,14) (30,24)	a half of value at element end (20,14), (30,24)					2.3 2.3
(20,14) (30,24)	0.56 0.31 0.25	0.25 0.01	0.69	0.34 0.48	9.59	

Table 1-3 Numerical data for longitudinal elements

(11,12)	A_F (m ²) $A_{F_{VP}}$ (m ²) $A_{F_{ZP}}$ (m ²) $\times 10^{-1}$	I_y (m ⁴) I_z (m ⁴) $\times 10^{-2}$	GJ (MN·m ²)	AZ_{VP} (m ³) AZ_{ZP} (m ³) $\times 10^{-3}$	$\bar{R}$ (MN·m)
(2,12) (12,22) (22,31)	9.61 8.27 1.33	85.55 2135.70	52.22	12.34 364.74	88.16
(3,13) (13,23) (23,32)	7.07 5.42 1.66	98.16 566.49	63.67	11.57 176.52	108.70
(10,20) (20,30) (30,38)	1.97 1.97 1.97	110.27 0.001	3.05	1.36 1.18	111.35
(4,14) (14,24) (24,33)	2.71 2.71 2.71	154.44 0.003	7.93	2.58 2.23	153.11
(9,19) (19,29) (29,37)	1.73 1.73 1.73	98.27 0.001	2.06	1.05 0.91	98.62
(5,15) (15,25) (25,34)	2.72 2.72 2.72	154.42 0.003	7.98	2.59 2.25	154.98
(7,17) (17,27) (27,36)	8.62 7.22 1.41	121.76 1863.16	35.22	9.60 318.19	107.77
(6,16) (16,26) (26,35)	6.45 4.73 1.72	100.83 522.79	44.86	9.35 161.90	113.27

壁部分をモデル化し、これらと結合する縦通部は、縦通肋骨をならした Fig. 7 のような形状の等価断面梁に置き換えている。

構造寸法諸元および材料強度データを Table 1-1 から Table 1-3 に示す。要素端の基準強度 R は統計的に互いに独立な正規確率変数であるとし、その平均値および変動係数は降伏応力の平均値を、 $\bar{\sigma}_y=276\text{MPa}$ 、その変動係数を、 $Cov_{\sigma y}=0.05$ として計算した。

3.2 想定荷重条件

前項でモデル化した立体骨組構造が、船体中央部付近に位置する場合と船首尾 L/4 部にある場合を想定して解析を行う。また、喫水は満載状態とバラスト状態を考え、船体中央部が波頂にある場合 (Hogging Condition) と波底 (Sagging Condition) の場合に分けて取扱、さらに、中央

Table.2 Notional loading conditions and positions of structural part to be calculated

Case no.	Loading condition		Position of the wave crest	Position of structural part to be calculated
	Draft	State of tanks		
1	Fully loaded condition	Main tank fully loaded and empty wing tanks	Midship (Hog.)	L/4
2	do.	do.	do.	Midship
3	do.	do.	AP. and FP. (Sag)	L/4
4	do.	do.	do.	Midship
5	do.	Wing tanks fully loaded and empty main tank	Midship (Hog.)	L/4
6	do.	do.	do.	Midship
7	Ballast condition	Main tank fully loaded and empty wing tanks	do.	L/4
8	do.	do.	do.	Midship

Fig. 8 Notional distributions of the bending moment and the shearing force (hogging condition)

タンクが空積みか舷側タンクが空積みかという組合せによる Table 2 に示す 8 種類の状態を想定して解析を行う。

i) 縦強度に関する荷重

船体に作用する静水荷重および波浪荷重による縦曲げモーメントおよび剪断力の船長方向分布を Fig. 8 に示すように仮定する。同図中の最大曲げモーメント M_0 は、日本海事協会鋼船規則集に定めるものを参考にして下式で与える。

$$M_0 = Z_1 \times \sigma \quad (19)$$

ここに、

Z_1 : NK ルールにより計算した所定断面係数

Fig. 9 Nodal forces corresponding to the vertical shearing force (hogging condition)

Fig. 10 Nodal forces corresponding to the vertical bending moment (hogging condition)

σ : 想定作用応力

(平均値 $\bar{\sigma} = 100 \text{ N/mm}^2$ 変動係数 $\text{Cov} = 0.3$)

Fig. 6 に示す一番手前のトランス・リングが船体中央部あるいは船首尾 L/4 部に位置するとして、上式より求まる縦曲げモーメント、および剪断力を、該当トランス・リングに節点力として作用させた。その換算の様子を、剪断力に対して Fig. 9 に、縦曲げモーメントについては Fig. 10 に示す。

ii) 横強度に関する荷重

タンク内荷油の内圧と静水圧に換算した波浪外圧を考慮することとし、後者については、日本海事協会鋼船規則集検査要領を参考にして定めた。

得られた圧力分布を Fig. 11 に示す方法により、等価な

Fig. 11 Notional lateral pressure and integral region of lateral pressure for calculating nodal force (condition-2)

Table.3 Mean values of calculated nodal forces for two notional cases-2 and -5

(a) condition-2 (unit:MN)				(b) condition-5 (unit:MN)			
Node no.	$\bar{F}_{xj}$	$\bar{F}_{yj}$	$\bar{F}_{zj}$	Node no.	$\bar{F}_{xj}$	$\bar{F}_{yj}$	$\bar{F}_{zj}$
1		0.277		1		-1.38	
2	1.66	-2.59	94.1	2	-1.63	3.11	47.1
3	-1.42	-2.87	54.1	3	0.477	5.21	27.1
4	-1.99			4	0.749	6.99	
5	-1.28			5	0.494	7.03	
6	-0.381		-56.1	6	0.211	4.44	-28.0
7	0.216		-92.2	7	-0.186	3.63	-46.1
8				8			
9	1.24			9	-2.37	4.47	
10	2.19			10	-4.28	5.08	
11, 21		0.553		11, 21		-2.76	
12, 22	3.32	-5.19		12, 22	-3.27	-0.672	
13, 23	-2.85	-5.74		13, 23	0.954	1.86	
14, 24	-3.98			14, 24	1.50		
15, 25	-2.55			15, 25	0.987		
16, 26	-0.761			16, 26	0.421		
17, 27	0.431			17, 27	-0.372		
18, 28				18, 28			
19, 29	2.47			19, 29	-2.37		
20, 30	4.38			20, 30	-4.28		

Coef. of variation $CV_{(c)} = 0.3$

Coef. of variation $CV_{(c)} = 0.3$

Fig.12(a) Critical sections and dominant failure modes for the spatial frame model under notional cases-1,-3,-5 and-7

集中荷重に置き換えた。想定荷重条件のうち、条件-2および条件-5について換算した節点力の平均値を Table 3 に示す。変動係数はこの場合も $Cov=0.3$ とした。

3.3 解析結果とその考察

前記 8 種類の想定条件に対して数値計算を行った。その結果を Table 4 および Fig. 12 に示す。

Table 4 の (a) には、各想定条件に対して最も破損確率

Table.4 Critical sections and dominant failure paths and their probabilities of occurrence for the spatial frame model under various notional conditions

(a) Critical sections (×)

condition no.	Element end no.	Failure probability P_{fi}	Central safety factor γ_{ci}
-1	7	0.661×10^{-7}	2.11
-2	105	0.241×10^{-1}	1.52
-3	108	0.387×10^{-2}	1.32
-4	19	0.883×10^{-2}	1.76
-5	20	0.310	1.11
-6	20	0.207	1.23
-7	60	0.182×10^{-3}	1.64
-8	20	0.173	1.43

(b) Dominant failure paths

condition no.	failure path	Failure probability P_{fpq}	Central safety factor γ_{cpq}
-1 (○)	7, 5, 8, 47	0.243×10^{-12}	2.48
-2 (●)	65, 106, 59, 25	0.746×10^{-2}	1.82
-3 (△)	7, 47, 8, 68	0.321×10^{-8}	1.90
-4 (▲)	19, 26, 4, 59	0.124×10^{-11}	3.46
-5 (▽)	17, 8, 9, 15	0.137×10^{-7}	2.49
-6 (▼)	20, 3, 25, 18	0.987×10^{-5}	2.60
-7 (□)	60, 43, 106, 99	0.357×10^{-12}	2.53
-8 (■)	20, 19, 25, 6	0.136×10^{-2}	2.16

Fig.12(b) Critical sections and dominant failure modes for the spatial frame model under notional cases-2,-4,-6 and-8

の高い要素端(その位置を Fig. 12 において×印で示す)とその生起確率および中央安全率の値が示されている。同表より想定条件-5が最も厳しく、条件-6, 条件-8, 条件-2がそれに続くことがわかる。なお、破損確率による厳しさの順序と中央安全率による順序が必ずしも対応しないことに注意すべきである。

次に、構造の崩壊の判定について言えば、正確には、(8)式の ε をできる限り小さく設定することが望ましい。しかしながら、不静定次数の高い本構造のような場合には計算時間が多大となること、および(9)式において $n_f=4$ とした本計算例では、上記判定定数 ε をおおよそ数十分の一度に設定したと同様であることなどを考慮して、一律に破損要素端個数 n_f により崩壊を判定することとした。

Table 4 の(b)には、各想定条件に対して $n_f=4$ として、4個の要素端が破損したとき構造が崩壊すると仮定して求めた主要構造破損経路とその生起確率および中央安全率の値を示す。また、Fig. 12 には破損経路の組を図示している。同図(a)は条件-1, -3, -5および-7に対するものであり、同図(b)は条件-2, -4, -6および-8に対するものである。同図表より、構造破損確率が最も高いのは条件-2で、条件-8, -6, -5がこれに続いており、前記の要素端強度の順序とは大きく異なっている。破損確率が最大となる条件-2の崩壊経路は、Fig. 12(b)にも見られるように縦通材(要素端65, 106, 25)が主体である、これは縦曲げによる軸力主体の崩壊であることがわかる。なお、船体中央部を対象とした他の条件-4, -6および-8については必ずしも縦通材主体ではないが、縦強度に関する荷重の強い影響により横強度に関する荷重と組合わさったトランス・リング部材を含む崩壊モードになっていることが特徴である。

船首尾L/4部の構造で破損確率最大である条件-5の崩壊経路は Fig. 12(a)にも見られるように、すべてトランス・リング部材(要素端7, 5, 8, 47)での破損によるものであり、これは鉛直剪断力と横荷重が主体の崩壊と考えられる。L/4部を対象とした他の条件-1, -3および-7についてもほとんどがトランス・リング部材の破損により崩壊していることがわかる。

なお、条件-2, -3および-5においては、Table 4 (b)の第1段階目の破損要素端が同表(a)のものと異なっている。これは、分岐限界操作により Table(a)の要素端を先頭にした崩壊経路が選択されず、第1段階目で第2あるいは第3番目に大きい生起確率の要素端を先頭にしたものが選択されたことを示している。このように主要崩壊経路には応力の再配分により必ずしも第1段階において生起確率最大の要素端が含まれないことに注意すべきである。

次に比較のため、トランス・リング部のみを平面骨組構造にモデル化した場合の解析結果を、船体中央部のみ(想定条件-2, -4, -6, および-8)について Table 5 に示

Table 5 Dominant failure paths and their probabilities of occurrence for the plane frame model under various notional conditions

condition no.	failure path	Failure probability P_{fpg}	Central safety factor γ_{cpq}
-2	21, 12, 11, 5, 24, → 3, 23, 22	0.128×10^{-1}	1.60
-4	12, 21, 2, 11, 16, → 18, 14, 7, 22	0.123×10^{-15}	3.39
-6	20, 23, 5, 1, 22, → 11, 24, 12, 7, 2	0.292×10^{-3}	1.82
-8	20, 23, 1, 5, 22, → 11, 24, 21, 7, 12, 17	0.129×10^{-18}	2.81
Collapse mode for plane frame model			
condition-2	condition-4	condition-6	condition-8

す¹⁹⁾。同表からわかるように最も厳しい荷重条件は立体骨組モデルの場合と同様に条件-2である。なお、平面骨組モデルにおいては、いずれの荷重条件においても舷側タンク内のストラットの崩壊が主体となっているのに対して、立体骨組モデルでは縦通隔壁部の要素が崩壊し易いなどモデル化の違いにより崩壊モードが異なっていることがわかる。これは立体骨組構造においては内外圧として与えられる横強度に関する荷重よりも縦強度に関する荷重である縦曲げによる軸力の効きが大きいことによると考えられる。

4. 結 言

以上、船体主構造を想定した平板桁で構成される立体骨組構造の最終強度を解析するとともに、確率的に主要な崩壊モードを生成、選定し、それに基づく構造信頼性を評価するシステムを開発した。

また、本システムを24万DWT油槽船の主構造を想定した立体骨組構造に適用し、種々の想定荷重条件の下で数値計算を行い、主要崩壊モードとその生起確率の傾向等の特徴を考察した。さらに、本解析結果や従来の研究結果に対する比較考察から本システムの有効性を確かめた。

なお、本システムを、今後は座屈崩壊等の影響が考慮できるものに改良し、船体構造の総合的信頼性評価システムとして発展させていきたい。

最後に本研究に対して種々御討論をいただいた船体構造委員会関西地区部会の部会長 八木名誉教授(大阪大学)をはじめ、委員各位に謝意を表する次第である。また、本研究の一部は文部省科学研究費の補助を受けて行われたこと、数値計算にあたっては大阪府立大学計算センター

ACOS 930/10 システムを利用したことを付記する。

参 考 文 献

- 1) O. Ditlevsen and P. Bjerager : Methods of Structural Systems Reliability, Structural Safety, 3(1986), pp. 195-229
- 2) 室津義定 監訳：構造信頼性一理論と応用, シュプリンガー・フェアラーク東京(1986), p.211
- 3) H. Okada et al : Safety Margins for Reliability Analysis of Frame Structures, Bull. Univ. Osaka Pref. Ser. A 32-2(1983), p. 155
- 4) Y. Murotsu et al : Reliability Analysis of Frame Structure under Combined Load Effects, structural Safety and Rel., (ed. by I. Konishi et al). Vol. I(1985), IASSAR, p. I-117
- 5) 岡田博雄ほか：曲げと軸力の複合効果を考慮した平面骨組構造の確率的塑性崩壊解析, 日本機械学会論文集, 51, 470 A(1985), p. 2341
- 6) 岡田博雄ほか：曲げ, 剪断および軸力の複合効果を考慮した平面骨組構造の確率的塑性崩壊解析の一方方法, 日本造船学会論文集, 158(1985), p. 310
- 7) Y. Murotsu et al : On the Reliability Assessment of Marine Structures. Proc. OMAE'86(Tokyo), p. II-9
- 8) P. Thoft-Christensen and Y. Murotsu : Application of Structural Systems Reliability Theory, Springer Verlag, Berlin(West), 1986
- 9) 室津義定ほか：大規模骨組構造物の臨界構造破損モードの自動生成, 日本機械学会論文集(A), 2-478(1986), p.1634
- 10) 岡田博雄ほか：船体骨組構造の確率的塑性崩壊解析に関する考察, 日本造船学会論文集, 159(1986), p. 239
- 11) Y. Murotsu et al : On the System Reliability of Semi-submergible Platforms, PRAD'S 87, p. 752
- 12) Y. Murotsu and H. Okada : Application of Reliability Assessment Methods to Marine Frame Structures Based on Ultimate Strength Analysis, Proc. of Marine Structural Reliability Symp. (Arlington) SNAME, 1987
- 13) 岡田博雄ほか：最終強度解析に基づく船舶海洋骨組構造の信頼性評価の一方方法, 第1回構造造物の安全性, 信頼性国内シンポジウム, JCROSSAR'87(1987), p.271
- 14) 上田幸雄ほか：マトリックス法による骨組構造物の弾塑性解析, 日本造船学会論文集, 124(1968)p. 183
- 15) 上田幸雄ほか：塑性関節法の一般化に関する研究, 日本造船学会論文集, 146(1979), p. 307
- 16) 上田幸雄ほか：塑性節点法の熱弾塑性および動的問題への適用, 日本造船学会論文集, 153(1983)p. 200
- 17) Y. Ueda et al : The Plastic Node Method-A New Method of Plastic Analysis, Comput. Meths. Appl. Mech. Eng. Jol. 34(1982),p.1089-1104
- 18) 上田幸雄ほか：塑性選点法の開発—塑性節点法の拡張—日本造船学会論文集, 158(1985), p. 328
- 19) 加藤將城：船体最終横強度に及ぼす荷重条件の影響の検討, 昭和62年度大阪府立大学船舶工学科卒業論文(1988)