新離散化モデルによる氷盤の曲げ崩壊

シミュレーション

正員 渡 辺 正 明* 正員 川 井 忠 彦**

Simulation of the Bending Collapse of ICE Plates Using a New Discrete Model

by Masaaki Watanabe, *Member* Tadahiko Kawai, *Member*

Summary

Basing on the experimental evidence, one of the authors has proposed new discrete models which consist of rigid elements connected by two types of spring system distributed over the inter-element boundaries.

In this paper it is shown that these models can be derived from direct discretization of the law of momentum conservation and results of the collapse analysis of plate bending problems are given. After verification of the proposed method by analyses of several simple problems, results of computer simulation on the bending collapse of ice plates are reported.

It is concluded from the results of simulation obtained that crack patterns as well as collapse loads are fairly in good agreement with experimental results, and it is hoped to establish a practical method of estimating the collapse load of ice plates by using these simple models in near future.

1 緒 言

昨今のエネルギー情勢に対して、北極海での石油資源が注目されている。この地域を開拓しようとする時、一番問題になるのは海がほぼ一年中氷で覆われていることである。このため、最近では氷の性質等について理学的面よりも¹⁰⁾、むしろ工学的な面からの研究が盛んに研究され始めており、砕氷能力の算定等に応用されている。

従来から砕氷船については、それが氷盤を割ったり、砕けた氷片の中を進むのに必要となる推力を決定するものとして流体力学的側面から抵抗を捉えるための研究はなされてきた^{8), 11)}。しかし、砕氷船で氷盤を割るときのメカニズムや、要する力等については工学的な研究はあまりなされていなかったようである。

弾性力学レベルで工学的情報を得ようとするのは氷についても同様である。海水に浮いていることから氷盤を弾性床上の板、あるいは梁と捉えて解析する。最大引張応力と降伏応力とを比較して情報量を求めている。この基礎となる理論解は Nevel の解¹²⁾と呼ばれていて、板については放射状のクラック、梁では周状のクラックの発生についての情報を与える。

Bercha と Danys¹³⁾は Nevel の解と有限要素法との

一致は良好であるとしているが、実際の測定値とは氷の性状把握が不十分なためかあまりあっていない。Edwards と Groasdale は模型実験を行い次のようなことを述べている。Nevel の方法はあまりにも複雑すぎて個々に理論解を求めることはできないので実験値を外挿して理論解と比較しているが、荷重を過小評価する嫌がある¹⁴⁾。

このように弾性解析が行き詰まっている現況の中で、Ralston は極限解析の手法を導入し¹⁴⁾、Bercha と Danys よりも観測値とより合う結果を得た。しかし、割れのパターンを仮定しなければならないので、理論的な極限解析は自ずと限界があろう。

弾性解では荷重を過小評価し、極限解析のほうがよく合う。このことは実際の海水はかなりの塑性変形をするという経験的事実と合致している。

さて、著者の一人川井がここ数年来提案している“剛体-バネモデル (Rigid Body Spring Model, 略して RBSM と呼ばれている)”はまさにこの極限解析用のモデルである¹⁾。要素を剛体と考え、その重心点にのみ剛体変位成分を配置しているため要素間の変位の不連続性が容易に表現できることに特長がある。ところで、極限解析の一つの手段として仮想変形法がよく知られている⁴⁾。この方法は塑性関節、塑性関節線等の変位が不連続となる部分のみで内部エネルギーが散逸するとして、

* 東京大学大学院 (現三菱総合研究所)

** 東京大学生産技術研究所

これと外部からの仕事を等置することによって崩壊荷重を簡便に求め得る手法である。崩壊時にはその不連続部を境にして構造物はいくつか分割され、おのおの剛体運動を行なうと仮定するのである。

つまり、川井のモデルは崩壊荷重（上界）が容易に求められる仮想変形法を、コンピュータによる数値計算のアルゴリズムに適合するように拡張した新しい要素となっている。

ところで、このモデルは当初バネを仮定して定式化が行なわれたが、著者の一人渡辺は以前からこのモデルは積分形で表わされた運動量の保存則を直接的に離散化したモデルであると説明してきた⁹⁾。本論文では具体的に板曲げ要素を保存則から定式化する⁹⁾。この要素は数多くある RBSM 要素の中で初めて計算に用いられるものである。保存則から出発する長所は、始めに表面力の伝達形式を考えるので要素境界に働いている力を分離できる点にある（バネを導入する場合はそれが困難である）。また、これらの力を合力として定義できるので定式化が簡単明瞭となる。この合力は降伏曲面を作成する時に非常に役立つことである。

次節以下で、板要素を保存則から導き、簡単な例で理論解との良好な一致を確認し、モデルそのものの性質にも言及する。

具体的な応用例として、先に触れた砕氷効果について日本鋼管株式会社が行った実験⁷⁾と比較することを試み、荷重値、割れパターン共にある程度満足のゆく結果が得られたことが示される。

次に、実際の砕氷船による船首近傍による氷盤の割れパターンを人為的なモデル仮定してシミュレーションを行った結果について述べる。そこでは、海水による浮力が想像していた以上に大きく影響することが確認された。

2 保存則による板要素の定式化

3次元空間の物体の運動の自由度として、3個の平行運動と3個の回転運動の計6個ある。Fig. 1のように単位体積に働く物体力を $\mathbf{F}$ 、単位表面積に働く表面力を $\mathbf{T}$ とすれば、平行、回転運動に対し運動量保存則はそれぞれ次のように表わされる（静的問題）。

$$\left. \begin{aligned} \int F_i dV + \int T_i dS &= 0 \\ \int e_{ijk} x_j F_k dV + \int e_{ijk} x_j T_k dS &= 0 \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

テンソル記号を用いているが、 $x_1=x$, $x_2=y$, $x_3=z$ である。ベクトル量である力、 $\mathbf{F}$, $\mathbf{T}$ の i 軸方向の成分をそれぞれ F_i , T_i としている。また、 e_{ijk} は交代記号である。(1)式は単に力の釣り合いを積分形で表わしているにすぎないことに注目されたい。

Fig. 1 Surface force and body force

Fig. 2 A rigid plate model

さて、(1)式を直接的に離散化することを考えよう。Fig. 2に示すように、RBSM 板要素は多角形であれば形状は任意である。要素の剛体成分を三角形の頂点に変換する川井らによって用いられた曲げだけの要素⁹⁾と大きく異なっている。要素境界辺の表面力としては、辺の法線方向の力 T_n 、接線方向の力 T_s の他に z 軸方向の力の3個が考えられる。板の中立面は $x-y$ 平面と一致するものとすれば、合力は次式で定義される (Fig. 2 参照)。

$$\left. \begin{aligned} Q_z &= \int_{-t/2}^{t/2} T_z dz \\ M_n &= \int_{-t/2}^{t/2} z T_n dz \\ M_s &= \int_{-t/2}^{t/2} z T_s dz \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

ここに、 t は板厚、 Q_z, M_n, M_s はそれぞれ z 軸方向のせん断力、接線 s 回りと法線 n 回りのモーメントである。

後に必要となるため物体力は F_z のみを考える。全体座標系で定義された表面力 (T_x, T_y, T_z) で(1)式を具体的に表わせば、 z 軸方向の平行運動、 x と y 軸回りの

回転運動に関してそれぞれ次のようになる。

$$\left. \begin{aligned} \int F_z dV + \int T_z dS &= 0 \\ \int (y-y_L) F_z dV + \int (y-y_L) T_z dS - \int z T_y dS &= 0 \\ \int (x-x_L) F_z dV + \int z T_x dS - \int (x-x_L) T_z dS &= 0 \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

ここに、 L 要素の重心位置を $(x_L, y_L, 0)$ と表わしており、 $dV = dx dy dz$, $dS = ds dz$ である。

法線方向余弦を (l, m) とすれば、表面力には次の関係がある。

$$\begin{aligned} T_x &= l T_n - m T_s \\ T_y &= m T_n + l T_s \end{aligned}$$

上式を (3) 式に代入し、(2) 式で定義された合力で表わせば次のようになる。

$$\left. \begin{aligned} \int F_z dV + \sum L_i Q_{zi} &= 0 \\ \int (y-y_L) F_z dV + \sum Q_{zi} \int (y-y_L) ds \\ - \sum L_i (m M_{ni} + l M_{si}) &= 0 \\ \int (x-x_L) F_z dV + \sum L_i (l M_{ni} - m M_{si}) \\ - \sum Q_{zi} \int (x-x_L) ds &= 0 \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

ここに、 $\sum$ は一つの要素の全境界辺についての総和をとることを意味し、 L_i はその辺長である。また、 Q_{zi} 等は i 辺での力を示している。

(4) 式が本論文で用いられる RBSM 板要素の基礎式である。各要素ごとに力の釣り合い式を考えている。セン断力の項も入っているの、その影響などは自然に考慮されている。なお、他の RBSM 要素も同様に保存則から説明され得る。

次に、表面力と剛体変位とを結びつける近似式について考えよう。 z 軸方向の直変位と x, y 軸まわりの回転角の3つの剛体変位成分 (w, χ, ϕ) を各要素は有しているので、要素の任意位置での変位 (U, V, W) は次式で示すことができる。

$$\left. \begin{aligned} U &= z\phi \\ V &= -z\chi \\ W &= w + (y-y_L)\chi - (x-x_L)\phi \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

Fig. 3 Rigid body displacement parameters at centroid and at inter-element boundary

要素境界辺の変位成分は法線、接線方向 (U_n, V_s) については、

$$\begin{aligned} U_n &= lU + mV = z\theta_s \\ V_s &= -mU + lV = -z\theta_n \end{aligned}$$

となる。ここに、 θ_s, θ_n は次式で定義され、

$$\begin{aligned} \theta_s &= l\phi - m\chi \\ \theta_n &= m\phi + l\chi \end{aligned}$$

それぞれ法線、接線まわりの回転角を表わしている。

表面力と変位は要素間の相対移動量を用い次式の関係仮定する。

$$T_n = \bar{E} \frac{\delta U_n}{\delta n}, \quad T_s = \bar{G}_1 \frac{\delta V_s}{\delta n}, \quad T_z = \bar{G}_2 \frac{\delta W}{\delta n} \quad (6)$$

ここに、 $\bar{E}, \bar{G}_1, \bar{G}_2$ は剛性係数を表わしており、 $\delta/\delta n$ は法線方向の差分式を意味している。

Fig. 4 に示す2つの三角形要素につき (6) 式を (2) 式に代入して合力を求めれば次のようになる。

$$\left. \begin{aligned} M_n &= \frac{\bar{D}}{H} (\theta_s^R - \theta_s^L) \\ M_s &= \frac{\bar{D}'}{H} (\theta_n^L - \theta_n^R) \\ Q_z &= \frac{\bar{G}_2 t}{H} \{ w_R + (y-y_R)\chi_R - (x-x_R)\phi_R \\ &\quad - w_L - (y-y_L)\chi_L + (x-x_L)\phi_L \} \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

2つの要素の剛体変位成分で表わされている (添字 L, R で区別)。 H は Fig. 4 で定義される距離である。なお、 $\bar{D}, \bar{D}'$ は次式で定義され曲げ剛性に相当する。

$$\bar{D} = \frac{\bar{E} t^3}{12(1-\nu^2)}, \quad \bar{D}' = \frac{\bar{G}_1 t^3}{12}$$

ここに、 ν はポアソン比を表わす。

先の3個の剛性係数は崩壊荷重の推定のみを目的とするならば任意に選んでよいけれども、モデルそのものが剛塑性体解析用であることを考えれば本来は無限大と置くべきものである。しかし、変形量によって変化する項を含ませたい時は、一応の目安値として

$$\bar{E} = E, \quad \bar{G}_1 = G, \quad \bar{G}_2 = K'G$$

のような剛性係数を用いればよいだろう。ただし、 K' はセン断の剛性を調節する係数である。

本論文では解析対象物を Fig. 4 のように三角形要素の集合体にモデル化する。各要素の釣り合い式を (4) 式によって求めて全体を一定の方式に従って並べることで有

Fig. 4 Two triangular rigid plate elements

Fig. 5 Typical boundary conditions

Fig. 6(a) Tresca's yield condition Fig. 6(b) General yield condition

限要素法という剛性マトリックスに相当する連立方程式が得られる。境界条件の処理法が有限要素法とかなり異なっているので、計算例の説明に入る前にそれについて簡単に触れる。

境界条件の種類としては Fig. 5 の 3 つの場合を考えれば十分であろう。その他はこれらの組み合わせで表現できる。(a) の外力が与えられている場合は単純である。(4) 式の M_n 等を既知力に置き換えればよい。変位が拘束されている(b)では(7)式の添字 R の項を既知変位に変更してやればよい。たとえば固定の時は、

$$M_n = -\frac{\bar{D}}{H'} \theta_s^L$$

$$M_s = \frac{\bar{D}'}{H'} \theta_n^L$$

$$Q_z = -\frac{\bar{G}_s t}{H'} \{w_L + (y - y_L)X_L - (x - x_L)\phi_L\}$$

となる。 H' は Fig. 5 で定義される距離である。対称边上では M_s, Q_z は零であるので、(7) 式は

$$M_n = -\frac{\bar{D}}{H'} \theta_s^L, M_s = 0, Q_z = 0$$

となる。

3 板の曲げ崩壊解析列

例題として一様分布荷重を受ける周辺支持と固定の正方形板を解析する。単純曲げ崩壊の解析を行ない、崩壊荷重とメカニズムのパターンを仮想変形法による理論解と比較する。合わせて、本板モデルの性質についても言及する。

Fig. 6(a) の Tresca の降伏条件を用いることになる。 M_p は塑性モーメントを表わし、降伏応力を σ_Y とすれば次式で定義される。

$$M_p = \frac{\sigma_Y t^2}{4}$$

本板モデルはセン断力も簡単に求まるので、コンクリート板の押抜きセン断破壊(パンチング破壊)の極限解析も行なえる可能性がある。その時は Fig. 6(b) のような降伏曲面を適宜仮定する必要がある。それを f で表わし、求められた合力を Q_i として

$$f(Q_i) = 0$$

の時に塑性流れが起こっているとする。塑性状態が持続中は、

$$df = \frac{\partial f}{\partial Q_i} \Delta Q_i = 0$$

が成立しているので、(7) 式右辺の相対変位を一般化された歪みと考え、通常の増分計算の手順に倣い合力との関係を修正すればよい。このように定式化すれば、単純曲げでの除荷の判定条件として

$$M_n(\Delta \theta_s^R - \Delta \theta_s^L) < 0$$

Fig. 7 Collapse analysis of a simply supported square plate subject to the uniform load
.....three mesh divisions

Fig. 8 Collapse analysis of a clamped square plate subject to the uniform load……three mesh divisions

を用いればよいことになる。なお、 Δ は増分量の意味である。分割パターンは一律にクロスタイプ（ユニオンジャック）と呼ばれてもよい幾何的方向性が出ない分割を用いた。

周辺支持の場合は Fig. 7 に示されているように、崩壊荷重とパターン共に理論解⁴⁾と一致した。ただし、図中の崩壊荷重は無次元数で表わされており、数字はヒンジラインの発生した順番を示している。以下同様である。

周辺固定では 4×4 分割までは Fig. 8 に示すヒンジラインを仮定した理論解⁴⁾と荷重、パターン共に一致している。図中崩壊のメカニズムに関与しないヒンジラインの発生が見られるが、その有意性の確認は今後の問題であらう。

Fig. 9 に示す 8×8 分割になると、メカニズムのパターンが異なって表われ、しかもより小さい崩壊荷重を与えている。理論解⁴⁾では Fig. 9 のパターンで最小の崩壊荷重が求められている。山本らは藤野-Morley の要素を用いて、周辺固定では同様に分割数によって異なるパターンが表われることを示し、クロスタイプでは同じ荷重値を得ている⁵⁾。Fig. 9 の分割では理論解のようなメカニズムのパターンを表現し得ないが、彼らは増分計算の途中で再分割を行なう巧妙な方法を提示している。

Fig. 10 には 8×8 分割での荷重-たわみ曲線を示す。剛性係数は先の目安値を用い $K' = 1.5$ とした。変形に関与する項のある時は、このような荷重-たわみ曲線をあらかじめ調べて剛性を調節する必要がある。目安の剛性

Fig. 9 Collapse analysis of a clamped square plate subject to the uniform load

Fig. 10 Load-deflection curve for a clamped square plate

係数値を用いる場合一般にいえることであるが、本モデルは真の剛性に比して軟らかめの傾向がある。Fig. 10 もこの例外に漏れない。もし実験値があるならば、それに合うように選ぶのも一法である。

さらに分割を細かくした時の様子を調べたのが Fig. 11 である。 10×10 分割の崩壊パターンは 8×8 分割と似ているが、崩壊荷重は小さくなっている。つまり、より良好な値が求まったわけである。しかし、 12×12 分割は 8×8 分割よりも小さいけれども 10×10 よりも大きくなっている。これは、クロスタイプでの最良の分割は 10×10 分割の近傍にあることを意味している。それを確かめたのが 20×20 分割による結果である。崩壊のメカニズムを形成するヒンジラインは 10×10 分割とまったく同じで、かつ崩壊荷重も一致している。

すなわち、極限解析の手法の一つである仮想変形法を計算機に乗るようにした本モデルでは、いたずらに分割を細かくしても有意義な情報が得られるとは限らないことが周辺固定の板で具体的に示された。

Fig. 12 には弾性床上の板の曲げ崩壊解析が示されている。Fig. 7 のパターンと非常に異なっており、支持辺の近くで局部的なメカニズムが形成される。基礎からの反力は単位面積当りのバネの大きさを K_0 とすれば

Fig. 11 Collapse analysis of a clamped square plate subject to the uniform load.....three finer mesh divisions

Fig. 12 Collapse analysis of a simply supported square plate on the elastic foundation subject to the uniform load

Fig. 13 An artificial ice way on the Saroma lagoon

$$F_z = -K_0 W$$

の物体力として (4) 式で評価すればよい。 W は (5) 式を用いている。なお、このような問題では、剛性係数値とパネの強さによって崩壊パターンが種々にあらわれてくる可能性がある。

4 氷盤の曲げ崩壊のシミュレーション

4.1 模型実験⁷⁾ との比較

実験は塩水湖であるサロマ湖で行なわれた。その詳細については文献⁷⁾を参照されたい。ここでは簡単に述べることにする。Fig. 13 に示すように自然氷 (厚さ 50

Fig. 14 Crack pattern near the bow of the icebreaker model

Fig. 15(a) Characteristic of buoyancy curve

Fig. 15(b) Characteristic of Tresca's yield condition of ice

cm) の中に 20×3 m の水路を切り開き、そこにある厚さ (自然氷より薄い) まで自然に氷が張るのを待って砕氷船模型を用い割れパターンとその崩壊荷重が調べられた。その一部を Fig. 13 のように取り除き船首がセットされた。そこでの最初の割れパターンが Fig. 14 に示されている。円周状の割れがはっきりと見られるほかに、船首の中心線上に放射状の割れも発生している。

氷は海水に浮いているので当然のことながら浮力の影響を無視するわけにいかない。それも Fig. 15(a) のように変形によって変化する非線形性を有する。つまり、水中に没した場合は浮力は一定となり、完全に水上に出ると氷の自重が物体力として作用することにある。模型試験では対象としている氷の厚さも薄く、また割られる氷片も小さいので浮力の効果はほとんどみられなかったが、実際の氷ではスケールが大きくなるので顕著に影響してくることになる。

ところで、氷の性状は作られ方、塩分の濃度、周囲の温度に敏感に反応する⁹⁾。それゆえ、降伏条件も特別に考慮しなければならない。氷の表面は空気に接していて、水中に没してしている下部に比して温度は低いので強度が大きい。この他に、塩分の氷点と水のそれとが異なっているため、水中での凍り方は表面ほどに一樣でない。これも下部の強度の低下の一因となっている。今回の解析では氷盤を一つの板と看做し単純な曲げによる崩

Table 1 Material properties of ice

For ICEBREAKER problem	
yield stress	$\sigma_Y = 4.2 \text{ kg/cm}^2$
Young's modulus	$E = 2000 \sigma_Y$
hogging yield moment	$M_Y^+ = t^2 \sigma_Y / 6$
sagging yield moment	$M_Y^- = 0.8333 M_Y^+$
Poisson's ratio	$\nu = 0.1$
thickness of ICE	$t = 13 \text{ cm}$
thickness above water	$W = 1.6 \text{ cm}$
density of water	$\rho = 1.035 \text{ g/cm}^3$

壊を考慮するので、上述のことを降伏条件に導入すれば Fig. 15(b) の Tresca の条件を用いることになる。つまり、ホギングとサギングによる曲げ強度が異なるのである。

Table 1 に砕氷船模型試験⁷⁾の氷の材料定数等を示す。降伏応力と曲げ強度の差は、水路中の氷を切り出し別個にカンチレバー試験によって調べられたものである。ヤング係数は降伏応力の 2,000~5,000 倍であると一般にいわれているが⁹⁾、本論文では 2,000 倍としている。

Fig. 14 の船首による最初の割れのシミュレーションを試みる。Fig. 14 の左半分を Fig. 16(a) のように分割する。寸法、境界条件等も図に示してある。対称であると考え船首に向かって右側半分で解析した。氷と船首は部分的にしか接触しないものとして図中に示してあるように中心線上の要素境界辺に強制変位を与え、その反力としての荷重を算出する。Fig. 16(b)に強制変位を増していくにつれてのヒンジラインの進展状況を代表的なス

Table 2 Material properties of ice for the real icebreaker

yield stress	$\sigma_Y = 8 \times 10^4 \text{ kg/m}^2$
Young's modulus	$E = 2000 \sigma_Y$
Poisson's ratio	$\nu = 0.3$
yield moment	$M_p = \frac{t^2}{4} \sigma_Y$
thickness of ICE	$t = 1 \text{ m}$
density of sea water ...	$\rho = 1.1 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$

テップについて示す。最初、中心線上に放射状のヒンジラインが発生し、続いて周状にも現われる。その後で内部にもヒンジラインが生じて、氷が割れる結果となった。この割れパターンは Fig. 14 とよく一致していると思われる。その時の本モデルの荷重値は 1,055 kg と求められたのであるが、実験では約 1 ton と計測されている⁷⁾。ほぼ同じであった。なお、降伏条件として Fig. 15(b) の降伏モーメント M_Y を用いた。

4.2 実際の砕氷船の割れ模擬シミュレーション

実験、あるいは経験によれば船側は氷盤をウロコ状に割ると認識されている^{7), 11)}。船首での一次的な割れに続き二次的に氷を割る作用をする。これを実際の砕氷船につき人為的モデルを想定してシミュレーションを行なった。氷と船側とは全面的に接触しているとは考えられず部分的に点、あるいは面接触で力を伝達しているとみなされる。本計算では接触面に部分的に荷重を掛けてそのような状況を表わし荷重増分法によった。

Table 2 に計算に用いた氷の材料定数を示す。氷の厚さは 1m、海水の密度は約 1 ton/m³ に注目されたい。浮力が非常に大きく作用してくる。ここでは、浮力と降伏条件には Fig. 17 のような単純な仮定をしている。

Fig. 16(a) Specimen, boundary conditions and mesh division for the icebreaker model test

Fig. 16(b) Developments of hinge lines at three representative steps

Fig. 18 に解析領域の寸法を示す。砕氷船の船首部分が氷盤に突入して船側と氷とが接触している様子を示している。全長 80m, 幅 20m の砕氷船を考えている。

境界条件と2つの荷重条件を Fig. 19 に示す。荷重を掛ける位置と、2種類の荷重比も示されている。船首部分が2次的な割れを引き起こすとは考えられないので荷重値を小さくしている。なお、今回の計算では崩壊時で

Fig. 17 Characteristics of buoyancy curve and Tresca's yield condition

Fig. 18 Specimen

Fig. 19 Two load conditions and boundary conditions

の割れパターンにのみ注目して、荷重値を求めることはしない。

Fig. 20 に荷重条件 I で浮力無しの場合の解析結果を示す。ヒンジラインの発生は全体に及び崩壊は全部が一度に壊れるという形でおこり、局部的にメカニズムを形成するという現象は全く見られない。

同じ荷重条件で浮力の効果を考慮した時が Fig. 21 である。Fig. 20 と非常に異なり局部的に崩壊が起こっており、図では一つのウロコ状を呈している。先の部分的

Fig. 20 Development of hinge lines in case of load condition I neglecting buoyancy effect

Fig. 21 Development of hinge lines in case of load condition I considering buoyancy effect

Fig. 22(a) Development of hinge lines in case of load condition II considering buoyancy effect

Fig. 22(b) Development of hinge lines and final collapse pattern in case of load condition II considering buoyancy effect

に接触していると考えたのは誤っていなかったことを示していると思われる。

Fig. 22 (a), (b) に荷重条件 II の結果を示す。2つのウロコ状の内側にもう一つのウロコが発生して最終的なメカニズムを局部的に形成して氷盤から引き離されることになる。

これらのことから、氷の割れには浮力の影響が想像していた以上に大きく、それなくしてはウロコ状のパターンは考えられないと思われる。

この種の計算は初めての試みであり、まだ研究段階のレベルにある。局部的にメカニズムとなった氷片を取り除くこととか、それらと氷盤との再接触を考慮することとか、Fig. 6 (b) のような降伏曲面を用いるとか、あるいは脆性的に割れが起こるとして力の解放を考える等々というように発展させる必要があろう。また、動的問題として考えることも重要なことであろう。

5 結 言

極限解析用に提案された RBSM 板要素を保存則から説明した。剛体の力の釣り合い式を考えて、それらを直接離散化している。力の伝達形式が簡単明瞭であり、パネによる定式化ではできなかった力の分離が容易となった。それゆえ、合力が定義され、降伏曲面を作成しやすくなった。

本論文で用いられた板曲げ要素は、三角形の頂点に変位パラメータを置く既存の要素よりも優れた要素である。簡単な例題でこの要素の性質を調べ、仮想変形法による理論解と比較して好結果を得たが、本モデルにはある程度最適な分割があることを指摘した。

具体的な応用例として氷盤の割れのシミュレーションを行なった。弾性計算では氷の割れパターンと力を推定することに限界があるとされ、極限解析の方がより実測値と合っている。この点に注目して、本板要素を用いサロマ湖での実験と比較したところ良好な一致を見た。また、砕氷船の周りでしばしば観測されるというウロコ状の割れパターンのメカニズムをある程度究明した。

本論文をまとめるにあたって、有益な助言と実験データを提供された日本鋼管津研究所吉村信敏博士と同亀崎一彦氏に感謝の意を表します。

参 考 文 献

- 1) T. Kawai: New Element Models in Discrete Structural Analysis, 日本造船学会論文集, 第141号 (1977), p.174.
- 2) 川井忠彦, 近藤一夫: 新しい離散化モデルによる板の曲げ崩壊解析, 日本造船学会論文集, 第142号 (1977), p.203.
- 3) 川井忠彦, 渡辺正明: 流体力学諸問題の一離散化解析 その 1, 日本造船学会論文集, 第142号 (1977), p.23.
- 4) 田中 尚: 構造物の極限解析, 建築構造大系 9, 彰国社 (1966).
- 5) 山本善之, 大坪英臣, 粟生和夫: 有限要素法による平板構造物の簡易弾塑性解析, 日本造船学会論文集, 第145号 (1979), p.125.
- 6) 渡辺正明, 川井忠彦: 保存則モデルによる板曲げの塑性解析, 土木学会第34回年次学術講演会講演概要集第1部 (1979), p.77.

- 7) 渡辺 勉, 名村秀樹, 播磨勝利, 吉村信敏, 亀崎一彦: 砕氷船首模型による現地実験, 日本鋼管技報 No.83 (1979), p.88.
 - 8) 山県彰訳: 砕氷船, 造船協会誌第 349 号 (1958).
 - 9) 成田秀明訳: 砕氷模型工学の新発展, 日本造船学会誌第 587 号 (1978), p.28.
 - 10) W.F. Weeks and A. Assur: Fracture of Lake and Sea Ice, CRREL, Research Report 269 (1969).
 - 11) J. W. Lewis and R. Y. Edwards: Methods for Predicting Icebreaking and Ice Resistance Characteristics of Icebreakers, Trans. SNAME, Vol.78 (1970), p.213.
 - 12) D.E. Nevel: A Semi-Infinite Plate of An Elastic Foundation, CRREL, Research Report 136 (1965).
 - 13) J. V. Danys and F.G. Bercha: Investigation of Ice Forces on a Conical Offshore Structure, Ocean Engng., Vol.3 (1976), p.299.
 - 14) T. D. Ralston: Ice Force Design Considerations for Conical Offshore Structures, 4th Int. Conf. POAC (1977), p.1.
-