(昭和50年11月日本造船学会秋季講演会において講演)

# ウィングタンク構造の崩壊荷重の近似計算法

正員 栖 原 寿 郎\* 肥 山 央\* 古 賀 洋 治\*

Approximate Calculation of Collapse Loads of Wing Tank Structures

by Toshiro Suhara, *Member* Hiromi Hiyama, Yoji Koga

### Summary

This is the first report of our research about the estimation of the ultimate strength of wing tank structures of tankers and ore carriers under wave pressures.

A transverse ring of the wing tank structure with a single strut is approximated as a simple frame structure. The collapsing phenomena of this frame structure are analysed and its collapse loads are calculated under the various values of the factor which have influence upon them, such as the dimensions of frames, the local buckling strength and the full plastic moment of the section of frames under bending force, the buckling strength of strut under axial force, the support condition of full structure, ore pressure and so forth.

Fairly good agreement is found between the calculated values of collapse loads and the measured ones obtained by the experiments carried out recently by Shipbuilding Research Association of Japan.

# 1緒 言

タンカーあるいは鉱石運搬船のウィングタンク構造の波浪圧力に対する最終強度を推定することは、船体設計 上きわめて重要なことであり、近来この方面の研究が活発に行われるようになった<sup>1~6)</sup>。これらの研究によって 最終強度の推定法がかなり明らかになってきており、近い将来には確立されるものと期待される。しかしなが ら、これら構造が外力によって局部座屈あるいは局部塑性などを生じ、遂に広範囲にわたる大変形を伴って崩壊 する過程は非常に複雑で多種多様であり、崩壊の形式は構造の形式、寸法のみならず、外力の分布、積荷の状態 などによって全く異なったものとなり、またそれに対応する崩壊荷重もかなり異なった値を示すことが考えられ る。したがって、構造の最終強度を求めるためにはまず個々の崩壊現象を解明、整理した上で全現象を統一的に 説明することが必要であり、それに基づいてそれぞれの形式に対応する崩壊荷重を求めなければならない。

ウィングタンクの構造にはストラット型,ストリンガー型などいろいろの種類があり,またストラット型でも ストラットの数や配置が船の種類や大きさなどによって異なっているが,本論文では一般に広く採用されている ストラット型を対象とし,さらに解析の第1段階として1本のストラットをもったウィングタンク構造につい て,これを単純化した骨組構造で近似した。このモデルを用いてトランスの寸法,コーナー部の座屈強度,塑性 関節モーメント,ストラットの座屈強度,および構造物の支持条件,鉱石圧など多くのパラメーターを変化させ た時に生ずるいろいろな崩壊現象を統一的に説明し,さらにそれぞれの崩壊荷重を与える略算式を求めた。さら にこれら略算式を用いて求めた崩壊荷重を現在までに行われた多くの実験結果と比較した。

# 2 ウィングタンク構造の崩壊解析

1本のストラットをもつウィングタンク構造を考え、まず最も単純化した対称モデルについて崩壊解析を行

\* 九州大学応用力学研究所

い,崩壊荷重の計算式を求める。次にこのモデルを実際の構造物に適用して近似計算をする方法を述べ,最後に. その際に考えなければならない近似度に及ぼす非対称の影響,デッキトランスの剛性の影響などの 2,3 の問題. 点について検討を行った。

2.1 対称モデル

以下に示すような最も単純化されたモデルを考える (図1)。

- 1) ストラットの上下のトランスのスパンは等しい。
- 2) サイドトランスと縦隔壁付トランスは、外板および縦隔壁の有効幅を含んで寸法が等しく、何れも両端固定とする。
- 3) トランスのコーナー部の断面の全塑性モーメントはどのコーナーについても等しい。同様にこれら断面が、 局部座屈を発生するときのモーメントも等しい。
- 4) ストラットの縮みはない。
- 5) 荷重は点荷重としてスパンの中央でストラットの位置に加えられ、その大きさはサイドトランスの中央の-1/2 の範囲に加わる荷重の積分値に等しい。
- 6) 鉱石圧はストラットの位置に集中して加わるものとし、その大きさは縦隔壁の中央 1/2 の範囲に加わる圧 力の積分値に等しい。

以上のモデルにより崩壊解析を行い,その特性および崩壊荷重の略算式を求めるが,この結果の実際構造物の 計算への適用については2.4節で述べる。

#### 2.2 部材崩壊と全体崩壊の定義

モデルの崩壊を考える前に、各部材すなわちサイドトランスあるいは縦隔壁付トランスの崩壊およびストラットの座屈について考え、これらの組合せで全体崩壊の定義を行う。

1) 曲げによるトランスの崩壊

図2に示すようにサイドトランスを取出して考えると、中央集中荷重によりまずガンネルおよびビルジューナー部が局部座屈して、その断面が一種の関節となるがこの関節を座屈関節(○印)と呼ぶことにする。次にストラット基部の断面が塑性関節(●印)となってサイドトランスは崩壊する。座屈関節ができてから崩壊に至るまでの間、座屈関節の断面モーメントは一定に保たれるものとする。この仮定の正当性および断面モーメントの評価法については2.4節で述べる。また縦隔壁付トランスの場合についても同様な考え方で求められる。この場合、両トランスの崩壊荷重は等しく、ストラットの縮みを無視すると両者は同時に崩壊する。

2) トランスのその他の崩壊形式

トランスの崩壊形式は曲げによる以外にも考えられる。1つはトランスのウェブのせん断座屈による崩壊であ り、もう1つはトランスのウェブが外板とストラットの間の部分で圧縮により座屈することである。前者につい ては実験との対比で後で簡単に触れるが、何れも実際の構造物では現在のところあまり問題にならないものと思 われる。

3) ストラットの座屈

ストラットの座屈はその構造寸法によっていろいろな形式が考えられるが,本報告では捩りあるいは曲り座屈 を考えて,ストラットの縮みが大きい値を示すパネル座屈は考えないことにする。

4) トランスリングの全体崩壊の定義

トランスが崩壊するとこの部材の耐荷力はほぼその時が限度で、変形が進むにつれて減少する。またストラットが座屈した場合も同様その耐荷力は急速に減少する。トランスリングの崩壊は、初めにサイドトランスと縦隔 壁付トランスが崩壊して全体崩壊する場合と、初めにストラットが座屈して全体崩壊する場合が考えられるが、 トランスの崩壊後の耐荷力およびストラットの座屈後の耐荷力がいずれも0になると仮定して、全体崩壊荷重は いずれかの部材が崩壊あるいは座屈した時の荷重に等しいと定義する。

## 2.3 全体崩壊荷重の計算式

1) ストラットが座屈する前にトランスが崩壊する場合

定義によりトランスが崩壊するときの荷重が全体崩壊荷重であって、崩壊モードは図3に示す通りである。ま ずサイドトランスのガンネルコーナーおよびビルジコーナー部と、縦隔壁付トランスのストラット基部断面が座 屈関節(断面モーメントを ηM<sub>F</sub> で表わす)となり、さらに荷重が増加すると、サイドトランス側のストラット 316

## 日本造船学会論文集 第138号

基部断面および縦隔壁付トランスの甲板付および船底付コーナーが塑性関節(断面モーメントを Mp で表わす) となる。このときの荷重を定義にしたがって全体崩壊荷重とする。ただしすでに述べたように、座屈関節が発生 したときの断面モーメント  $\eta M_F$  は全体崩壊が発生するまで一定に保たれるものとする。図2に示すようにトラ ンス1本だけ考えその崩壊荷重を  $F_c$  とし、荷重が  $F_c$  に達した瞬間の撓みを  $\delta_c$  とすると、

$$F_C = 2 \left( M_P + \eta M_F \right) / l$$

$$\delta_{C} = l^{2} (M_{P} - \eta M_{F}/2) / 3 EI + (M_{P} + \eta M_{F}) / AG$$

ここで 2l はトランスのスパン,I はトランスの断面2次モーメント,A はトランスのウェブの断面積,E は ヤング率, Gはせん断弾性定数である。また δc の第1項は曲げによる撓み,第2項はせん断による撓みを表わ す。全体崩壊荷重を Pc とし、ストラットの軸力をNとすると図3から明らかなように、

and the second second

$$P_C = F_C + N = 2 F_C + k\delta_C + P_0$$
$$N = F_C + k\delta_C + P_0$$

であるから

 $P_{C}=4 (M_{P}+\eta M_{F})/l+kl^{2} \{(2M_{P}-\eta M_{F})+2\alpha (M_{P}+\eta M_{F})\}/6 EI+P_{0}$ 整理に便利なように書き直すと、

$$\frac{P_{C}-P_{0}}{N_{C}-P_{0}} = \frac{1}{N_{C}-P_{0}} \left[ \frac{4}{l} (M_{P}+\eta M_{F}) + \frac{k}{K} \cdot \frac{4}{l(1+4\alpha)} \left\{ (2M_{P}-\eta M_{F}) + 2\alpha (M_{P}+\eta M_{F}) \right\} \right]$$
(1)

ただし鉱石から加えられる力を(koc+Po)で表わし、kは鉱石のスプリング定数、Po は初期鉱石圧に相当する 力, また  $K=24 EI/(1+4 \alpha) l^3$ ,  $\alpha=3 EI/GAl^2$ ,  $N_C$  はストラットの座屈荷重である。

2) トランスが崩壊する前にストラットが座屈する場合

A:ストラットが座屈するときにトランスが弾性範囲内にある場合(図4)

故に  

$$P_{C} = F + N_{C} = 2 F + k \delta_{C}' + P_{0}$$
  
 $F = K \delta_{C}' < F_{C}$   
 $\frac{P_{C} - P_{0}}{N_{C} - P_{0}} = \frac{k/K + 2}{k/K + 1}$ 
(2)

B:ストラットが座屈する前にガンネルコーナー、ビルジコーナーおよび縦隔壁側のストラット基部が座屈関 節になっている場合(図5)

$$P_c = F + N_c = 2F + k\delta_c' + P_0$$

 $F = \beta K \delta_C' + 3 \eta M_F / (1 + \alpha) l$ 

故に 
$$\frac{P_c - P_0}{N_c - P_0} = 1 + \frac{1 - 3 \eta M_F / l(1 + \alpha) (N_c - P_0)}{k / \beta K + 1} + \frac{3 \eta M_F}{l(1 + \alpha) (N_c - P_0)}$$
(3)

ただし  $K=24 EI/(1+4 \alpha)l^3$ ,  $\alpha=3 EI/GAl^2$ ,  $\beta=(1+4 \alpha)/4(1+\alpha)$ 

2.4 実際の構造物について計算する場合の注意事項と問題点

1. n 1. n

上に述べた(1), (2), (3)式を用いて与えられた k/K について  $P_c$  を計算し, そのうちで最も小さい値が 全体崩壊荷重である。

1) 数値計算上の注意事項

(イ) スパン1の決め方 一般にストラットの上下でトランスのスパンは異なるが、図6でらはストラット 基部のトランスのスパンポイントからデッキトランスの塑性中立軸までをとる。またりはストラット基部のスパ ンポイントからボットムトランス取付部のスパンポイントまでをとる。

### $l = (l_1 + l_2)/2$

ただし、これはサイドトランスに比べてデッキトランスの剛性が小さい場合であり、デッキトランスの剛性が大 きい場合はなと同様にスパンポイントをとる。このように平均値をとったための誤差については後で論ずる。

(ロ) トランスの M<sub>P</sub> の計算 実際の構造ではガンネル,ビルジで M<sub>P</sub> の値が異なる。例えば図7に示すよ らにビルジューナー部の  $M_P$  とストラット基部の  $M_P$  はほぼ等しいが、デッキトランス部の  $M_P$  はこれらよりも 小さい。これらをそれぞれ  $M_{P'}, M_{P''}$  とし、(1)、(2)、(3) 式の  $M_P$  には節点数を考慮した加重平均値  $M_{P} = (3 M_{P}' + M_{P}'')/4$ 

を用いる。

(ハ) トランスの  $\eta M_F$  の計算  $\eta M_F$  はこの断面が座屈したときの断面モーメントを表わし、文献3)の 実験結果を用いて決定した。すなわち  $M_F$  は面材が降伏したときのその断面モーメントであり、 $\eta$  は実験結果 から 0.73~0.86 であるので、ここでは簡単に  $\eta=0.8$  とした。また図7のように断面で  $\eta M_F$  が異なるときは  $M_P$  と同様に加重平均値

$$\eta M_F = (3 \eta M_F' + \eta M_F'')/4$$

を用いて計算する。

既に述べたように  $\eta M_F$  は関節の変形が進行してトランスが崩壊するまで一定に保たれるものと仮 定 して いる。文献 3)の実験結果によると、ストラットのコーナー部の面材が座屈して変形を開始してもこの部分の曲げ に対する耐力は比較的緩やかに低下しており、ストラットの耐力が座屈後急速に低下するのと対照的である。以上の結果により前に述べた仮定が無理でないものと思われる。

(ニ) トランスのせん断に対する有効断面積はウェブの断面積とし,100% 有効とする。

(ホ) N<sub>c</sub> の計算 ストラットの等価長はトランスウェブの深さの 1/2 の線間の距離をとる。ただしストラ ット基部がトリッピングブラケットなどで強固に補強されている場合には、トランスの面材間の距離を等価長に とる。ストラットは両端支持とする。座屈荷重の計算は文献 2) による。

2) 計算における問題点の検討

本方法においては船底水圧の影響を考えていない。しかしながら船研で行われた実験(文献4))において, 船底水圧を加えることにより崩壊荷重が約 15% 低下した例が示されており,無視できる値ではない。しかしこ の問題に関する議論は後の報告にゆずることにして,本報告では船底水圧がない場合についてのみ計算式の近似 度を検討し,模型実験結果との比較を行うことにする。

まず以上の単純モデルによる計算においてはトランスのスパンが上下等しいと近似して,実際の構造の上下の スパンの平均値をとっているが非対称の場合に比べて崩壊荷重にどの程度の相異があるかを検討し,次にトラン スの上端をデッキトランスの塑性中立軸で固定と仮定したための問題点について考える。

(イ) トランスが非対称の場合と対称に近似した場合の比較

図7は非対称の場合の崩壊状態を示したものであるが、1つの非対称はトランス上下のスペン h,  $l_2$  が異なる ことであり、もう1つの非対称はトランスの断面の塑性関節モーメントおよび座屈関節モーメントが図に示すよ うにデッキ付端と船底付端で異なることである。これらの非対称を考慮に入れると対称の場合に無視できたトラ ンスのストラット基部などにおける剛体部も考慮に入れなければならない。このような場合に図7の A,B,C,A', B',C' 各断面は対称の場合と異なり1つずつ単独に関節を生じてゆくので、関節発生から崩壊に至る変形過程は 多くのステップに分かれ、また関節モーメントや部材寸法を変えることによって非常に多くの異なった変形過程 が生ずる。全体崩壊荷重を求める場合には更にこれらのステップとストラットの座屈の組合せを考えなければな らないので計算は更に複雑になる。本論文においては後に示すように、上に述べた非対称を全て考慮に入れた4 例について崩壊荷重の数値計算を行い、対称形で近似した場合の値との比較を行った。その結果を表1に示すが 両者の差はきわめて小さく、対称形でも十分よい近似が得られることが明らかになった。ただし以上の計算を行 うにあたって A,B,C,A',B',C' 断面が1つずつ関節になる各ステップでトランスの撓みとストラットの軸力の 計算を行い、軸力がストラットの座屈荷重になったときを全体崩壊荷重とした。また軸力が座屈荷重に差しない ときは、両方のトランスが崩壊する荷重を全体崩壊荷重とした。ここで剛体部を含むトランスの撓み計算は文献 7)の方法によった。

(ロ) トランスの上端がデッキトランスの塑性中立軸で固定であると仮定したために生ずる問題

デッキトランスはサイドトランスおよび縦隔壁付トランスに比べて剛性が小さい。したがってこの中立軸の位置でトランスを固定と仮定することには若干の問題がある。しかしながらガンネル部および縦隔壁頂部の関節(塑性関節および座屈関節)はサイドトランスではなくデッキトランスの断面に生ずるので、完全剛塑性体の立場から考えると問題はない。そこで問題はここに関節を生ずる以前のまだ弾性状態にある場合に生ずる。トランスが弾性状態にある場合には、サイドトランスの等価な固定端はデッキトランスの塑性中立軸と一致するとは限らない。もしトランスの固定端が中立軸から *4l* だけはずれているものとする。すなわちトランスの半スパンが*l*から(*l*+*4l*)になったとするとストラットの座屈による全体崩壊荷重の変化 *4P*c は(2)式から

318

#### 日本造船学会論文集 第138号

 $\frac{\varDelta P_{C}}{P_{C}} = \frac{-3(k/K)}{(k/K+1)(k/K+2)} \cdot \frac{\varDelta l}{l} < -0.52 \cdot \frac{\varDelta l}{l}$ 

となるので全体崩壊荷重には大きな影響を与えないことが分かる。

# 3 全体崩壊荷重の計算結果の考察および実験値との比較

計算例を図8に示す。横軸は k/Kで,縦軸が  $(P_c-P_0)/(N_c-P_0)$ である。これらの図は何れも鉱石圧がある 場合に相当する実験例であり,それぞれの k/K に対して全体崩壊荷重が決定される。図8(c)および(d)は実 船にほとんど相似な模型による実験例であるが,これから分かるように一般に鉱石圧すなわち k/K が増大する に従って最初は全体崩壊荷重が増大し,k/K が特定の値で最高値を示し,それからは k/K が増大するに従って 全体崩壊荷重は減少する。k/K が最大全体崩壊荷重を与える特定値  $(k/K)_m$  より小さい場合は、トランスの崩 壊によって全体崩壊が生ずるが、k/K がこの特定値より大きい場合にはストラットの座屈によって全体崩壊が 生ずる。 $k/K=(k/K)_m$  の時にはトランスの崩壊とストラットの座屈が同時に発生する。k/K=0 は 鉱石がない 場合に相当し、 $k/K=\infty$  は鉱石が剛体の場合に相当する。 $k/K=\infty$  の ときには全体崩壊荷重はストラットの座 屈荷重に等しい。上に述べたような例で、k/K=0、 $k/K=\infty$  の両方の場合について計算し、そのうちの小さい 方の値を全体崩壊荷重とすれば安全である。

図8には実験模型の k/K の値およびそれに対応する  $(P_c - P_0)/(N_c - P_0)$  の計算値および実験値が記入して あるがよい一致を示している。また、(a)および(d)は  $k/K < (k/K)_m$  であるので、トランスの崩壊により全体 崩壊を生じ、(b)および(c)は  $k/K > (k/K)_m$  であるのでストラットの座屈によって全体崩壊を発生する。この ことは実験事実とも一致する。表2において、Case I は  $k/K=\infty$ 、Case II は k/K=0、Case II および N は k/K が一定値を持つ場合である。Case N の kおよび  $P_0$  は圧力計測結果を積分して求めた。計算結果のうち、 圧力で表わしてあるものは計算で求めた  $P_c$  の値を有効断面積で割ったものである。何れも計算値は実験値とよ い一致を示している。Case I の WTA 模型の計算値のうち ( ) 内の値は大阪大学で開発されたトランスリン グの最終強度計算プログラムにより求めたものであり (文献 5))、何れもよい一致を示している。ただし、九 大模型 B,C ではガンネル、ビルジ部等は十分強固に補強されているので  $\eta M_P$  を用いず  $M_P$  を用いた。また 九大模型、川重模型 A,B,C においてはストラット基部がトリッピングブラケットでかなり強固に補強されてい るので、これらの場合には面材間の距離をストラットの等価長とした。また九大B模型はトランスのウェブがせ ん断座屈することにより崩壊しているので、せん断座屈荷重を計算することにより崩壊荷重を求めた。

本報告においては特にストラット1本の船側模型について船側荷重のみを対象に単純化したモデルを用いて解 析を行ったが、ストラットが2本以上の場合、船底荷重がある場合などを含めた、更に一般化した取扱い方が今 後の問題である。

本研究は造船研究協会第 133 部会で行われた研究の一部であり,部会長山本善之教授,崩壊小委員会主査安藤 文隆博士はじめ委員各位に深く謝意を表します。また研究を通じて多くの貴重な助言をいただいた九大山越道郎 教授に厚くお礼申し上げます。最後に実験および計算にあたって非常なご尽力をいただいた九大応力研長浜智基 助手,堤哲男技官に厚く感謝いたします。

#### 参考文献

- 1) 山本善之他: 鉱石運搬船船側構造の波浪変動圧による動的崩壊,日本造船学会論文集,第132号(昭和47年12月),p.323.
- 2) 船体構造強度に関する研究報告書,日本造船研究協会第133部会研究資料,No.165(昭和47年3月).
- 3) 船体構造強度に関する研究報告書,日本造船研究協会第133部会研究資料,No.178 (昭和48年3月).
- 4) 船体構造強度に関する研究報告書,日本造船研究協会第133部会研究資料,No. 194 (昭和49年3月).
- 5) 船体構造強度に関する研究報告書,日本造船研究協会第133部会研究資料,No.215(昭和50年3月).
- 6) 上田幸雄他:船体最終横強度解析に関する基礎的研究,日本造船学会論文集,第136号(昭和49年12月),p.309.
- 7) 西牧 興:油槽船の横強度の計算例について,造船協会論文集,第108号(昭和35年12月), p. 211.

トラノ

図.

1

7MF

2

図.







 $\frac{Fc}{2}$ 

Mp

図.

F.

3

ηMF





図. 8 崩壊荷重と鉱石圧の関係

表.1

偀	型	对称近似(A)	非对称(B)	B/A
WTD	船研 文献[3]	<sup>kg/cm<sup>2</sup> 1.75</sup>	<sup>kg/cm²</sup> 1.79	1.02
с	九 大 文献『2]	ton 34.9	ton 3 5.0	1,00
с	船 研 文献[2]	<sup>kg/cm<sup>2</sup></sup> 2.95	kg/cm <sup>2</sup> 2.97	1.0 1
с	船研 文献[3]	kg/cm <sup>2</sup> 2.65	kg/cm <sup>2</sup> 2.75	1,04

表. 2

case	模	型	荷重条件	崩 淡 モ - ド	崩 滚 荷 重 *1		
					実験(P <sub>exp</sub> )	計算(Pcal)	Pcal / Pexp
I	AI	船研 文献[2]		ストラットの捩 <b>り</b> 座屈	2.09	2.35	1.13
	WTA	船研 文献[3]		ストラツトの捩り座屈	1.98	1.72 (1.68) <sup>*2</sup>	0.87 (0.85)
	Strut 型	川 重 文献 [3]		ストラットの曲げ座屈	38.0	38.0	1.00
				ストラントの捩り座屈	40.0	39.3	0.98
	A			ストラツトの曲げ座屈	13.6	14.2 *3	1.04
	B	□ □ 里 文献[2]			17.7	18.4 *3	1.04
	<u> </u>		A A A A		20.0	20.0 * <sup>3</sup>	1.00
П	WTD	船研 文献[3]		ガンネルコーナーおよび 底部の座屈	1.57	1.75	1,11
ш	A	九大 文献[2]		サイドトランスの鼻膜と ストラントの座屈が延と んど同時に発生	20.4	20.8 *3	1.02
	B				24.6	20.5 <sup>* 3</sup>	0.83
	C				36.8	34.9 * <sup>3</sup>	0.95
NZ -	с	船研 文献[2]		ストラントの捩り座屈	2.55	2.95	1.16
	с	船研 文献[3]		船側リングのコ <b>ーナー</b> 部の座屈	2.30	2.65	1.15

\*1 砂漠荷重は船型模型については、分布荷重(Kg/cn),川重および九大模型については、トランス1ヶ当りの総荷重(ton) で表わした。 \*2 府屈ブログラム開発小委員会の最終強度計算ブログラムによる値(文献[5])

\*3 ストラット基部にトリッピングプラケットがあるのでストラットの有効長さをトランスの面材間の長さに等しいとした。

.

. . . . . . .