

B07 非線形有限要素法による LNG 船球殻タンクの構造設計法に関する研究

紙 谷 洋 一 (指導教員 正岡・柴原)

Advanced structural design method for LNG spherical tank system using non-linear FEM

by Yoichi Kamitani

Abstract

LNG tankers have a special feature to carry ultra low temperature liquid that is -163°C . Present LNG ships can be categorized into mainly two types, independent tank system and the membrane tank system. The LNG tank system treated in this research is the independent spherical tank system developed by MOSS Rosenberg Co. (Norway). It is usually called Moss type tank system. The Moss type tank system consists of a spherical tank and a cylindrical supporting skirt. Buckling strength of the tank system is investigated in this study. It is well known that buckling strength of spherical and cylindrical shells is highly sensitive to structural imperfection. Therefore, it is very important to accurately predict this reduction factor due to the initial imperfection in order to establish reasonable safety factors and production tolerances. This paper proposes design formulate for buckling strength of the spherical tanks by calculation using non-linear finite element method.

1. 緒 言

LNG 船は、マイナス 163°C という超低温の液体を運搬するために、タンク材料の選定と熱サイクルに伴う膨張・収縮を吸収するタンク設計に、他の船には見られない特徴がある。

現在の LNG 船には主に独立タンク方式、メンブレン方式などがある。独立タンク方式はタンクをスカート部が支える構造であり、メンブレン方式はタンクの内側に防熱材と 2 次防壁を取り付け、その表面にメンブレン（薄膜）を張り付け LNG タンクとしたものである。本研究の LNG 独立球形タンク方式はモスローゼンベルク社（ノルウェー）が開発した独立球形タンク方式で、通常モス方式と呼ばれている。

LNG 船において船体や LNG タンクなどの薄板溶接構造物には溶接時の熱影響などにより初期不整が発生する。このため球殻の座屈応力は古典座屈応力式の値より低くなる。実タンクの解析を行うために初期不整形を想定し、強度を解析しなくてはならない。

本研究では LNG 部分積みにおける赤道下の座屈強度設計法において検討を行う。赤道直下の座屈強度の評価に関しては DNV 式¹⁾、Odland 式²⁾等がある。

まず、Odland が実験した球殻の一部(Odland model)を解析する。荷重条件、初期たわみ形状を変化させ、FEM（有限要素法）における計算結果、DNV 式による値、Odland 式による値を比較し、検討する。

つぎに実タンクモデルの解析を行う。タンクおよびスカート部をモデル化し、いくつかの部分積み率、初期不整形の条件のもとで計算を行い、最終強度および座屈強度を推定する。

2. 非線形有限要素法による解析システムの概要

船舶のような薄板構造の最終強度解析を行うには幾何

学的非線形性と材料的非線形性を考慮した非線形計算を行う必要がある。本解析では 4 節点 MITC シェル要素を用いてモデル化を行っている。要素内の数値積分には Gauss-Legendre 積分を用い、積分点は面内 2×2 点、板厚方向に 6 点の合計 24 点としている。塑性判定はミーゼスの降伏条件を用い、積分点ごとに評価している。非線形方程式の解法として反復解析手法である Newton-Raphson 法と弧長増分法³⁾を用いている。

3. Odland model の解析

Odland が実験で用いたモデルに対して DNV 式と Odland 式と非線形有限要素法による解析結果を比較する。Odland model とは Odland の実験および理論的検討に用いられた球殻モデルである Toroidal Shell Segment model を解析対象としている。球殻の特定の部分を取り出してきたモデルである。Fig. 1 に解析対象を示す。 ϕ_0 は子午線方向の角度である。

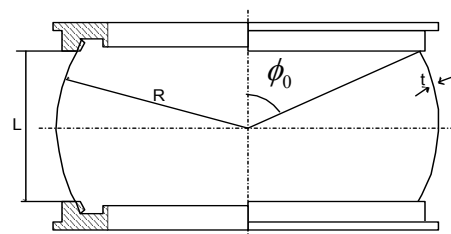


Fig. 1 Toroidal Shell Segment

3.1 解析モデル

Table 1 に解析モデルの材料定数を示す。加工硬化係数 H は非常に小さい値($H=E/1000$)とした。

Table 1 Material Properties

Young's modulus	E=70[GPa]
Poisson's ratio	$\nu=0.3$
Yield stress	$\sigma_Y=127$ [MPa]
Radius	R=1000[mm]
Thickness	t=2.0[mm]
Height	L=800[mm]

LNG 船球殻タンクは溶接時の熱影響などにより初期不整が発生する。この初期不整は座屈強度を低下させる要因となる。

初期たわみ形状として子午線方向に 1, 2, 3 半波、周方向に 30, 40, 50 波を考えた。検討した初期たわみ形状は 9 通りである。初期たわみの大きさは DNV ルールの式に従う。今回検討したモデルは、周方向に関して 1 半波のみを取り出したモデルである。

解析対象は周方向の初期たわみ形状に合わせてモデル化をした。上下の境界条件は固定、左右の境界条件は周期対称条件を満足するように設定を行った。

要素分割はすべてのモデルに対して周方向 8 分割、子午線方向 80 分割とした。メッシュ分割図を Fig.2 へ示す。



Fig.2 Mesh division of Odland model

3.2 荷重条件

荷重は子午線方向の圧縮または引っ張り P, 外圧 p の 2 つを考えた。外圧のモデル化は各節点での法線方向にその点の要素の面積に対して力を作用させた。P と p の合力によって子午線 ϕ 方向に σ_ϕ が作用し、周方向 θ 方向に σ_θ が作用する。この 2 つの外力 P, p を変化させて $\sigma_\phi / \sigma_\theta$ を変化させる。ここで赤道部の $\sigma_\phi, \sigma_\theta$ は(1)式で表される。

$$\sigma_\phi = -\frac{1}{t} \frac{pR}{2} \cos^2 \phi_0 - \frac{P}{2\pi Rt} \dots (1)$$

$$\sigma_\theta = -\frac{pR}{t} - \sigma_\phi$$

子午線方向の応力、周方向の応力が圧縮なら負、引っ張りなら正である。

3.3 ルール式と有限要素法の解

Table 2 に古典座屈応力 $\sigma_{perfect}$ を示す。Table 3,4 では座屈応力を σ_{cr} と表すことにし Odland 式 DNV 式を比較することにする。

Table 2 Sphere shell strength of classical formula

Yield stress	$\sigma_Y=127$ [MPa]
Buckling stress of perfect sphere	$\sigma_{perfect}=84.7$ [MPa]

Table 3 Comparison between DNV formula and Odland formula ($\sigma_\phi / \sigma_\theta = -1$)

	DNV	Odland
σ_{cr}	47.1[MPa]	56.7[MPa]

Table 4 Comparison between DNV formula and Odland formula ($\sigma_\phi / \sigma_\theta = 0$)

	DNV	Odland
σ_{cr}	30.1[MPa]	36.2[MPa]

与えた荷重とたわみの関係をグラフに示す。荷重は赤道部の平均応力で表現している。半径方向の正方向の最大値、負の方向の最小値をそれぞれ算出した。弾塑性体について Fig. 3 に $\sigma_\phi / \sigma_\theta = -1$ 、周方向初期不整 40 波モデルを例に示す。

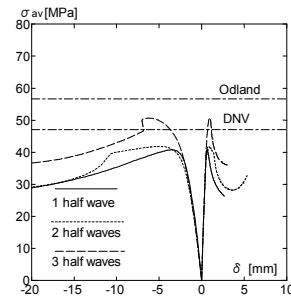


Fig. 3 Load-deflection curves (elasto-plastic analysis, $\sigma_\phi / \sigma_\theta = -1$)

Table 5 に $\sigma_\phi / \sigma_\theta = -1$ の弾塑性体の最終強度を示す。赤道部における平均応力を表に示している。発散したものは(□)を示す。弾塑性体の解析では子午線方向 3 半波の初期不整形形状の最終強度が高くなる傾向がある。また、Case-2-30 の解析では計算が途中で発散したので発散する直前の値を示している。Odland の理論式より導いた弾塑性座屈応力(56.7[MPa])よりも低い値となっている。DNV 式より導いた弾塑性座屈応力(47.1[MPa])は、1,2 半波よりは高く、3 半波より低い。

Table 5 Stress of ultimate strength ($\sigma_\phi / \sigma_\theta = -1$)[MPa]

		Meridional initial deflection		
		1	2	3
Circumferential initial deflection	30	46.8	46.1(□)	50.0
	40	40.8	41.8	50.7
	50	41.1	45.2	52.4

Table 6 に $\sigma_\phi / \sigma_\theta = 0$ の弾塑性体の最終強度を示す。赤道部における平均応力を表に示している。結果は DNV の解析結果(30.1[MPa])より大きな値となっている(子午線方向 1 半波、周方向 40 波モデルを除く)。子午線方向 2 半波、周方向 50 波モデル、子午線方向 3 半波、周方向 30 波モデル、子午線方向 3 半波、周方向 40 波モデル、子午線方向 3 半波、周方向 50 波モデルに関しては Odland の理論値(36.2[MPa])よりも大きくなっている。

Table 6 Stress of ultimate strength ($\sigma_{\phi} / \sigma_{\theta} = 0$)[MPa]

		Meridional initial deflection		
		1	2	3
Circumferential initial deflection	30	33.9	30.9	37.0
	40	30.0	33.0	40.1
	50	30.5	37.2	42.9

以上の解析により次のことがわかった。初期不整形形状が部分球殻の最終強度におよぼす影響は大きい。部分球殻の DNV 式, Odland 式による弾塑性座屈強度と有限要素法による座屈強度は DNV 式のほうが近い傾向にある。

4.実タンクモデルのストリップモデルを用いた非線形有限要素法による計算

次にモス方式の独立球形タンクの解析を行う。本方式は Fig. 4 に示すように船体の船底および船側は二重構造となっており、その中に防熱材がタンクの外表面に取り付けられた球形タンクが、タンクスカートと呼ばれる円筒形の支持構造を介して船体に据え付けられている。実タンクモデルでは、実際の LNG タンクの寸法を用い、球殻およびスカート部分をモデル化した。

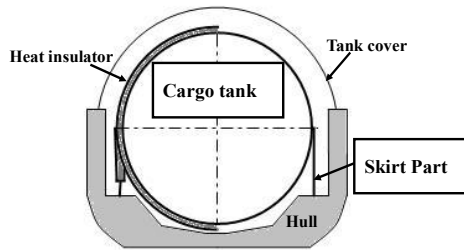


Fig.4 LNG tanker

4.1 計算モデル

球殻タンクおよびスカート部をモデル化し、非線形有限要素法プログラムによって計算を行う。今回は実タンクに液体メタンを充填し、充填率および初期不整形形状を様々に変えて座屈強度の推定を行う。また、計算時間の短縮のためストリップモデルを用いて計算を行う。使用する部材は AL, ALH, SUSM, HT である。Table 7 に材料定数を示す。

Table 7 Material Properties

	Young's Modulus [MPa]	Poisson's Ratio	Yield Stress [MPa]
AL	70610	0.3	127
ALH	70610	0.3	200
SUSM	198100	0.3	310
HT	205950	0.3	315

モデル領域は周方向に 1/60, 1/80, 1/100 とする。周方向の要素数は 8 要素とする。境界条件は球の対称性を満足するように設定し、北極と南極では鉛直方向の変位のみを自由とした。

次に球を緯度別に NA~SD まで分割し、それぞれを要素分割(子午線方向)し、板厚を設定する。

EQ は赤道で、EQ から北へ順に EQ2, EQ1, NA, NB, NC, ND, 南へ順に EQ3, EQ4, SA, SB, SC, SD の板厚となっている。この分割図を Fig. 5 に示す。

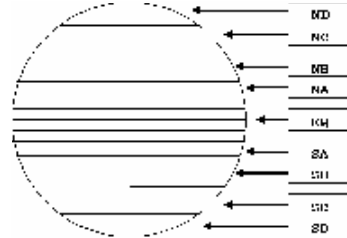


Fig. 5 Division of spherical tank part

4.2 荷重条件

球殻内部にメタン(密度 0.5g/cm³)を充填した場合を考える。充填率は 20%, 25%, 30%, 35%, 40% の場合を考える。充填したメタンにより球殻に液体圧が作用している場合を考えている。荷重は充填したメタンによる液体圧のみを考える。

4.3 初期不整

初期不整形量は 15[mm]とし南緯 2.1° から南に与える。初期不整形形状は子午線方向に 1 半波、周方向(全周)で 25, 30, 35, 40 波の初期不整をそれぞれ考える。周方向に 1 半波分のストリップを取り出す。初期不整最大位置は子午線方向の波の頂点最大値が液面と同じ位置にあるように設定する。

Fig. 6 に周方向 30 波のモデルを例に初期不整形図を示す。初期不整形量は 100 倍に拡大してある。



Fig. 6 Initial deflection shape of analyzed sphere tank

4.4 座屈強度および最終強度

非線形有限要素法により座屈強度と最終強度を検討した。今回は球殻の座屈を見るため、スカート部は弾性体、線形要素とした。計算結果により得られたロードファクターたわみ曲線を示す。ロードファクターとは適用している荷重の加速度と重力加速度との比である。ロードファクターが 1 のとき、重力加速度(=9.8[m/s²])のもとで荷重が作用していることを意味する。

たわみ位置は SA-SB の境目の端部、Initial deflection outward side、Initial deflection inward side の位置での半径方向の変位を示している。

Fig. 7 に充填率 30%、周方向初期不整 30 波のモデルを例にロードファクターとたわみ曲線の図を示す。ロードファクターの値は増加し続け、最終強度は現れない傾向にある。今回の研究では最初の極値を座屈点としている。

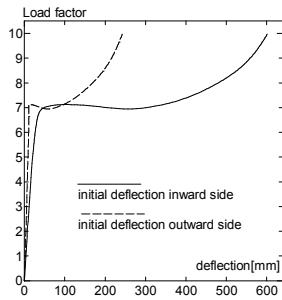


Fig. 7 Load deflection curves at the intersection between SA and SB plates with partial filling (30%)

充填率、初期不整形を様々に変え、計算を行った。その結果を次の Table 8 に示す。
 座屈時のロードファクターの値を示す。充填率と初期不整形ごとに示してある。座屈位置はおおむね液面付近である。充填率 30% 周方向初期不整形 30 波のモデルが最も座屈しやすい。これはこのモデルが周方向に圧縮の応力が最も大きくなったためであると考えられる。

Table 8 Load factor of buckling strength

Buckling strength		circumferential initial deflection			
		25	30	35	40
filling ratio	20%		8.16	8.09	8.59
	25%	7.90	7.27	7.43	
	30%	7.45	7.12(min)	7.18	
	35%	7.44	7.15	7.20	
	40%		7.47	7.77	8.11

最も座屈に弱いモデル（充填率 30%、周方向初期不整形 30 波）において、緯度別に応力分布を算出した。緯度別に平均値を算出したものである。まず、緯度別に周方向応力分布図を Fig.8 に示す。引っ張りを正としている。横軸に応力、縦軸に緯度を示す。緯度はプラスが北半球、マイナスが南半球を示している。北半球ではほぼ 0 であり、南半球の赤道付近では引っ張りで大きな応力が働き、南緯 45 度から 60 度付近で大きな圧縮応力が働いている。

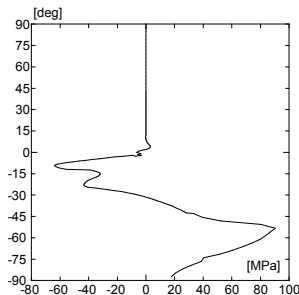


Fig. 8 Stress of circumferential direction

次に緯度別に子午線方向の応力を Fig.9 に示す。引っ張りを正としている。北半球ではほぼ 0、南半球では徐々に応力が大きくなっていく傾向がある。

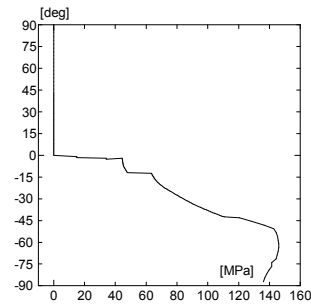


Fig.9 Stress of meridional direction

次に緯度別の相当応力を Fig.10 に示す。北半球ではほぼ 0 であるが南半球では急に値が大きくなっている。南極付近では液体圧のため、値が大きくなっていると思われる。

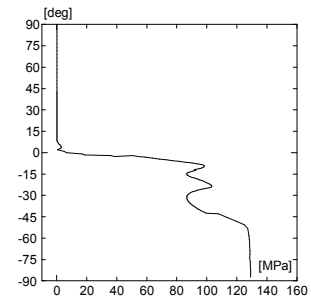


Fig. 10 Equivalent Stress

実タンクモデルでは充填率 30%、周方向初期不整形 30 波のモデルが最も座屈に弱い。理由はこのモデルが座屈部分付近において周方向に最も圧縮応力値が高くなったためであると考えられる。

また、初期降伏はすべて南極付近で発生する。これは充填した液体圧によるものであると考えられる。

5. 結言

Odland model および実タンクモデルの解析を行った結果次の結果を得た。

1. Odland model においてノックダウンファクターを非線形有限要素法によって計算した結果、Odland 式よりも DNV 式の値に近い傾向がある。
2. 実タンクモデルにおいて球殻およびスカート部ヘストリップモデルを用いて非線形有限要素法によって計算した結果、初期降伏は南極付近で発生し、座屈は液面付近で発生することが再現できた。また、初期不整形や、充填率が変わるとこれらの強度は大きく変化する。

以上の結果から本研究で開発した球殻タンクの座屈強度解析システムは設計にも応用が可能であると考えられる。

参考文献

- 1) Det Norske Veritas: Classification Notes No.30.3: Buckling Criteria of LNG Spherical Cargo Tank Containment Systems --- Skirt and Sphere, 1997.
- 2) Jonas Odland: Theoretical and Experimental Buckling Loads of Imperfect Spherical Shell Segments, 1981.
- 3) 久田俊明,野口祐介 :非線形有限要素法の基礎と応用,丸善,1995