(昭和 58 年 5 月 日本造船学会春季講演会において講演)

球形タンク方式 LNG 船用防熱システムの開発

正員 荻原亮太郎* 正員 吉田昌平*
 正員 橋口寛信* 上野勝幸*
 正員 中村容透* 村尾邦明*
 正員 原田努*

Development of Cargo Tank Insulation System for LNG Ship with Spherical Tanks

by Ryotaro Ogiwara, *Member* Shohei Yoshida, *Member*
 Hironobu Hashiguchi, *Member* Katsuyuki Ueno
 Masatoh Nakamura, *Member* Kuniaki Murao
 Tsutomu Harada

Summary

The LNG tank insulation technology is one of the key technologies in LNG ship building. We developed our own insulation system, called "Kawasaki Panel System", for a large LNG ship with spherical tanks, and applied this system to our first built LNG ship "GOLAR SPIRIT". In her unprecedented cooling test using LN_2 and gas trial, it was verified that the performance required for LNG tank insulation was satisfactory and that "No Cold Spot" criterion we aimed at was fulfilled.

This paper summarizes the development of our insulation system, describing the outline of the major large scaled model tests carried out to select insulation materials and insulation system and to grasp the thermal efficiency, strength and workability of the system as a whole, and also referring to the specifications of the system determined through these tests and to the outline of the quality control established.

1 ま え が き

天然ガスを -163°C という極低温の液体として運ぶ船、すなわち LNG 船の建造は、多くの極低温関連技術の結集によって初めて可能となるが、なかんずく、LNG タンク防熱技術は、LNG タンク建造技術と並び LNG 船建造において根幹をなす技術の一つである。当社では、わが国における LNG 船建造の第 1 番船としてモス方式 LNG 船 "GOLAR SPIRIT" 号を一昨年 9 月に引き渡し、次いで "尾州丸" の引き渡しを間近に控え、また、当社にとって第 3 番船を本年末の引き渡しに向けて建造中である。これらの LNG 船のタンク防熱には、当社が独自に開発した川崎パネル方式 (Fig. 1 および Photo. 1 参照) を採用しているが、この方式は、"GOLAR SPIRIT" 号の完成、 LN_2 による冷却テスト、LNG 使用試験にてその計画どおりの性能が確認されるとともに

に、当初よりの開発目標であった、"No Cold Spot" というシステム性能が達成できた。

本稿では、この防熱システムの完成にいたるまでの研究・開発、仕様の設定、そして実船テストによる検証までを総括的に紹介するものである。

2 防熱技術開発への着手

当社は、1971 年のモス社との技術提携を機に、それまでの基礎研究の段階を脱し、LNG 船の建造態勢確立のための本格的な技術開発を開始した。その中で最重要課題の一つは、タンク防熱技術の確立であった。これには技術導入と自社開発の両方策が考えられたが、当社は下記の理由により自社開発の道を選ぶこととした。

- (1) わが国には球形 LNG タンク用防熱技術はなく、外国でも、一、二の試案が提示されている程度であり、確立した技術は見当たらなかった。
- (2) 防熱の主材料である化学製品は、その品質確保の面から徹底した品質管理が必要であり、性能を

* 川崎重工業(株)技術室神戸設計部

Fig.1 General arrangement of cargo tank insulation

Photo.1 Looking up view of spherical tank insulation

保証する立場にある造船所自身が防熱材製造における品質管理にまで立入っておく必要がある。

- (3) 防熱システムは LNG 船の総合性能を確保するうえで最重要項目の一つであり、造船所自らのものとして初めて LNG 船全体の最適設計が可能となり、かつ将来の技術革新への即応が可能となる。

3 防熱システムの要件

本防熱システムに求められる基本的な要件は次の2つである。

- (1) 所定の防熱性能（侵入熱および強度）を長期にわたり保持すること。
- (2) IMO TYPE B タンクシステムの設計概念である“Leak before failure concept”を満足するものであること。

球形タンク防熱は、対象であるタンクシステム各部の構造上の特徴に従って球面部、スカート部および境界部（トランジション部）の3つの部分に分けられる。以下に2つの基本要件を上記各部に対して細分する。

各部に対する共通の要件

- 1) 侵入熱を設計値以内に抑えること。
- 2) 使用する防熱材料の耐低温性能の確保。
- 3) 船体の動揺・振動に耐える防熱保持機能の確保。

球面部に対する追加要件

- 1) 球の冷却収縮に追従できる伸縮機能の確保。
- 2) 万一の LNG リークの検知のためのガスコースの確保。
- 3) 上記リークの船体構造への直接の接触を避けるためのスプレーシールドの形成。

タンクスカート部に対する追加要件

- 1) LNG タンクの赤道部における熱応力を小さくする温度こう配を与える防熱システムであること。
- 2) スカートの冷却収縮に追従できる伸縮機能の確保。
- 3) 補強材を有するスカート構造に適した防熱構造であること。
- 4) 対流による侵入熱増加防止のための、スカートと防熱構造間の間げき形成の回避。

トランジション部に対する追加要件

- 1) 球の冷却収縮に伴う、球とスカートとの相対変位に対する追従性。

4 実験および検討

本格的実験の開始にあたっては、主材料および防熱方式選択のための材料の物性試験、小型模型による諸テスト、小型施工テストを行ったが、本章では、前述の球形タンク用防熱各部に対する要件を満たすシステムの確立に当り実施した大型実験のうちで特筆すべきものについて、それらの実験にて検討した項目についての一覧表を Table 1 に掲げ、それぞれの内容について簡単にまとめる。

主防熱材としての Polyurethane foam (PUF), Phenolic resin foam (PRF), Polyvinyl chloride foam (PVCF), Polystyrene foam (PSF) などの材料特性を、LNG タンク防熱材料に対する次の基本要件：1) 使用される温度領域での熱伝導率が小さいこと、2) 冷却されても脆くならず強度的に安定していること、3) 低温での収縮（線膨張係数）がタンク材（アルミ材）に近いこと、4) 防熱構造一体化のための現場発泡あるいは接着が可能であること、に照らし評価した結果、次のような特性をもつ PUF および PRF を本防熱システムの主材

Table 1 Large scale tests and items studied

Part	Items studied	Test	No.	1	2	3	4	5	6	7
Tank Part	Panel	Specification								
		Workability								
	Panel Joint	Specification								
		Workability								
	Performance	Thermal								
		Crack resistance at low temperature								
		Flexibility								
		Spray shield								
	Panel	Specification								
		Workability								
Skirt Part	Panel Joint	Specification								
		Workability								
	Behind Panel	Specification								
		Workability								
	Performance	Thermal								
		Crack resistance at low temperature								
		Flexibility								
		Spray shield								

■ marks show items studied in the large scale test.

Fig. 2 Relation between thermal conductivity of insulation material and temperature

料として選択することとした。

PUF : 1) 熱伝導率が最も小さい。

2) 低温における強度が安定している。

3) 線膨張率はアルミ材に比べて大きい。

4) 優れた自己接着性を有しており、現場発泡も簡単で、現場での施工に適している。

PRF : 1) 常温での熱伝導率はPUFに劣るが、低温ではPUFと同等である (Fig. 2参照)。

2) LNG 温度においても冷却割れを起こさない。

3) 線膨張率がアルミ材と同等である。

4) 現場での発泡はできない。

PUF および PRF の物性を Table 2 に示す。

2 種の防熱材はそれぞれ異なった利点を有しており、この両方の利点を生かす方法として、主として常温側に PUF を、低温側に PRF を配することとした。

球面部に対しては、ガスコースの設置のしやすさを配慮して、上記 2 種の材料を用いたパネルをスタッドボルトにて現場で取り付けするという方式を採用することとした。一方、設計要件として、防熱される面全体と防熱層との接着が要求されるスカート防熱には、接着性のよい PUF の現場発泡方式を採用することとした。

4.1 パネル方式の耐低温性能確認

実験

本実験ではパネル方式防熱システムの耐低温性能、す

Table 2 Properties of PUF and PRF

		(AT ROOM TEMPERATURE)			
ITEM	MATERIAL DIRECTION	PUF		PRF	
		#	⊥	L	T
TENSILE STRENGTH (kg / cm ²)		4.93	4.51	1.00	1.33
TENSILE MODULUS (kg / cm ²)		114	97.0	41.1	53.8
COMPRESSIVE STRENGTH (kg / cm ²)		3.46	3.00	0.53	0.52
COMPRESSIVE MODULUS (kg / cm ²)		91.0	63.5	21.3	17.9
THERMAL CONDUCTIVITY (kcal / mh°C)		0.0185		0.0281	
COEFFICIENT OF LINEAR THERMAL EXPANSION (1/°C)		4.5 × 10 ⁻⁵	10 × 10 ⁻⁵	2.9 × 10 ⁻⁵	2.6 × 10 ⁻⁵

REMARKS ; // : PARALLEL TO FOAMING DIRECTION
 ⊥ : NORMAL TO " "
 L : LENGTH - WISE DIRECTION
 T : TRANSVERSE " "

Fig. 3 Model for cooling test of panel system

Table 3 Model for cooling test of panel system

MODEL NO.	MAIN MATERIAL OF PANEL		JOINT PART	
	AMBIENT TEMP, SIDE	COLD TEMP, SIDE	MATERIAL	FOAMING METHOD
1	PRF	PRF	PUF	SPRAYING
2	PUF	PRF	PUF	SPRAYING
3	PRF	PRF	PUF	POURING

なわち冷却によるパネルおよび目地部のクラック発生特性を調査することを主目的として実寸大パネルを用いた模型を製作し、冷却した (Fig. 3 参照)。

ここでは、パネル材料の組合せを変え (Table 3 参照)、それぞれの耐低温性能を確認するとともに、パネルの取付け方と取付け部の耐振動性および目地部の施工法についてあわせ検討を行い、下記を確認した。

- 1) いずれのパネル材料の組合せのものも低温/振動の条件下でいかなるクラックも生じず良好な性能を有している。
- 2) 目地部の施工法として用いた、スプレー法、注入法のいずれも、目地側壁部の接着強度の点からの改良が必要である。

4.2 円筒二重殻タンク冷却実験

防熱構造の耐低温性能、伸縮性能の確認を目的として、外径4.4m、内径3.4m、高さ3.1mの円筒二重殻を製作し、この外面に球面用およびスカート用防熱を対象としたパネル方式、内面にスカート用防熱としてのスプレー方式による防熱を施工し、 -196°C までの冷却実験を行った。本実験装置を Fig. 4 に示す。パネルとしては、4.1 の実験同様、補強材の金網を挟んで常温側に PUF を、低温側に PRF を使用するパネルと、常温側、低温側いずれにも PRF を使用するパネルの2種、スプレー方式としては低温下でのクラック発生防止用補強材

Fig. 4 Apparatus for cooling test using cylindrical double hull tank

としてのナイロンネットを配したものおよび耐低温性を狙った改良 PUF を低温側に配し併せナイロンネットも用いるという2種を採用した。

本実験により次の知見を得た。

(1) パネル方式

- 1) いずれの方式も4.1の平面状実験同様、十分な耐低温性能を示した。
- 2) 目地部表面に浮かして取り付けられているアルミ・シートの挙動から、円筒状防熱構造がタンクの冷却収縮に伴う強制変形を受ける際、目地部は伸縮機能の役割を計画どおり果たすことが確認できた。

(2) スプレー方式

冷却による PUF のタンク面からの部分的な剝離が確認された。タンク面に作用する剝離力は、PUF 内に成り立つ軸対称物体の応力に関する適合方程式、

$$\frac{d^4\phi}{dr^4} + \frac{2}{r} \frac{d^3\phi}{dr^3} - \frac{1}{r^2} \frac{d^2\phi}{dr^2} + \frac{1}{r^3} \frac{d\phi}{dr} = 0 \quad (1)$$

ここで、

ϕ : 応力関数

r : タンク中心軸からの距離

および、PUF がタンクに接着されていない場合の PUF の低温収縮による半径方向の変位 u と r との関係式、

$$\frac{d}{dr} \left[\frac{1}{r} \frac{d(ru)}{dr} \right] = (1+\nu)\alpha \frac{dT}{dr} \quad (2)$$

ここで、

T : 位置 r での温度

ν : ポアソン比

α : PUF の線膨張率

およびタンクの温度収縮による変位とから導かれるが、この値は正常な PUF の自己接着強度の 1/10 程度である。したがってこの剝離は自己接着の不十分な部分で発生したものと考えられる。一方ナイロンネットはクラック発生防止としての機能は果たしたものの、今後スプレー方式の採用を進める場合は PUF の収縮を拘束する性

Fig. 5 Fastening force of panel system caused by tank shrinkage

Fig. 6 Design flow for panel fastening system

能を併せもつ材料への仕様変更を含めた剝離対策が必要である。

4.3 パネル保持方法の検討

実船に搭載する直径約37mのアルミニウム製LNGタンクでは、冷却時、そのタンク壁は球中心方向に約70mm収縮する。このとき、防熱構造もタンクの動きに追随する必要がある。その際、防熱取付け部には防熱構造をタンク面に引き寄せておく力（以下Fと略す）が働く（Fig. 5 参照）。このFの大きさを左右するのは防熱構造の剛性であり、これは防熱構造を構成する素材の物性およびそれらの配置により決まる。

パネル保持方法の開発に当り、このFをFEM計算により求め、次いで大型実験を行いこの計算を検証するという方法をとった。これらにより得られた結果に船体運動による加速度を考慮した防熱構造の重量を加えたものが、防熱取付け部に加わる実質的な荷重となる。このFと防熱取付け部強度を比較検討し、取付け方法が決定された。これら一連の検討のフローを Fig. 6 に示す。

以下にそれぞれについて、その検討内容を述べる。

4.3.1 FEMを用いたFの算出

防熱構造の剛性を決定する各構成要素の物性を前もって計測している。そのうちの主要なものについて以下に示す。

(1) 防熱構造材中に挿入された金網の圧縮特性

金網自体は圧縮に対しほとんど抵抗し得ないが、これが防熱材によりサンドイッチされると、その見掛け圧縮弾性率は鋼の1/5~1/6となることを部分要素実験（Fig. 7

Fig. 7 Specimen for measuring compressive characteristics of wire net

Fig. 8 FEM model for calculation of fastening force and stress distribution

参照)にて確認した。

(2) 防熱表面材（アルミ・シート）の圧縮特性

アルミ・シート（Fig. 8 参照）には、防熱構造の剛性を下げる目的でエンボス加工を施した。これによりその圧縮弾性率はエンボス無し（7,000 kg/cm²）に比べて10~30%程度の低下が見込めることを実験により確認した。

(3) 防熱主材料の圧縮特性

Table 2 に示すものを計算に使用した。

Fの算出には、Fig. 8 に示す FEM モデルを用い、防熱層の内部温度分布として、下記2ケースを設定して行った。本計算では、3つの構成素材のFに対する寄与率をも併せて検討した。

ケース1：常温~163℃の直線分布を与え、LNG船の通常の運航状態を想定した。

ケース2：常温の均一な分布を与え、タンクのみが冷却収縮するという最も厳しい状態を想定した。

計算の結果、次のことがわかった（Fig. 9 参照）。

1) ケース2の場合、Fはケース1の約1.5倍となり、ボルト1本当たり約185kgとなる。

Fig. 9 Calculation result of fastening force by FEM

- 2) Fに対し、最も大きい影響を与える素材は金網である。両ケースともその寄与率は65~70%であるが、金網により生じる力の絶対値を比較すると、ケース1ではケース2の約70%である。この差はケース1で金網が温度収縮したことによるものである。
- 3) 表面材のアルミ・シートがFに与える影響は両ケースとも同じであり、その絶対値は約40kgである。これは、アルミ・シートがいずれの場合も常温であり、温度収縮が無いことに基づくものである。
- 4) 防熱主材料は、上記二材料に比べ厚みは大きい、剛性率が小さいため、Fに対する寄与率は非常に小さく、ケース2の場合で約16%、ケース1の場合ではほぼゼロとなる。これは、防熱材内部が冷却によりそれ自身収縮し、Fに対する効果が無くなったためである。

4.3.2 Fの確認のための大型実験

FEM計算により得たFを検証することをその第1目的として、実船スケールの模型を用いてFの計測を行い、併せてその際の防熱構造各部の挙動を把握した。実験では半径10mの円筒状の防熱構造模型を、常温下で

Photo. 2 Fastening force measurement test

その防熱取り付け部を円心方向にピアノ線により約60mmまで引き込み、その張力を計測した。実験状況をPhoto. 2に示す。

ここで得られた張力計測値から、防熱構造の見掛け圧縮弾性率： E_a を(3)式により求め、それを(4)式に代入して実船におけるFを推定した。

$$E_a = \frac{f \cdot r^2}{a \cdot t \cdot \Delta r} \quad (3)$$

ここで、 f ：張力計測値
 r ：円筒状防熱構造半径
 Δr ：円心方向への引き込み量
 t ：防熱構造の厚さ
 a ：ピアノ線1本当りの受持面積

$$F = \frac{2t \cdot E_a \cdot A \cdot \Delta R}{(1-\nu) \cdot R^2} \quad (4)$$

ここで、 A ：取付けボルト1本当りの受持面積
 R ：タンクの半径
 ΔR ：タンクの半径の冷却による収縮量
 ν ：防熱構造のポアソン比

この推定値はボルト1本当たり190kgとなり、FEMによる計算結果と極めてよい一致をみた。

本実験において、パネル表面材(アルミ・シート)の挙動を観察した結果、PUFからの剝離、しわなどの発生は無く、PUFのアルミ・シートに対する自己接着力が十分であることを確認した。また、目地表面材(アルミ・シート)を目地部PUF表面に接着固定した場合と、浮かして取り付けた場合について、その挙動を観察したが、目地部の伸縮機能確保上、アルミ・シートは目地部PUF表面に接着固定すべきではないとの結論を得た。

4.3.3 防熱取り付け部における応力

防熱取り付け部には、冷却による熱応力とタンク面への引き寄せ力Fに基づく応力の2つが発生する。取付け部近傍に対してFINE MESH ELEMENTを用いFEM計算を行い、この部分の応力は防熱材の強度に比して十分に小さく、強度上問題のないことを確認した。参考までにFig. 10に計算結果を示す。

4.3.4 スタッッドボルト溶接強度確認実験

防熱構造をタンク面に取り付けるボルトには、前述のFが作用する。ボルト単体引張試験およびボルト溶接部強度試験を行い、ボルト部が防熱構造を十分に保持できることを確認した。また、ボルト溶接部のタンクの疲労実験を行い、該部の疲労強度に問題がないことを確認した。

4.3.5 隣接パネル間接合強度確認実験

防熱パネルはスタッッドボルトで取り付けるが、万一の該部の破損に備え、隣接パネル同士を強固に連結し、その連続構造体端部を赤道部直下のタンク面に固縛するこ

Fig. 10 Distribution of principal stress in insulation around fastening part

Fig. 11 Specimen for measuring strength of joint part between panels

により南半球防熱構造の脱落防止を図る設計を採用している。この連結方法について金網の重ね合わせ方を変え強度比較実験を行った結果、いずれの場合も必要強度の約4倍のものが得られた。この結果として防熱構造のタンク面への保持機構の独立二重化の達成を確認した。本実験の斜視図を Fig. 11 に示す。

4.4 性能・施工法総合確認のための小型球形タンク実験

本実験ではそれまでの研究のまとめとして、防熱システムの施工性の確認、防熱性能、耐低温性能、伸縮性能についての総合評価を行うため、3.4m 径のアルミ製球形タンクを製作し球面部、スカート部、トランジション部にそれぞれの仕様で防熱を施工したあと冷却実験を行った。Photo. 3 参照。4.1 では平板状の防熱模型、また4.2 では円筒状の防熱模型の冷却実験を行っているが、本4.4 では球面に対して防熱を施工し総合実験を行おうとしたものである。以下に確認事項をまとめる。

4.4.1 諸性能の確認

Photo. 3 Apparatus for cooling test using 3.4 mφ spherical tank

(1) 防熱性能

冷媒として用いた液体窒素の蒸発量の計測によってタンク内への侵入熱量を求め、防熱構造の平均熱貫流率が計画どおりのもの(約 $0.1 \text{ kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C}$)であることを確認した。

(2) 耐低温性能

防熱材の割れおよびコールドスポットは発生せず、良好な耐低温性能が確認できた。

(3) 伸縮性能

球面に対する防熱構造においても、目地部がその伸縮機構としての役割を有効に果たすことが、目地部に浮かして取り付けられたアルミ・シートの挙動から確認できた。

4.4.2 施工性

(1) 球面部

目地部の施工法としてはスプレー法が注入法よりも作業性がよいと考えられたが、

- 1) 目地側壁部における接着強度の確保が困難である
 - 2) 目地部からの PUF のオーバーフローを防ぐことが容易でない
- という問題が明らかとなり、スプレー法は不具合であることが判明した。

(2) スカート部

本実験ではスプレー法を採用したが、この場合スカートの補強材まわりにボイドなどの欠陥がでやすく、そこから冷却割れが発生し、所期の性能確保を困難に兼ねないことが判明した。このため、その後の検討でこの部分に“パネル+注入”方式を採用することに決定した。

(3) トランジション部

スカート部にスプレー法を採用している関係上、トラ

Fig. 12 Apparatus for insulation work and cooling test using partial mock-up of cargo tank and skirt

ンジション部にも、そのつなぎ目の処理をしやすくするとの考えから、スプレー法を採用した。

冷却の際のタンクとスカートとの相対変位に対する追随性はよく、割れおよびコールドスポットの発生も見られず、良好な性能が確認された。

この部分には追随を可能とする可とう性が必要であり、それを確実に裏付けるための高度な品質が求められるため、開発当初から現場的な要素の入らない工場生産品を用いるべきであると考えた。そして、スカート部の施工法として“パネル+注入”方式の採用が決まったあと、トランジション部の施工法もこの方式に変更することとした。

4.5 性能・施工法総合確認のための実寸大部分模型実験

パネル防熱方式開発の最終段階として、実船スケールのタンク（半径 12m）およびスカートからなる部分模型を用い、施工性および耐低温性能等の諸性能を確認するための実験を行った。ここには、それまでの研究を通して確立した仕様および施工法を採用した。この実験装置を Fig. 12 に示す。

まず、仕様および施工の概略について述べる。球面部には、PUF および PRF からなる実寸大パネルをスタッドボルトを用いて取り付け、目地部には PUF を注入充てんした。スカート部ではパネルを取り付けたあと、パネルとスカート面との間に PUF の注入（以後、裏注入と呼ぶ）を行い、注入原液の吐出量、注入方法などの施工要領について確認した。また、スカートの補強材に対しては特殊形状のパネルを使用し、スカート円筒部との取合い部の防熱構造についても検討を行った。トラン

ジション部には、低温下においても可とう性に富むように工夫した特殊ブロックを採用した。

これらの施工にあたっては、実船での施工を念頭におきステージごとに逐一その施工性を確認しながら進めた。すべての工事が終了したあと実船と同様の状態に冷却し、各部の耐低温性能、伸縮性能を確かめると同時に、タンク赤道部の応力に重要な影響をもつタンクおよびスカートの温度分布を計測した。また、南半球防熱構造の脱落防止補助機能を確認するため、防熱構造の上端部におけるタンク面への固縛部の強度試験を行った。

本実験により下記の内容が確認された。

(1) 諸性能の確認

- 1) 防熱性能：タンクおよびスカートの温度分布は計算値とよく一致し、所定の防熱性能が確保されていることが確認された。
- 2) 耐低温性能：冷却による防熱材の割れ、コールドスポットの発生はなく、防熱構造の耐低温性能の最終確認ができた。
- 3) 伸縮性能：目地部に採用するアルミ・シートは、エンボス付きよりもエンボスなしの方が伸縮性能の面で好ましいことが分かった。

(2) 施工性

次に示す主要項目について問題ないことが確認された。

- 1) スタッドボルト位置のマーキング精度
- 2) スタッドボルトの溶接位置精度
- 3) 防熱パネルとスタッドボルトとの相対位置精度
- 4) 目地注入要領
- 5) スカート補強材用特殊形状防熱パネルの施工性
- 6) トランジション部特殊防熱ブロックの施工性
- 7) 裏注入要領

4.6 熱貫流率測定用大型パネル実験

必要防熱性能を満足する防熱厚さは、各素材の熱伝導率測定試験結果をもとに推算される。しかし、本防熱システムは PUF, PRF のほかにアルミ・シート、金網、スタッドボルト、ワッシャーで構成されており、熱伝導の様相が複雑なうえに、防熱表面と雰囲気との熱伝達は別途考えるとしても、防熱を取り付けるタンク面の角度がパラメータとなる PRF 層の目地部すきま内の対流熱伝達の影響が考えられ、本防熱の熱貫流率を解析的に精度よく把握することは困難である。そこで、システムの防熱性能を直接計測する大型パネル熱貫流率測定実験を行った^{1)~3)}。この大型パネルはタンク球面部防熱構成要素をすべて含むタンク防熱構造の一部を切り出した形の実物大の部分模型である。このパネルの熱貫流率を測定するための装置は、パネルの常温側と低温側をそれぞれ所定の温度に維持するためのヒータと LN₂ タンク及び

Fig. 13 Apparatus for spray shield test

温度を制御，記録するための温度計からなるものである。

測定は防熱取付け面角度の目地部すきま内対流熱伝達に及ぼす影響をも調査するための典型的なケースとして，試験体を横置きにし上面を冷却するケースと縦置きにするケースの2ケースに対して行った。

防熱層厚さ方向の平均熱伝導率の形で表わした計測結果は次のとおりである。

横置き（上面を冷却） $0.0197 \pm 0.0015 \text{ kcal/mh}^\circ\text{C}$
 （常温側： 20°C ，低温側： -160°C ）

縦置き $0.0190 \pm 0.0014 \text{ kcal/mh}^\circ\text{C}$
 （常温側： 23.5°C ，低温側： -164°C ）

この実験により，本システムの防熱性能が把握できた。また，熱貫流率の防熱層取付け角度による有意差が認められないことから，目地部すきま内対流熱伝達の影響は無視し得ることが確認できた。

4.7 スプレーシールド性能確認実験

既に述べたように，球面部防熱システムには万一のLNGリークの際，スプレーシールドとして機能することが要求される。このスプレーシールド性能確認のための実験をFig. 13に示す装置により行った。

本実験ではタンク壁の欠陥にみたてて実験装置に設けたリーク孔部に防熱システム供試体の目地部を位置させ，ここにのこ刃で切り込みを入れ人為的に防熱欠陥を設けるという最も厳しい条件を想定した。

本実験中 LN_2 ， N_2 ガスの供試体表面への漏出はなく，また供試体表面部にコールドスポットの発生もなく，リーク孔から放出させた LN_2 は計画どおりタンク壁と供試体の間を下流側に流れ去り，防熱システムが十分なスプレーシールド性能を有することが確認された。

5 防熱システムの基本仕様

本章では，これまでに述べてきた結果として，開発さ

Fig. 14 Key structure of sphere insulation

れた防熱システムの基本仕様についてまとめて説明する。

5.1 球面部仕様

球面部は，パネル部と目地部から構成される。その基本構造をFig. 14に示す。パネルは常温側にPUF，低温側にPRFを厚さ比が約1:1の割合で使用するという2層方式とし，その層間にPUFの低温下での亀裂発生抑止を目的としたパネルの補強材としての金網を挿入する。

パネル表面には，防湿および損傷防止のためのアルミ・シートを発泡PUFの自己接着力を利用して貼る。同シートには，パネルの剛性を低下させる目的でエンボスを付ける。パネルの常温側四周には横目地，縦目地と呼ぶ溝を設ける。パネルの基本寸法は施工性を考慮して $900\text{mm} \times 1,200\text{mm}$ とする。

製造されたパネルは横目地部が一直線状に，縦目地部が千鳥状になるようにタンク面に配列する。目地部では，相隣るパネルの相互連結のため，目地底部の金網に別の金網を1枚重ねて止め，横目地部にて，予めタンク面にスタッド溶接されたボルトにプラスチック・ワッシャーを介して締め付けて固定し，その後PUFの注入によりPUFと金網とを複合強化するとともに，パネル側面部においてはPUFの自己接着力によりパネル同士をつなぎ，一体化した防熱構造を形成する。

目地部表面には，防湿用としてブチルラバー・シートおよびアルミ・シートを重ねて圧着し，これをポップ・リベットを用い機械的に固定する。アルミ・シートは目地表面部から浮かして取り付ける。

南半球部では，ボルトによる取り付けとは独立に，赤道部直下のタンク面に溶接したファスニング・リングと呼ぶ部材に，防熱構造内に連結して埋め込んだ金網を固縛することにより，防熱構造固定用スタッド・ボルトと相まって二重の脱落防止構造を形成する。

球面部防熱工事状況をPhoto. 4に示す。

5.2 スカート部およびトランジション部の仕様

Photo. 4 Insulation work for spherical tank

Fig. 15 Bird's eye view of skirt part and transition part

全体の鳥かん図を Fig. 15 に示す。

スカート部はパネル部、目地部、そして裏注入部からなる。スカート円筒部には球面部と同様のパネルを用いるが、補強材に対しては特殊形状のパネルを用いる。また、タンクとスカート間の狭所部分（ウェッジ部）には“テーパー・ブロック”と呼ぶ PUF 製の特殊パネルを用いる。いずれのパネルもスペーサーを介してボルトにより対象面に固定した後、パネルとスカート面との間に PUF の裏注入を行う。

トランジション部は U ブロック、それを円周方向にながし注入部、そして裏注入部からなる。U ブロックは低温下で可撓性に富むよう、複数層の PUF と PRF を積層した U 型の特殊ブロックである。円周方向に並べたその突合せ部は、予め U ブロックに設けてある溝部に PUF を注入発泡することにより連結する。また、U ブロックのタンクへの取り付けは球面部のパネルと同様、ボルトにより行い、スカート側への取り付けは、スカートとの間への裏注入とボルトにより行う。

5.3 防熱厚さ

防熱厚さは、タンクへの熱侵入によって蒸発する LNG

量を LNG 総重量で割った値 (B. O. R.) に対する LNG 船の基本計画条件から決まる。129,000m³ 型の“GOLAR SPIRIT”号では B. O. R.=0.23%/day に対し防熱厚さは 210mm であり、125,000m³ 型の“尾州丸”では B. O. R.=0.25%/day に対し防熱厚さは 190mm である。

6 LN₂ を用いた冷却試験による防熱システムの検証

6.1 冷却試験の概要

防熱システムが計画した性能を有し、稼動状態において問題のないことを確認するために、“GOLAR SPIRIT”号がほぼ完成した時点で、その低温管系と No.3 カーゴタンクの液体室素による冷却試験を実施した。タンクの冷却試験中には、防熱各部の目視検査を実施するとともに、次の各項を計測・記録した。

- 1) タンク・スカート各部およびホールド各部の温度
- 2) 防熱パネル表面温度
- 3) 防熱パネルおよび目地部の縮み
- 4) タンク内圧力

本冷却試験では、タンクを約 500 トンの液体窒素により約 85 時間をかけて -163°C にまで冷却し、その後自然昇温させた。タンク温度は、約 210 時間後に -60°C に昇温した。本試験で採取したデータから計画した防熱性能が検証され、防熱システムの耐低温性およびタンクの冷却による収縮時の防熱の挙動が計画通りであることが確認された。

以下に本試験により得られた防熱性能の検証と、システムの耐低温性能および冷却時の挙動に関する確認事項について述べる。本試験の対象となったタンクおよび防熱の概略は Fig. 1, 14 および 15 を参照。

6.2 防熱性能の検証

6.2.1 検証の概要

所定の防熱性能が実船において得られていることを確認するために、本冷却試験後半の自然昇温時のタンクおよびタンク内の温度変化から、タンク外より侵入した熱量を逆算し、これから、防熱の平均熱貫流率を求め先の大型パネル実験で得られた値と比較した。

6.2.2 データの採取

検討のための計算には、自然昇温開始後の約 10 時間に得られた温度データ（タンク壁 20 点、スカート 11 点、タンク内空間 3 点、内殻 4 点、計 38 点）を採用した。この間タンクは密閉されており、タンク内圧力は約 0kg/cm²G から約 0.15kg/cm²G まで上昇し、タンク壁温度は約 6~8 $^{\circ}\text{C}$ 上昇した。計測用温度のセンサ配置を Fig. 16、計測されたタンク・スカートの昇温カーブを Fig. 17 に示す。

Fig. 16 Location of temperature sensors

Fig. 17 Temperature curves for various points of tank and skirt

6.2.3 熱貫流率の算出

冷却されたタンクの自然昇温中の温度変化は、ガスを含むタンク熱容量とスカートおよびタンク球面部防熱を通して侵入する熱量により決まる (Fig. 19 参照)。したがって球面部防熱を通して侵入する熱量は、自然昇温中の温度変化、上記ガスおよびタンクの熱容量、およびスカートからの侵入熱がわかれば求まる。この球面部防熱を通過する熱量と防熱表裏面の温度差から防熱の熱貫流率が算出できる。この計算は、タンク形状 (板厚分布) タンク材料の物性、および周囲との伝熱条件を入力して下記理論により構造物の非定常温度分布を求める当社開発の電算プログラムを用いて行った。

球形タンク壁の温度分布は、タンクの緯線方向、および板厚方向に温度勾配が無い場合次式で与えられる。

$$\frac{\partial \theta}{\partial t} = \frac{1}{\rho c(\theta)} \left[\left\{ \left(\frac{\partial \theta}{\partial \phi} \right)^2 \frac{d\lambda(\theta)}{d\theta} + \lambda(\theta) \frac{\partial^2 \theta}{\partial \phi^2} \right\} + \frac{1}{b} \{ (\theta_h - \theta) K - (\theta - \theta_g) \alpha \} \right] \quad (5)$$

ϕ : 経線方向の位置

t : 時間

θ : タンク壁温度

θ_h : ホールド温度

θ_g : タンク内ガス温度

$c(\theta)$: タンク壁の比熱

$\lambda(\theta)$: タンク壁の熱伝導率

K : 防熱を介したホールドとタンク壁との熱貫流率

α : タンク壁とタンク内ガスとの熱伝達率

ρ : タンク壁比重量

b : タンク壁板厚

先述の3条件 ;

- (1) タンクおよびタンク内ガス熱容量
- (2) スカートを通過して侵入する熱量
- (3) 初期温度分布 (タンク密閉 1^h 後の温度分布を採用)

を与え、時間とともに変化する温度分布を計算し最終時点 (10^h 後) の温度分布が計測値に一致するような防熱の熱貫流率を求めた。1^h および 10^h における温度分布を Fig. 18 に示す。上記 (1)~(3) のうち、(2) スカートを通過して侵入する熱量は、次の2つの熱量の合計として求めた (Fig. 19 参照)。

- 1) 赤道部を通してタンク壁を伝って侵入する熱量
- 2) スカート・タンク間の非防熱部から熱伝達により侵入する熱量。この熱量はスカートの温度分布の変化と、次に示す M. Jakob の式で算出した該部熱伝

Fig. 18 Temperature distribution in tank wall

Fig. 19 Heat ingress through skirt and temperature distribution

Fig. 20 Gas flow by convection in tank during natural warm up

達率 K_j とから求めた。

$$K_j = 0.065 \cdot G_r^{1/3} \cdot (H/\delta)^{-1/9} \cdot \lambda/\delta$$

λ : ウェッジ部内ガスの熱伝導率

G_r : グラスホフ数

H : ウェッジ部高さ

δ : ウェッジ部幅

またタンク内には Fig. 20 に示す対流による熱伝達で生じるタンク壁各部の間の熱の移動を考えた。

以上の計算により、 10^h におけるタンク温度分布の計算値と計測値が一致するタンク防熱の平均熱貫流率として

$$K_{av} = 0.093 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{C}$$

が求まった。計算により求められた 10^h におけるタンク壁温度分布のカーブを Fig. 18 に示す。ただし、上記

K_{av} は、計算対象時間内のタンク壁平均温度 -154°C 、防熱表面温度としてホールド内ガス温度を採った場合の値である。実際には、防熱表面の温度はホールド内ガスの対流熱伝達と内殻からの輻射熱伝達で決まるので、6.2.4 に述べる方法によってこの修正を加えると、防熱層の熱貫流率 K は

$$K = 0.096 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{C}$$

となる。この熱貫流率を、カーゴ搭載時のタンク温度 -163°C 、ホールド内温度を IMO 条件（外気温度： 45°C 、海水温度： 32°C ）時の約 35°C に変更して、防熱材熱貫流率の温度依存性を考慮して修正すると、先に述べた大型パネルによる防熱の熱貫流率測定値から求められる値に、非常によく一致した。なお、タンク壁温度および下式で与えられる防熱層内温度分布の変化は、非定常状態とはいえ、ゆっくりとした自然昇温であるので、各時点での防熱層内温度分布は定常状態の分布にはほぼ一致している。このため、非定常状態の測定結果を定常状態の熱貫流率算出に使用することに起因する誤差は無視し得る。

防熱層内の温度分布の変化の式：

$$\frac{\partial \theta}{\partial t} = \frac{1}{\rho c(\theta)} \left\{ \left(\frac{\partial \theta}{\partial x} \right)^2 \frac{d\lambda(\theta)}{d\theta} + \lambda(\theta) \frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} \right\} \quad (6)$$

x : 防熱の厚さ方向の位置

t : 時間

θ : 防熱層内の温度

$c(\theta)$: 防熱材の比熱

$\lambda(\theta)$: 防熱材の熱伝導率

ρ : 防熱材の比重

6.2.4 真の熱貫流率

防熱表面から防熱層を通してタンクに侵入する熱量 Q は、ホールド内ガスの自然対流伝達による侵入熱量 q_c と内殻およびタンクカバーからの輻射熱伝達による侵入熱量 q_r の合計である。

$$Q = q_c + q_r \quad (7)$$

Q, q_c および q_r は下式で与えられる。

$$Q = K(\theta_s - \theta_{TK})S$$

$$= K_{av}(\theta_a - \theta_{TK})S \quad (8)$$

$$q_c = \alpha(\theta_a - \theta_s)S \quad (9)$$

$$q_r \doteq 4.88 \times S \times \frac{1}{\frac{1}{\varepsilon_s} + \frac{S}{S_h} \left(\frac{1}{\varepsilon_h} - 1 \right)} \times \left\{ \left(\frac{\theta_h + 273}{100} \right)^4 - \left(\frac{\theta_s + 273}{100} \right)^4 \right\} \quad (10)$$

K : 防熱の真の熱貫流率

K_{av} : 防熱の見掛けの熱貫流率

θ_{TK} : タンク壁の温度

θ_s : 防熱表面の温度

θ_a : ホールド内ガスの温度

θ_h : 内殻、タンクカバーの平均温度

S : 防熱の表面積

S_h : 内殻, タンクカバーの総表面積

ε_S : 防熱表面の放射率

ε_h : 内殻, タンクカバーの放射率

α : ホールド内ガスと防熱表面の熱伝達率

($=N_u\lambda/r$, N_u : ヌッセルト数

λ : ホールド内ガス熱伝導率

r : タンク半径)

以上から防熱の真の熱貫流率 K を求めると

$$K=0.096\text{kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C}$$

を得る。

6.2.5 誤差

6.2.3 で求めた平均熱貫流率は, 温度計測誤差, タンクとタンク内ガスの熱容量の見積り誤差, およびスカートからの侵入熱量の見積り誤差に起因する誤差を含んでいるがその値は微小であった。

(1) 温度計測誤差

計測に使用した温度計の計測精度は, タンク材料およびタンク内ガスの物性見積精度に係わる。ただしタンク温度変化に対しては, 温度の絶対値ではなく温度差が問題となるので計測対象とした小さな温度範囲における計測誤差は無視してよい。

(2) タンクおよびタンク内ガスの熱容量見積り誤差

これらの誤差は, それぞれの重量および比熱データの精度と温度計測誤差によるガス比重および両比熱の誤差とにより生じる。

(3) スカートの侵入熱量見積誤差

この侵入熱はスカートとタンク壁との接合部から侵入する熱とウェッジ部のスカートとタンク壁との熱伝達により侵入する熱とに分けられる。前者の誤差は材料の熱伝導率データの精度と温度計測誤差による熱伝導率の誤差とにより生じ, 後者は熱伝達率推定誤差により生じる。

6.2.6 検証の結果

本冷却試験により, 本防熱システムは計画通りの性能を有していることが判明した。

6.3 耐低温性能および冷却時の挙動の確認

6.3.1 耐低温性能の確認

防熱各部の耐低温性能および工事の健全性を確認するため, コールドスポット検査を行った結果, 小さいものが1個発見された。これはPUFのボイドによるもので, その場で完全補修を行った。また本船引き渡し前に行われたLNG使用試験では, わずかなPUFボイドによるものがNo.3タンク以外の全タンクで計4個発見されたが, これも完全に補修した。このようにして, 当社の防熱システム開発にあたって目標とした“**No Cold Spot**”設計が達成された。

6.3.2 冷却時の挙動の確認

冷却中および昇温中, 防熱システムのタンク壁およびスカートの動きに追従し変形する様子が視認され, パネル保持システムが計画どおり機能することが証明された。

球面防熱パネル目地部の圧縮変形量は, 横目地部で2.4mm, 縦目地部で3.2mmであり, 目地部が防熱表面の総変形量の2/3を吸収していることが明らかとなり, 伸縮機構としての役割を十分に果たすことが証明された。

7 防熱システムの品質管理

防熱システムが所期の防熱性能を発揮し設計どおりその構造を保持するためには, 原材料の受け入れ, パネルの製造, 現場施工を通した一貫した品質管理が必要である。Fig. 21 に防熱工事の概略工程を示す。それぞれの工程において厳格な品質管理を行うため, Table 4 に示す項目を代表とする管理項目に対する管理基準および検査要領をとりまとめQCパッケージをまとめあげている。ここでは, 防熱システムの性能確保上特に重要な項目である

- 1) PRF ボードの受け入れ
- 2) 防熱パネル製造時の PUF 発泡
- 3) スタッドボルトの溶接
- 4) 目地部 PUF の発泡

に関する品質管理基準の概要を以下に掲げる。

7.1 PRF ボードの受け入れ

PRF は, 固形フェノール樹脂, 硬化剤, 発泡剤, セルロース, 助剤を原料とし, 自動化された設備により製造されている。供給者の品質管理を経て納入されたPRFボードは, 受け入れ検査を受け, クラック, ボイド, 寸法, 物性(密度, 強度, 熱伝導率)が許容値内に収まっ

Fig. 21 Process of insulation work

Table 4 Quality control items for insulation work

Process		Quality control item		
Acceptance of raw materials		PRF board	PUF chemicals	Aluminum sheet, wire net, etc.
		Crack Void Dimension Physical properties	Inclusion of foreign matters Discoloration Foaming speed Free blow density	Scratch Rust Discoloration Deformation Dimension
Manufacturing of insulation panels	Test foaming and actual foaming of polyurethane	Discharge amount of chemicals P/R ratio Temperature of chemicals Preheating temperature of mold Temperature and time for curing Crack Void Dimension Physical properties		
Fabrication at site	Marking	Dimension		
	Test welding and actual welding of stud bolt	Positioning External appearance Weld strength		
	Fixing of panels	Appearance of fastening part Gap between panels Surface level difference		
	Test foaming and actual foaming of polyurethane	Discharge rate of chemicals P/R ratio Temperature of chemicals Environmental temperature and humidity Crack Void Dimension Physical properties		
Completion		External appearance		

ていることが確認される。

7.2 パネル製造時の PUF 発泡

PUF はイソネシアネート成分（P成分）と発泡剤を含むポリオール成分（R成分）とを混合することにより発泡されるが、安定した物性の均質なフォームを得るため、発泡工程の原液温度、原液吐出量、P成分とR成分の吐出比、型枠予熱温度、養生温度等の工程管理を行う必要があり、このため自動化された設備を有するパネル製造専門工場を特別に建設した。パネル製造設備の安定作動の確認は、PUFの本発泡に先立つ試験発泡において、フォームの密度、寸法安定性を計測することにより行っている。本発泡品については、抜き取り検査を行い、フォームの密度、強度、熱伝導率、寸法安定性が許容値内に収まっていることを確認している。

7.3 スタッドボルト溶接

アルミ製スタッドボルトの溶接は、鋼製スタッドボルトの場合に比べて管理幅がせまい。そこで、朝、昼の作業着手前にテスト溶接および引張試験を行い、溶接機の調整状態、溶接作業要領の良好なることを確認し、本作業においては、外観検査に加えて抜き取りにて引張試験を実施している。また、スタッドボルトの位置精度はひきつづいて行われるパネル取付け作業に支障をきたさないよう、一定限度内とする必要があり、このため、けがき精度（経線方向：±3mm、緯線方向：±50mm）とけがき位置に対する溶接位置精度（経線方向：±3mm、緯

線方向：±10mm）を規定している。

7.4 現場での目地 PUF 発泡

PUFの発泡作業においては、原液の反応の安定化を図り、均質なフォームを得るため、雰囲気条件の管理が必要となる。このため、本防熱システムの現場施工は風雨密として行っている。しかしながら、屋外での作業であるため、四季を通じての雰囲気温度変化は避け得ず、雰囲気温度に応じた触媒量のコントロールにより反応特性を調整し、これにより均質なフォームを得ている。また、接着力不足の原因となる施工対象面での結露を避けるため、相対湿度は90%以下となるよう管理している。

発泡機は、実発泡に先立つ試験発泡により安定作動の確認を行っている。当該部に対する物性検査については、実際の目地からのサンプル採取による損傷を避け、実際の目地と同等なモデル目地に対する発泡を行い、これからサンプリングし、密度、強度、熱伝導率等の検査を行っている。

8 あとがき

球形LNGタンク防熱システムの開発においては、材料、防熱方式の選択のための基礎実験および本稿に記載の大型模型実験を通して技術の確立を行う一方、品質管理確立のための研究および本稿では触れていないが現場工事合理化のための各種施工機械の開発が行われた。この間幾多の発明がなされている^{4)~8)}。そして第1番船としての“GOLAR SPIRIT”号にこれが採用され、諸テストの後その防熱システムの完璧さが証明され、防熱システムの完成をみた。

防熱技術は、まさに多くの技術の結集である。当社では、ここに報告した第1世代の球形LNGタンク防熱技術を一歩推し進め、次代を担う省エネルギー型LNG船実現に必要な防熱の高性能化、すなわち低BOIL-OFF RATE型防熱の研究にとり組み、これを第2世代の防熱システムとして開発を終え、この新技術の結実を期待している。

謝 辞

本開発を完遂させるにあたっては、多くの方々の御協力をいただいた。中でも、明星工業㈱、東洋ゴム㈱、住友ベークライト㈱および川重分析センター㈱、ならびに当社技術研究所および技術室のスタッフの方々に対しては、心から厚く御礼申し上げる次第である。

参 考 文 献

- 1) 萩原亮太郎、吉和雅雄、岩田 章、中川茂友：低温用断熱材の大型試験片による熱伝導率測定、日本造船学会、第134号（1973）。
- 2) 吉和雅雄、岩田 章、中川茂友：水平および鉛直に設置されたLNGタンク用断熱パネルの熱伝導率実験、冷凍、第50巻、第574号（1975）。

- 3) 吉和雅雄, 岩田 章, 中川茂友: LNG 貯槽用複合断熱パネルの熱伝導率: (計算)続報, 冷凍, 第51巻, 第589号 (1976).
 - 4) 特許第 974587 号: 極低温用容器等の防熱積層材.
 - 5) 特許第 957508 号: 極低温物質貯蔵用タンクにおける鋭角部の断熱構造.
 - 6) 特許第 957509 号: 球形ホルダーにおける鋭角部の断熱構造.
 - 7) 特開昭 55-93434: 曲面断熱パネル成形方法.
 - 8) 特開昭 55-93435: 断熱パネル成形方法.
-