

## Membrane Type LNG선의 3차원 정상상태 온도분포 및 BOR 계산 프로그램 개발에 관한 연구

송성욱\* · 이정혜\*\* · 전현필\* · 성부용\*\*\* · 김경근\*\* · 김성규\*\*

### A Study on the Three-Dimensional Steady State Temperature Distributions and BOR Calculation Program Development for the Membrane Type LNG Carrier

S. O. Song · J. H. Lee · H. P. Jun · B. Y. Sung · K. K. Kim · S. G. Kim

**Key words** : Boil off rate(증발률), Boil off gas(증발가스량), Heat flux(입열량), LNG(액화천연가스), Membrane type LNG carrier(멤브레인형 LNG선)

#### Abstract

This study is on the development of the computer program that calculates a 3-D hull temperature distribution and analyzes BOR(Boil off rate) to be important to the heat design of a membrane type LNG carrier. The quarter of a tank is taken as an calculation model. And the thermal conductivity of insulation is assumed to be the function of a temperature.

In the present steady state calculation, the temperature of LNG in a cargo tank is assumed to be  $-162^{\circ}\text{C}$  and the air temperature of a cofferdam, to be  $+5^{\circ}\text{C}$ . The lowest air temperature in compartments is calculated as  $21.39^{\circ}\text{C}$  under the USCG condition ( $T_{\text{air}} = -18^{\circ}\text{C}$ ,  $T_{\text{sw}} = 0^{\circ}\text{C}$ ) and B.O.R value is 0.0977%/day under the maximum boil-off condition, IMO IGC ( $T_{\text{air}} = 45^{\circ}\text{C}$ ,  $T_{\text{sw}} = 32^{\circ}\text{C}$ ), which satisfies the requirement by KOGAS.

The calculated temperature distribution over tank panels at each condition is maximum 3% less than GTT's results. From the results of this study, it can be concluded that the present design of LNG cargo tank satisfies the requirement by KOGAS.

\* 한국해양대학교 대학원(원고접수일 : 98년 8월)

\*\* 한국해양대학교

\*\*\* 산업기술정책연구소

기호설명

- A : 전열면적
- BOR : 증발률
- h : 열전달계수
- k : 열전도계수
- Q : 열량
- Tc : Compartment 내 공기의 평균온도
- T<sub>lng</sub> : 액화천연가스의 온도
- T<sub>ng</sub> : 천연가스의 온도
- Ts : 평판의 평균온도
- T<sub>lng</sub> : 화물탱크 최상부에서의 천연가스의 온도
- V : 체적
- γ : 액화천연가스의 증발잠열
- ρ<sub>l</sub> : 액화천연가스의 밀도

1. 서 론

일반적으로 메탄이 주성분인 액화천연가스(LNG)는 안전성이 높은 청정에너지로, 대기압 하에서 -162℃의 초저온 액체상태로 운반된다. 그러므로 수송 중 액화천연가스의 증발량을 억제하고 선체부재의 온도가 최저 허용 한계온도 이하로 강하되는 것을 방지하여야 하며, 이를 위해서는 LNG선 화물탱크의 구조 및 조립에 고도의 설계기술과 건조기술이 요구된다. 뿐만 아니라 LNG선 기본 열설계에 있어서 선박 운항시 화물저장설비의 온도분포를 미리 예측하고, 액화천연가스의 증발량을 산정하기 위한 단일 시스템의 평가도 매우 중요하다.

Moss type LNG선에 관한 선체 온도분포 및 BOR 산정에 관한 연구로는 국내외 다수의 문헌<sup>(3),(4)</sup>이 나타나 있으나, Membrane type LNG선의 단일 시스템에 관한 국내외 연구로는 알려진 문헌<sup>(6),(8)</sup>이 많지 않으며, LNG선 건조 조 선사들도 간이 해석법을 이용하고 있어, 선체 각 부의 온도분포 및 BOR 값의 정량적인 평가가 제대로 이루어지고 있지 않다고 판단된다. 본 연구에서는 국내외 LNG선 열설계기술의 공학적 발전을 통한 단일 시스템의 보다 나은 해석을 위하여 3차원 격자를 이용하여 단일재 내부, 선체 철판의 온도분포 및 각

Compartment 내 평균공기온도와 BOR 값을 계산할 수 있는 전산프로그램을 개발하였다.

2. 선체 온도 분포 계산

Fig. 1은 GT Membrane type LNG선의 개략적인 모형을 나타낸 것으로, 그림에서 보는 바와 같이 4개의 화물탱크가 있고 화물탱크 사이에는 선체부재가 허용온도 이하로 떨어지는 것을 방지하기 위하여 그 내부에 Heating coil이 설치된 Cofferdam이 설치되어 있다. 그리고 화물탱크를 살펴보면 선수로부터 2, 3번 화물탱크는 Cofferdam 사이에 두고 그의 종 방향 및 횡 방향으로 열적 경계조건이 대칭이 된다. 그런데 1, 4번 화물탱크는 2, 3번 화물탱크와는 달리, 엄밀히는 종 방향의 열적 경계조건을 대칭으로 볼 수 없으나, 선수 및 선미 양측이 Cofferdam을 사이에 두고 있고 횡단면의 크기에 큰 차이가 없기 때문에 대칭으로 가정하여도 된다고 판단된다.

따라서 본 연구에서는 Fig. 2에서 보는 바와 같이 Membrane type LNG선의 화물탱크 측 1/4과 Cofferdam 측 1/4을 수치계산모델로 취하여 계산

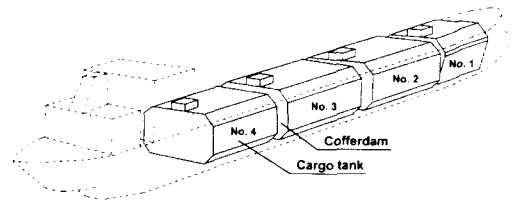


Fig. 1 Membrane type LNG carrier

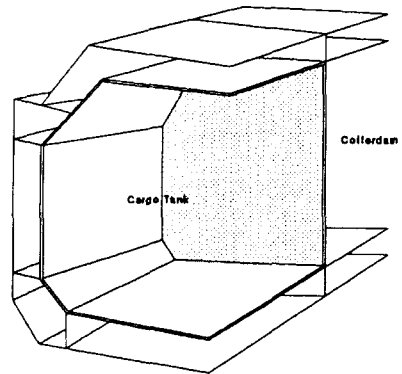


Fig. 2 Calculation model

하였다. 그리고 Membrane type LNG선 선체에 있어서는 선체 평판에 부착된 휨(Fin)모양의 각종 보강재의 영향과 화물탱크에 있어서는 1, 2차 Membrane과 1, 2차 단열재 상자 및 선체 평판 사이의 접촉의 정도에 따른 접촉저항의 영향을 무시하여 계산하였다. 또한, 실제 단열재의 구조는 공장에서 제작된 단열재 Box들이 볼트, 너트 및 접착제에 의해 부착되어져 있어 매우 복잡한 구조를 가지고 있으나 본 연구에서는 이를 단순화시켜 계산에 이용하였다.

Fig. 3과 Table 1은 본 연구에서 채용한 Fig. 2의 계산모델에 대하여 선체의 크기를 나타낸 것으로서, 화물탱크의 크기는 대략 19.2m × 26.1m × 18.3m이고, Cofferdam의 크기는 19.2m × 26.1m × 1.4m이며, Comp. 1, 2, 3, 4, 5는 각각의 선체 평판으로 구획지워진 Compartment의 번호를 나타낸다. Table 1에서 Z<sub>1</sub>과 Z<sub>2</sub>는 화물탱크와 Cofferdam에 있어서 z 방향으로의 길이를 나타낸다.

Fig. 4는 Fig. 2의 계산모델에 있어서 화물탱크와 Cofferdam 사이의 평판에 적용된 3차원 격자

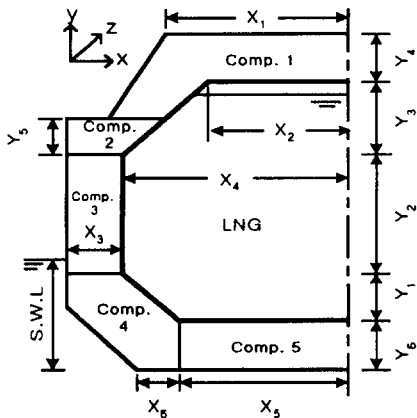


Fig. 3 Quarter dimensions of LNG tank

Table 1 Dimensions(×10<sup>3</sup>mm)

X <sub>1</sub>	13.80	Y <sub>1</sub>	3.35
X <sub>2</sub>	11.40	Y <sub>2</sub>	14.95
X <sub>3</sub>	2.30	Y <sub>3</sub>	7.80
X <sub>4</sub>	19.20	Y <sub>4</sub>	1.50
X <sub>5</sub>	15.50	Y <sub>5</sub>	4.50
X <sub>6</sub>	3.00	Y <sub>6</sub>	3.10
Z <sub>1</sub>	18.30	Z <sub>2</sub>	1.40

를 나타내고, Fig. 5는 Fig. 4의 다층평판 중에서도 'A'와 같은 모서리 부분에서의 삼각형 격자를 나타낸 것이다. Fig. 2의 계산모델에 있어서 화물탱크의 저면과 Cofferdam 측의 평판이 교차하는 부분의 3차원 격자를 Fig. 6에 나타내었다.

본 연구에서는 선체 평판의 두께를 18mm로 모두 균일하게 두고 이의 열전도계수 k는 45w/m℃<sup>(4)</sup>, 1차와 2차 단열재의 두께는 각각 250mm, 300mm로 설정하였으며 열전도계수는 0.04w/m℃<sup>(5)</sup>, 1, 2차 Membrane의 두께는 각각 4mm로 하고 이의 열전도계수는 23w/m℃<sup>(6)</sup>로 하여 계산에 이용하였다. 그리고 LNG의 밀도와 증발잠열은 각각 425kg/m<sup>3</sup>, 510kJ/kg<sup>(5)</sup>으로 두었으며, 화물탱크 내부의 액화천연가스의 온도는 -162℃, 화물탱크

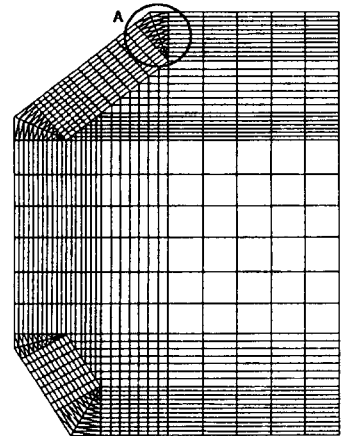


Fig. 4 Meshes of multi-panel toward cofferdam

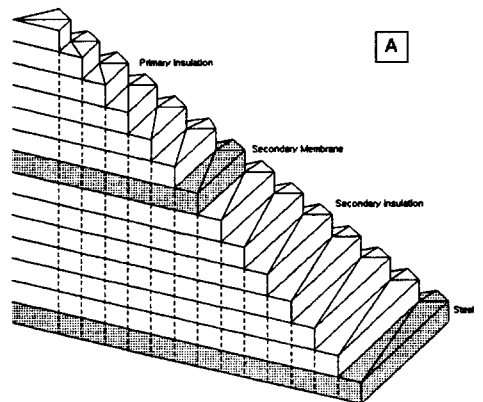


Fig. 5 Triangle meshes

최상부의 천연가스온도는  $-158^{\circ}\text{C}$ , Cofferdam 내의 공기온도는  $+5^{\circ}\text{C}$ 로 일정하게 가열된다고 가정하였고, 선속은 17 knot로 두고 계산하였다. 또한, 선체 저면으로부터 해수면까지의 높이는 10.0m, 화물탱크 내 LNG의 Filling ratio는 98.0%로 가정하여 계산하였다.

생성항이 없는 정상 3차원 열전도 방정식은 식(1)과 같고, 식(1)에서 좌변의 각 항은 x, y, z 방향으로의 온도변화에 따른 출입열량을 나타낸다.

$$\frac{\partial}{\partial x} \left( k \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( k \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( k \frac{\partial T}{\partial z} \right) = 0 \quad (1)$$

식(1)을 Fig. 7에 나타낸 것과 같은 제어체적에 대하여 제어체적법을 이용하여 이산화한 식은 아래와 같다.

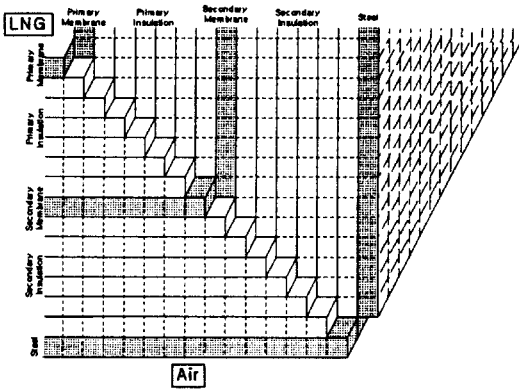


Fig. 6 Meshes of multi-panel

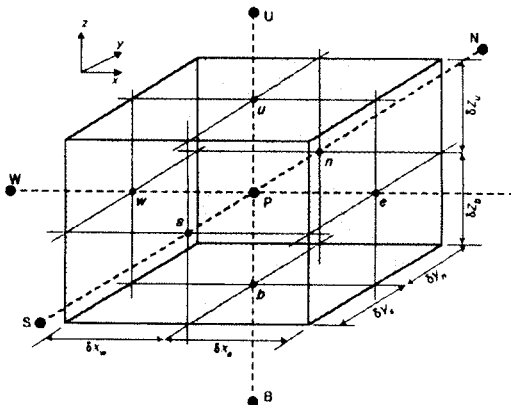


Fig. 7 Positions of nodal points

$$a_P T_P = a_E T_E + a_W T_W + a_N T_N + a_S T_S + a_U T_U + a_B T_B \quad (2)$$

$$a_E = k_e \frac{\Delta y \Delta z}{\Delta x_e}, \quad a_W = k_w \frac{\Delta y \Delta z}{\Delta x_w},$$

$$a_N = k_n \frac{\Delta x \Delta z}{\Delta y_n}, \quad a_S = k_s \frac{\Delta x \Delta z}{\Delta y_s},$$

$$a_U = k_u \frac{\Delta x \Delta y}{\Delta z_u}, \quad a_B = k_b \frac{\Delta x \Delta y}{\Delta z_b},$$

$$a_P = a_E + a_W + a_N + a_S + a_U + a_B$$

그리고 복합 재료에 관한 생성항이 없는 정상 해석에서 열전도계수 ke 값은 아래와 같은 식을 사용하였다.<sup>11)</sup>

$$k_e = \left( \frac{1-f_e}{k_P} + \frac{f_e}{k_E} \right)^{-1} \quad (3)$$

여기에서 보간계수 fe는 거리의 향으로 정의된 비율로 다음과 같다.

$$f_e = \frac{\text{Distance (Point e - Point E)}}{\text{Distance (Point P - Point E)}} \quad (4)$$

식(2)에서 전열면적이 A인 경계면에서의 열플럭스가 열전달계수 h와 주위의 유체 온도 Th로 주어질 때류 경계조건에 대하여서는 아래 식을 적용하였다.

$$q = hA(T_P - T_h) \quad (5)$$

그리고 Fig. 2에서 보는 바와 같이 선체 외측의 고온 유체인 해수 및 대기와 LNG선 탱크내의 저온 유체인 LNG의 온도 구배에 의하여 LNG선의 밀폐공간인 Compartment 내에서는 3차원의 자연대류가 일어난다. 그러나 밀폐공간 내의 체적이 매우 크고 유체와 밀폐공간을 형성하는 선체평판 사이의 온도 구배가 적을 경우에는 밀폐공간내의 유체의 온도 구배는 그렇게 크지 않다고 판단되므로 본 계산에서는 Compartment 내 온도분포를 대표온도로서 균일하다고 간주하고 계산을 수행하였다.

따라서, 정상상태 하에서는 밀폐공간인 Compartment 내의 평균 공기온도와 이를 구성하는 각각의 평판을 통과하는 열량이 항상 일정하고, 총열량의 합은 식(6)과 같이 체로(0)가 되므로, 식(7)과

같이 Compartment 내 공기의 평균온도를 구할 수 있다. 여기에서  $h_i$  및  $A_i$ 는 각 평판 격자의 대류 열전달계수와 전열면적을 나타내고,  $T_c$ 는 Compartment 내 공기의 평균온도를,  $T_{s_i}$ 는 각 평판 격자의 온도를 나타낸다.

$$\sum Q_i = \sum h_i A_i (T_c - T_{s_i}) = 0 \quad (6)$$

$$T_c = \frac{\sum h_i A_i T_{s_i}}{\sum h_i A_i} \quad (7)$$

또한, 화물탱크 내 LNG가 접하는 Primary membrane에 있어서 침입 열량은 모두 LNG의 증발잠열에 이용된다고 가정하였고, 천연가스가 접하는 탱크 상부의 침입열량은 증발기체인 천연가스의 온도변화인 현열로만 이용된다고 가정하였으며, LNG 표면과 천연가스가 접하는 1차 Membrane 사이의 복사열교환은 무시하였다. 그리고 화물탱크 상부의 증발한 천연가스의 온도는 아래 식과 같이 액표면으로부터의 수직거리  $x$ 에 따른 지수함수의 형태로 사용하였다. 여기에서 상수  $T_{lng}$ 는 LNG의 온도 - 162℃이며,  $T_{lng}$ 는 화물탱크 최상부에서의 천연가스의 온도를 나타낸다.

$$T_{ng} = C e^k \quad (8)$$

$$C = T_{lng}, \quad k = x \ln\left(\frac{T_{lng}}{T_{lng}}\right)$$

대기 및 해수에 접하고 있어 강제대류에 의하여 열전달이 이루어지는 선체 외측에서의 강제대류 열전달계수는 기본적으로  $Re$  수 및  $Pr$  수의 함수로 유체의 속도와 대류길이 및 유체의 물성치에 의하여 계산되어질 수 있다. 그러나 선체 내측의 자연대류가 일어나는 부분에서의 자연대류 열전달계수는  $Gr$  수의 함수로 유체가 접촉하는 벽면의 온도 및 유체의 온도에 연관되어 있기 때문에 이를 계산하기 위하여서는 반복계산이 필요하다. 또한 선체평판의 온도분포를 수치계산하기 위하여서는 수치계산상의 경계조건에 해당하는 미지의 값인 전열면의 표면온도나 표면에서의 대류 열전달계수를 알아야 한다.

이러한 점에 비추어 본 연구에서는 자연대류가 일어나는 Compartment내 및 탱크 상부의 수평강판에 대하여 McAdams의 실험식인 식(9)<sup>4)</sup>을, 또

한 Compartment내 수직평판에는 Wanner의 실험식인 식(10)<sup>4)</sup>을 이용하여 대류 열전달계수를 계산하였으며, 선박의 항행에 의하여 강제대류가 일어나는 선의 측벽에 대하여서는 Whitaker의 실험식인 식(11)<sup>4)</sup>을 이용하여 대류 열전달계수를 계산하였다.

$$Nu = 0.14 (Gr Pr)^{1/3} \quad (9)$$

$$Nu = 0.10 (Gr Pr)^{1/3} \quad (10)$$

$$Nu = 0.029 Re^{0.8} Pr^{0.43} \quad (11)$$

Fig. 8은 본 연구에서 개발한 프로그램의 흐름도를 나타낸다. 먼저, 입력 데이터로서 대기 및 해수의 온도, Cofferdam 내 공기의 평균온도와 화물탱크 최상부의 천연가스 온도를 입력하면, 화물탱크 내 기상부의 온도를 높이에 따라 계산하고 각각의

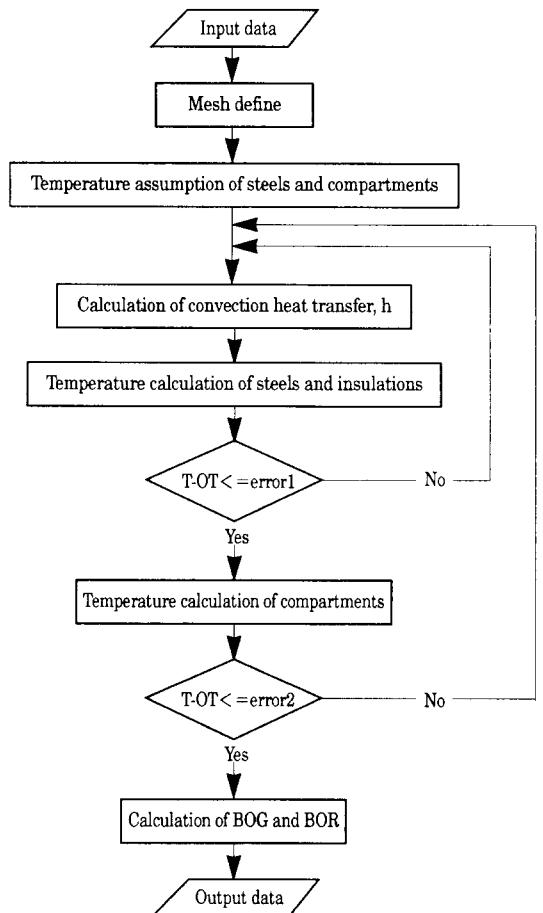


Fig. 8 Flow chart

선체 평판과 1, 2차 단열재 및 1, 2차 Membrane을 3차원 계산 격자로 모델링한다. 다음으로 가정한 평판 및 단열재와 밀폐공간의 온도로부터 대류 열 전달계수  $h$ 를 온도의 함수로 계산하고 각 선체 평판 및 3차원 단열재 층의 온도분포를 계산하여 선체 평판 및 단열재 층의 온도분포가 식(12)와 같은 수렴조건을 만족할 때까지 이전의 계산과정을 반복하여 수행한다. 여기에서  $T_i$ 는 계산된 격자의 온도를 나타내고,  $T_{oi}$ 는 이전 값을 나타내며  $N_i$ 는 총 격자의 개수를 나타낸다.

$$0.0001 \geq \frac{\sum |T_i - T_{oi}|}{\sum T_i} \quad (12)$$

그리고 반복 계산하여 얻은 각 평판의 온도로부터 각각의 Compartment 내 공기의 평균온도를 계산하고, 이의 값을 가정한 값과 비교하여 Compartment 내 공기의 평균 온도가 식(13)과 같은 수렴조건을 만족할 때까지 이전의 과정을 반복하여 계산한다. 여기에서  $T_{ei}$ 는 새로이 계산된 값을 나타내고  $T_{hoi}$ 는 이전에 계산된 값을 나타낸다.

$$0.0000001 \geq \sum |T_{hi} - T_{hoi}| \quad (13)$$

끝으로 선체 평판과 단열재 층 내의 각 격자 및 밀폐공간의 온도가 모두 일정한 값으로 수렴하면 화물탱크를 통한 침입열량 및 BOG(Boil off gas, kg/hr)를 계산하고, 이로부터 식(14)와 같이 하루 동안 증발한 LNG를 총화물량으로 나눈 BOR(Boil off rate, %/day) 값을 계산한다. 여기에서  $Q_i$ 는 화물탱크로 들어오는 총침입열량을,  $\gamma$ 는 LNG의 증발잠열을,  $\rho_l$ 은 LNG의 밀도를,  $V$ 는 화물탱크 내 LNG의 체적을 나타낸다.

$$BOR = \frac{24 \sum Q_i}{\rho_l V} \times 100 \quad (14)$$

### 3. 해석결과

외부 계산조건으로 대기 및 해수의 온도는 선체의 저온취성을 고려한 USCG(United states coast guard)<sup>9)</sup>조건인 대기온도  $T_{air} = -18^\circ\text{C}$ , 해수온도  $T_{sw} = 0^\circ\text{C}$ 와 IMO IGC 코드<sup>10)</sup>의 적도지방에서

BOR 최대 증발조건인  $T_{air} = 45^\circ\text{C}$ ,  $T_{sw} = 32^\circ\text{C}$  및 HJ 중공업에서 건조되어 현재 운항중인 GT Membrane type LNG선의 인도네시아 항로에 있어서 평균온도인  $T_{air} = 28^\circ\text{C}$ ,  $T_{sw} = 29^\circ\text{C}$ 로 두었고, 각 계산조건에서 Cofferdam 내 공기의 온도는 실항로의 경우를 제외하고는  $5^\circ\text{C}$ 로 일정하다고 가정하여 계산하였다. 실항로의 경우에는 실운항에서 Cofferdam 내의 온도분포를 평균한 공기온도인  $7^\circ\text{C}$ 로 하여 계산하였다.

화물탱크와 Cofferdam의 주위에 위치한 각 Compartment의 위치( $T_{t1} \sim T_{t5}$ ,  $T_{c1} \sim T_{c5}$ )를 Fig. 9에 표시하였으며, 각 조건에 따른 계산결과로서 화물탱크 측 Compartment 내 공기의 온도를 Table 2에 나타내었고 Cofferdam 측 Compartment 내 공기의 온도를 Table 4에 나타내었다.

Table 2에 나타낸 것처럼 저온조건인  $T_{air} = -18^\circ\text{C}$ ,  $T_{sw} = 0^\circ\text{C}$ 에서는 Compartment  $T_{t1}$ 이  $-21.39^\circ\text{C}$ 로 가장 낮은 온도분포를 나타내고 있으며,  $T_{air} = 45^\circ\text{C}$ ,  $T_{sw} = 32^\circ\text{C}$ 에서는 Compartment  $T_{t2}$ 가  $39.12^\circ\text{C}$ 로 가장 높은 온도분포를 나타내며, 실운항 조건인  $T_{air} = 28^\circ\text{C}$ ,  $T_{sw} = 29^\circ\text{C}$ 에서는 화물탱크 측 Compartment  $T_{t1} \sim T_{t5}$ 까지의 평균 공기온

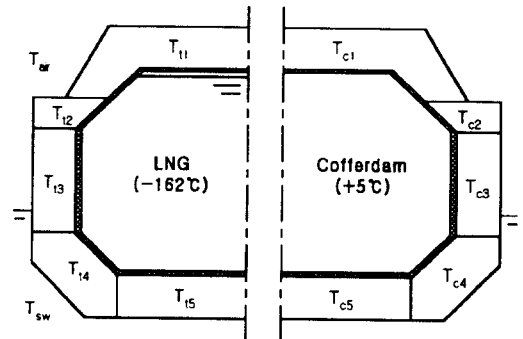


Fig. 9 Positions of each compartment

Table 2. Air temperature within compartment (Tank side)

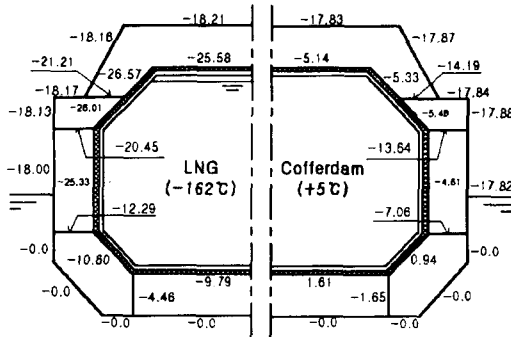
	Cal. con.		$T_{t1}$	$T_{t2}$	$T_{t3}$	$T_{t4}$	$T_{t5}$
	$T_{air}$ ( $^\circ\text{C}$ )	$T_{sw}$ ( $^\circ\text{C}$ )					
USCG	-18	0	-21.39	-20.86	-20.02	-4.35	-4.65
IMO IGC	45	32	38.67	39.12	36.67	29.00	25.84
Real voyage	28	29	22.42	22.93	21.57	25.25	23.03

도는 대략 21~25℃정도이다. Cofferdam 측의 Compartment 온도는 Table 3에 나타낸 것과 같이 USCG 조건에서는 T<sub>c2</sub>가 -13.75℃로 가장 낮고, IMO IGC 조건에서는 T<sub>c1</sub>이 33.73℃로 가장 높으며, 실운항 조건의 온도분포는 대략 20~24℃ 정도이다.

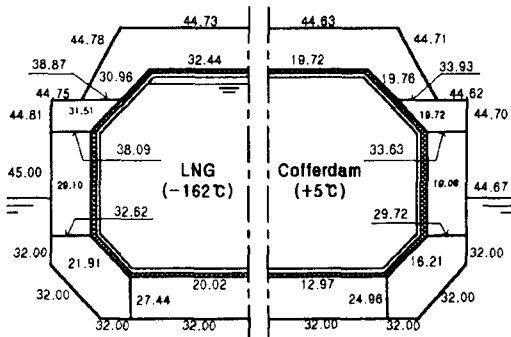
Fig. 10~Fig. 12는 USCG 저온조건, IMO IGC 조건과 실운항항로에 있어서의 스틸 평판의 평균적인 대표온도분포를 나타낸 것으로, 선체의 저온

**Table 3. Air temperature within compartment (Cofferdam side)**

	Cal. con.		T <sub>c1</sub>	T <sub>c2</sub>	T <sub>c3</sub>	T <sub>c4</sub>	T <sub>c5</sub>
	T <sub>air</sub> (°C)	T <sub>sw</sub> (°C)					
USCG	-18	0	-13.45	-13.75	-12.27	-1.45	-0.85
IMO IGC	45	32	33.73	33.52	32.59	27.02	22.59
Real voyage	28	29	21.57	21.37	21.02	24.20	20.93



**Fig. 10 Temperature distribution of steel plate (T<sub>air</sub> = -18°C, T<sub>sw</sub> = 0°C)**



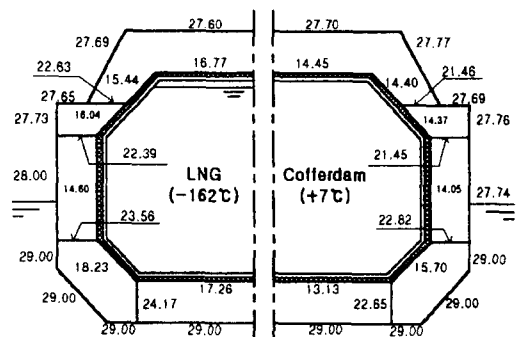
**Fig. 11 Temperature distribution of steel plate (T<sub>air</sub> = 45°C, T<sub>sw</sub> = 32°C)**

취성과파괴 등으로 인한 선박의 안전성 문제가 우려됨에 따라 USCG 저온조건에서의 선체 온도분포를 살펴보면 전술한 바와 같이 T<sub>c1</sub>을 구성하고 있는 화물탱크의 스틸 평판의 온도도 -26.57℃로 가장 낮은 스틸 평판의 온도를 포함하여 대체로 낮은 온도분포를 보여주고 있다. 반대로, IMO IGC 조건에서는 온도가 39.12℃로 가장 높은 Compartment T<sub>c2</sub>를 구성하고 있는 화물탱크의 스틸 평판의 온도도 44.81℃로 가장 높은 온도를 포함하여 대체로 높은 온도분포를 보여준다.

그리고 실운항 항로에 있어서 화물탱크 측 스틸 평판의 온도는 대략 14~29℃정도의 온도분포를 보여주고 있으며, 화물탱크 측에서 가장 낮은 평판 온도는 14.60℃정도이고 Cofferdam 측은 대략 13~29℃정도의 온도분포를 보여주고 있다. 또한 선체 외판의 온도를 살펴보면 대기에 접한 평판은 대기온도와 0.3~0.4℃정도의 차이를 보이고 있으나 해수에 접하고 있는 평판은 해수의 온도와 동일한 온도분포를 나타낸다.

Fig. 13은 화물탱크와 Cofferdam 사이에 존재하는 다층평판에 있어서 단일재의 온도분포를 나타낸 것으로, Cofferdam 측의 온도 +5℃에서 탱크 내부의 LNG 온도 -162℃까지의 온도변화를 보여준다.

Table 4는 상기의 세 조건에서 계산된 총열량과 BOR 값을 나타내고 있는데, 한국가스공사에서는 현재 LNG선의 경우 운항 중 BOR 값을 일일 평균 0.15%이하로 규정하고 있다<sup>9)</sup>. 따라서 본 계산에서의 BOR 값을 살펴보면, IMO IGC 코드의 최대



**Fig. 12 Temperature distribution of steel plate (T<sub>air</sub> = 28°C, T<sub>sw</sub> = 29°C)**

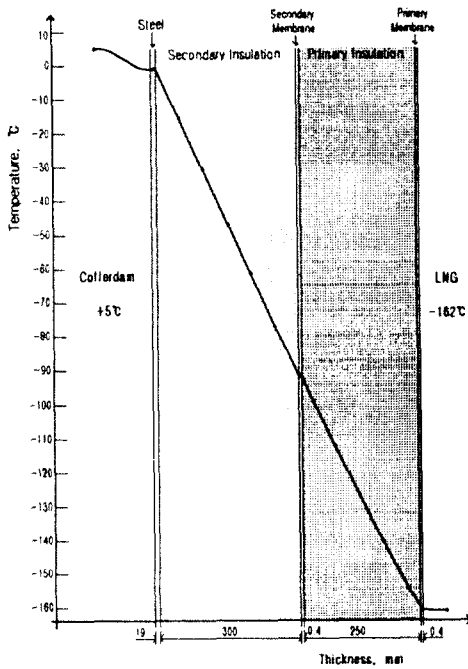


Fig. 13 Temperature distribution from cofferdam to cargo tank

Table 4. Heat flow and BOR in each conditions

Calculation condition	T <sub>air</sub>	-18℃	45℃	28℃
	T <sub>sw</sub>	0℃	32℃	29℃
Heat flow(kw)		16.318	18.972	18.469
BOR(%/day)		0.0863	0.1003	0.0977

Table 5. BOR on the real voyage(H Heavy Ind. 1997 year)

Voyage No.	T <sub>air</sub> (℃)	T <sub>sw</sub> (℃)	Average BOR (%/day)	Voyage No.	T <sub>air</sub> (℃)	T <sub>sw</sub> (℃)	Average BOR (%/day)
1	26	25	0.087	10	29	28	0.089
2	27	26	0.129	11	29	28	0.081
3	27	27	0.117	12	28	27	0.136
4	28	27	0.129	13	28	27	0.075
5	29	28	0.100	14	28	27	0.114
6	27	27	0.120	15	28	28	0.084
7	29	28	0.099	16	29	28	0.080
8	29	28	0.106	17	28	27	0.089
9	28	29	0.104	18	27	26	0.107
Total average BOR				0.1025 %/day			

증발조건에서는 BOR 값이 약 0.1003 %/day로 KOGAS에서 요구하는 0.15%/day보다 훨씬 낮은 값을 나타낸다. 그리고 실운항 조건에서의 BOR 값도 전술한 HJ 중공업에서 건조한 LNG선의 실운항시 BOR 값을 나타낸 Table 5의 운항시의 BOR 값인 0.075~0.136%/day의 분포값과 비교하여 보면 대체적으로 잘 일치함을 알 수 있다. Table 6은 실운항 계산 조건에서 각 Compartment로부터 화물탱크 측으로 유입되는 열량을 나타낸 것으로, 전열면적이 가장 큰 Cofferdam 측에서 유입되는 열량이 약 6.4kw 정도로 가장 크다. 그리고 T<sub>t1</sub>에서 침입하는 열량이 약 1.0kw 정도로 가장 적은 이유는 최상부의 천연가스가 접하는 부분은 침입열량이 LNG의 증발에는 사용되지 않으므로 나타내지 않았기 때문으로 보여진다.

Fig. 14는 본 계산의 타당성을 입증하기 위하여 타 계산 결과와 비교한 그림으로, 현재 국내 LNG선 건조 조선사들은 LNG선에 대한 기술을 보유하고 있는 프랑스의 GTT사로부터 기술적 자문을 얻어 LNG선을 건조하고 있는 실정이다. 따라서 Fig. 14는 이러한 GTT사에서 개발하여 사용하고 있는 계산프로그램의 결과와 본 계산프로그램에서 계산한 결과를 비교한 것으로 Compartment의 온도는 1.0~4.0℃정도의 차를 보이며, 각 평판의 온도는 약 0.01~5.0℃의 차를 보이는데, 상부보다는

Table 6. Heat flow on the T<sub>air</sub>=28℃, T<sub>sw</sub>=29℃

	T <sub>t1</sub>	T <sub>t2</sub>	T <sub>t3</sub>	T <sub>t4</sub>	T <sub>t5</sub>	coeff.
Heat duty (kw)	1.060	1.008	4.148	1.358	4.433	6.461

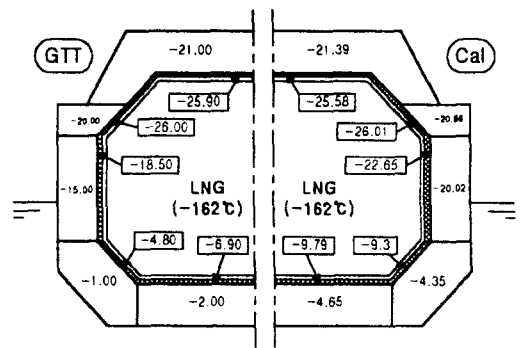


Fig. 14 Comparison of present results and GTT's (T<sub>air</sub> = -18℃, T<sub>sw</sub> = 0℃)



하부에서의 온도 차이가 크게 나타난다. 이러한 차이는 계산 모델의 차이와 계산 방법의 차이로 판단되어지나 이는 최대 3% 미만의 온도차로서 대체적으로 온도가 잘 일치하고 있음을 알 수 있다.

#### 4. 결 론

본 연구에서는 GT Membrane type LNG선의 열설계에 있어서 중요한 3차원 선체 온도분포 해석을 위한 프로그램을 개발하였다. 본 연구에서 얻은 결론을 요약하면 다음과 같다.

- 1) LNG선의 3차원 정상상태 선체 온도분포와 Compartment 내의 공기 온도분포를 미리 예측할 수 있는 프로그램을 개발하였다.
- 2) 본 계산 프로그램을 통하여 탱크 각 부의 온도분포 및 침입열량을 계산할 수 있었다.
- 3) Table 5에 나타난 것과 같이 IMO IGC 코드의 최대증발조건에서 계산한 BOR 값이 KOGAS에서 요구하는 0.15%/day 이하임을 확인하였다.
- 4) GTT사에서 계산한 Data와 비교한 결과 측면과 하반부의 철판 온도에서 다소 차이를 보이나 이는 최대 3% 미만의 온도차이므로 본 프로그램의 타당성을 입증할 수 있다.

본 연구에서 개발한 정상상태 프로그램의 계산 결과 데이터는 실제 운항 중 발생하는 Cool down 시 선체 및 단열재가 보유하고 있는 열용량의 평가 및 해수 및 대기온도가 변화하는 비정상상태에서의 선체 온도분포 및 증발량 산정을 위한 기초 데이터로서 사용될 수 있을 것으로 판단된다.

끝으로 본 연구는 산업자원부의 공업기반기술 과제(공고번호 : 961-15-1)로서 태양기전, (사)한국선급 및 삼성중공업과 공동으로 수행되고 있음을 밝히며, 관계자 여러분에게 심심한 사의를 표하는 바이다.

#### 참고문헌

1. 이재현 역, 1988, "열전달 및 유체유동 수치해법", 대한교과서, pp.27~90
2. Alexander S. Adorjan, 1991, "Heat Transfer in LNG Engineering", Hemisphere Publishing Co., pp.1~48
3. 천병일, 김용모, 김경근, 1994, "MRV형 LNG선의 선체온도분포 및 증발률 산정에 관한 연구", 대한기계학회 논문집, 제18권 4호, pp. 986 - 996
4. 서정운 역, 1988, "전열공학", 최중당, pp.24~113
5. 日本機械學會編, 1986, "流體熱物性值集", 日本機械學會, pp.163~488
6. (사)한국선급, 1997, "Membrane Type LNG탱크의 열설계 소프트웨어 개발(최종보고서)", pp.1~59
7. 김용모, 고상철, 천병일, 김경근, 1993, "초저온 LNG선의 열설계에 관한 연구, 한국박용기관학회 논문집, 제17권, 제4호, pp.227~236
8. 김경근 등, 1997, "Steady State Thermal Calculation of Membrane Type LNG Carrier", 산자부, 공기관 1차년도 중간보고서, pp.7~57
9. (사)한국선급, 1998, "KR-RULES & KR-TRAS"
10. IMO, 1993, "IGC CODE-International Code for the Construction and Equipment of Ships Carrying Liquefied Gases in Bulk", London

**저 자 소 개**



**김경근(金京根)**

1952년 10월생. 1974년 한국해양대학교 해사대학 기관공학과 졸업. 1976년 한국해양대학교 대학원 기관공학과 졸업(석사). 1979년 일본 동경대학 대학원 기계공학부 졸업(석사). 1985년 일본 동경대학 대학원 기계공학부 졸업(박사). 1979년~1986년 한국해양대학교 선박기계공학과 교수. 1986년~현재 한국해양대학교 기관시스템공학부 교수. 1994년~현재 조선 해양기자재 지역컨소시엄 사업단장, 박용기관학회 평의원, 대한기계학회 평의원.



**이정혜(李貞惠)**

1975년 1월생. 1997년 한국해양대학교 이공대학 냉동공조공학과 졸업. 1999년 한국해양대학교 대학원 냉동공조공학과 졸업(석사).



**송성욱(宋成五)**

1946년 3월생. 1971년 한국해양대학교 해사대학 기관공학과 졸업. 1986년 한국해양대학교 대학원 박용기계공학과 졸업(석사). 1977년~현재(사) 한국선금, 부장. 1997년~현재 한국해양대학교 대학원 기관공학과 박사과정 재학중.



**전현필(田顯弼)**

1951년 3월생. 1972년 한국해양대학교 해사대학 기관공학과 졸업. 1996년 한국해양대학교 해사산업대학원 해사공학과 졸업(석사). 1986년~현재 우일상운 상무이사. 1997년~현재 한국해양대학교 대학원 기관공학과 박사과정 재학중.



**김성규(金性奎)**

1952년 3월생. 1974년 한국해양대학교 해사대학 기관공학과 졸업. 1990년 부산수산대학교 대학원 냉동공학과 졸업(석사). 1997년 부경대학교 대학원 냉동공학과 졸업(박사). 1986년~현재 한국해양대학교 운항시스템공학부 부교수.



**성부웅(成富鏞)**

1961년 9월생. 1984년 한양대학교 공과대학 기계공학과 졸업. 1986년 한양대학교 대학원 기계공학과 졸업(석사). 1998년 홍익대학교 대학원 기계공학과 졸업(박사). 1986년~1989 한국기계연구소 연구원. 1989년~현재 산업기술정책연구소 선임연구원.