

〈論 文〉

# MRV형 LNG선의 선체온도분포 및 증발률 산정에 관한 연구

천병일\* · 김용모\*\* · 김경근\*\*\*

(1993년 10월 11일 접수)

## A Study on the Computation of Hull Temperature Distribution and Boil off Ratio of MRV Type LNG Carrier

Byung Il Chun, Yong Mo Kim and Kyung Kun Kim

**Key Words :** LNG(액화천연가스), LNG Carrier(LNG선), Hull Temperature Distribution (선체온도분포), Spiral Generation Insulation(SG 단열방식), Panel Insulation(판넬단열방식), BOR(증발률)

### Abstract

Insulation system of LNG carrier has made important roles such as maintaining a proper Boil off Ratio(BOR) for the cargo and avoiding the excessive low temperature of the adjacent inner hull beyond the permissible limit. At the same time, safety and economy of the LNG transportation by the ship are connected with the performance of the insulation system. Also, thermal insulation system of LNG carrier is one of the most advanced technique with the structure analysis of tank, welding, and assembling. In this study, a computer program is developed to calculate the hull temperature distribution and BOR, which are important factors in thermal design for the Moss Rosenberg Verft spherical tank type LNG carrier. Detailed results for hull temperature distribution close to LNG tank, BOR and the thickness effect of insulation material are reported in this paper in the range of standard design sea condition.

### 기 호 설 명

$A$ : 면적( $m^2$ )	$U$ : 열관류율( $kw/m^2C$ )
$BOR$ : 증발률(%/day)	$V$ : 체적( $m^3$ )
$Cp$ : 정압비열( $kJ/kgC$ )	$W$ : 화물량( $kg/hr$ )
$Gr$ : Grashof 수	$\gamma$ : 증발잠열( $kJ/kg$ )
$h$ : 열전달계수( $kw/m^2C$ )	$\rho$ : 밀도( $kg/m^3$ )
$k$ : 열전도계수( $kw/mC$ )	$a$ : 공기
$Nu$ : Nusselt 수	$Leak$ : 누설량
$Pr$ : Prandtl 수	$g$ : 기상
$Q$ : 열량( $kw$ )	$nh$ : 북반구
$T$ : 온도( $C$ )	$h$ : 밀폐공간
	$sk$ : 스킨트
	$i, j, k$ : 임의의 절점
	$sh$ : 남반구
	$l$ : 액상

\*정회원, 한국해양대학교 대학원 기계공학과  
\*\*정회원, 한국열유체산업  
\*\*\*정회원, 한국해양대학교 기관공학과

sw : 해수

## 1. 서 론

70년대와 80년대의 1, 2차 석유파동 이후 전세계적으로 태양열, 원자력, 석탄, 천연가스 등과 같은 대체에너지에 대한 기술개발이 적극적으로 추진되고 있다. 또한 석탄과 석유와 같은 화석연료의 사용으로 인한 이산화탄소의 급증은 지구 온난화현상의 원인으로 인식됨에 따라 청정에너지에 대한 수요가 점차 증가하고 있다. 액화천연가스(liquefied natural gas, LNG)는 청정에너지로서 발열량에 대한 이산화탄소의 발생비율이 비교적 적고, 연소시 오염물질의 발생이 비교적 적어 국내에서도 그 사용이 점차 증가되고 있는 실정이다.

액화천연가스는 천연가스를 생산지에서 유황, 탄산, 수분 등 제반불순물을 제거한 후 냉각, 액화한 것으로 이의 조성은 Table 1에서 보는 바와 같이 생산지에 따라 약간씩 차이가 있으나 90~99%이상의 메탄과 미소량의 에탄 및 프로판으로 된 파라핀계 저분자 탄화수소의 혼합물이며, 이의 화학적 물리적 특성은 메탄과 거의 동일 하다.<sup>(1)</sup> 1 m<sup>3</sup>의 천연가스를 1기압 상태에서 -162℃까지 냉각시키면 체적이 약 0.0017 m<sup>3</sup>으로 약 1/600로 감소됨으로 이의 대량수송이 가능하게 된다.

우리나라의 경우 액화천연가스의 도입량은 '87년 연간 200만톤의 LNG를 인도네시아에서 도입한 이래 '93년에는 420만톤, 그리고 2000년대에는 연간

1천만톤에 이를 것으로 전망됨에 따라,<sup>(2)</sup> 향후 상당수의 LNG선이 필요하게 될 것이고, 현재 이에 맞추어 각 조선사별로 LNG선의 건조가 진행되고 있다.

액화천연가스는 대기압상태에서 액화온도가 -162℃이기 때문에 LNG선의 화물탱크 온도를 초저온 상태로 유지시켜야 할 뿐만 아니라, 화물이 누설될 경우에는 선체의 취성파괴는 물론 폭발과 화재로 인한 엄청난 인적·물적피해를 초래하게 되므로 LNG선의 설계 및 건조시에는 일반선박과는 달리 특별한 기술과 주의를 요구하게 된다. 따라서 이러한 LNG선의 단열설계 기술은 탱크의 구조해석, 용접 및 조립기술과 더불어 LNG선의 건조시 가장 핵심이 되는 기술분야이다. LNG선에 관한 연구는 1950년경부터 LNG의 해상수송에 대한 논의가 시작되어, 1958년에 영국의 콘스톡(Constock)사가 설계하고 미국의 알라바마(Alabama)조선소에서 건조된 개조선인 메탄파이어나어(Methane Pioneer)호의 성공적인 운항에 의하여 본격적으로 시작되었다. 그 후 미국, 영국, 프랑스, 노르웨이 등 서구 조선선진국의 각 조선사별로 여러가지 형식의 LNG선에 대한 연구가 활발하게 진행되어 왔으며, 최근에는 LNG의 최대 수입국인 일본이 그 중심이 되어 더욱 활발히 연구가 진행되고 있다.

최근의 LNG선에 관련된 연구로는 MRV형 LNG선의 선체와 탱크의 구조 및 응력해석에 관한 永元 등<sup>(3,4)</sup>의 연구, 일본 미쓰비시(Mitsubishi)중공업이 중심이 되어 건조되고 있는 SG단열의 MRV형 LNG선의 탱크 단열구조 및 단열특성에 관한 中山 등<sup>(5,6)</sup>의 연구, 일본 카와사키(Kawasaki)중공업에서 개발된 SPB방식 구형 LNG선의 단열구조 및 FEM계산에 의한 선체 및 탱크의 구조 강도해석에 관한 藤谷 등<sup>(7,8)</sup>의 연구, TG Mark-I으로 단열시공된 모델탱크에 대한 실험으로 탱크에 냉(cold down)시 사용되는 분사노즐의 분무특성 예측, 탱크에 냉시의 탱크내 온도하강속도계산, 정상상태에서의 BOG(boil off Gas) 측정, 증발가스에 의한 탱크내 압력상승속도계산, 돔(dome)부에 있어서 파이프관통부의 응력해석 등에 관한 Watanabe 등<sup>(9)</sup>의 연구가 있다. 그리고 MRV형 LNG선을 대상으로 하여 파랑하중의 직접계산 및 통계처리기법에 바탕을 둔 파랑응력의 장기분포계산, LNG탱크의 피로파괴에 대한 안정성 평가, LNG탱크의 균열에 의한 누설량 추정과 선체온도

Table 1 Properties and composition of LNG

		Alaska	Brunei	Malaysia
Composition(%)	Methane	99.8	90.9	91.8
	Ethane	0.1	4.4	4.0
	Propane	0.0	3.1	2.7
	Others	0.1	1.6	1.5
Specific gravity of gas(air=1.0)		0.55	0.61	0.61
Boiling point (°C)		-162	-160	-160
Density of liquid(kg/m <sup>3</sup> )		425	465	451
Heat generation per unit mass	kcal/kg	13,300	13,000	13,100
	kcal/Nm <sup>3</sup>	9,530	10,670	10,520

분포에 관한 노 등<sup>(10~12)</sup>의 연구가 있다. 본 연구에서는 국내에서 최초로 건조중인 MRV형 LNG선을 대상으로 하여, 현재 제작 설치중인 단열시스템에 대한 열적평가를 하고, 선박의 외부조건에 따른 선체 각부의 온도분포와 증발을 등을 검토하였다.

## 2. MRV형 LNG선의 단열방식

Fig. 1은 MRV형 LNG선의 구형탱크의 횡단면을 나타낸 것으로 그림에서 보는 바와 같이 선체에 화물탱크가 직접접촉하는 것이 아니라, 원통의 스커트에 의하여 구형탱크가 독립적으로 지지되어져 있다. 탱크내부의 파이프타워(pipe tower)는 탱크 외부에서 가해지는 응력 및 내부화물의 자중에 의한 탱크의 변형과 크랙을 방지하기 위하여 설치되어져 있으며, 탱크상부는 복사열의 침입과 대기와

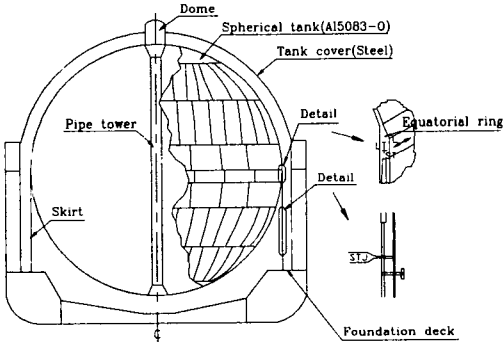


Fig. 1 Schema of the spherical tank

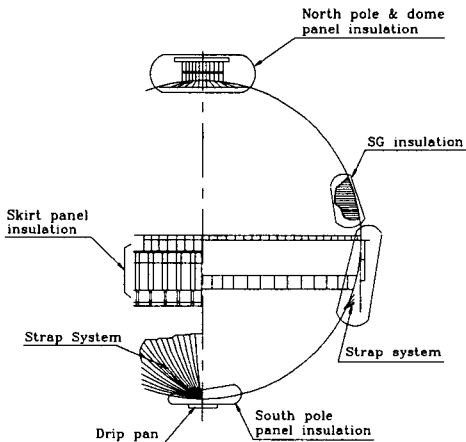


Fig. 2 General arrangement of the LNG tank insulation

의 직접적인 접촉에 의한 단열재의 손상을 피하기 위하여 강으로 된 탱크커버가 설치되어져 있다. 그리고 구형탱크의 단열재 시공은 알루미늄탱크를 육상에서 용접한 뒤 선박에 탑재한 후 행한다.

탱크의 단열은 Fig. 2에서 보는 바와 같이 판넬 단열방식(panel insulation)과 SG 단열방식(spiral generation insulation)에 의하여 시공된다. 일반적으로 지구모양과 같이 생각하여 구면중 단면반경이 4.5 m이하인 북반부와 남반부 및 스커트부와 돔(dome)부는 판넬 단열방식을 채용하고, 그외 나머지 부분 즉, 전구면의 약 85%정도는 SG 단열방식을 채용하고 있다. 그리고 구면의 하반구의 단열재는 표면에 부착한 스테인레스 판 스프링으로 구성된 스트랩시스템(strap system)에 의하여 스커트 벽면에 지지된다.<sup>(5)</sup>

Fig. 3는 구면에 시공되는 판넬 단열재(polystyrene, 약 1200 mm×1200 mm)를 나타내며 그림에서 보는 바와 같이 폴리스틸렌은 탱크로의 열침입을 방지하고, 글래스파이버 스크림(glassfibre scrim)이 단열층의 크랙을 방지하기 위하여 단열재 두께 방향의 중간부에 설치되어져 있다. 그리고 수평방향의 신축성을 고려하여 판넬중앙부에 수직방향으로 강화 폴리스틸렌(elastified polystyrene)이 설치

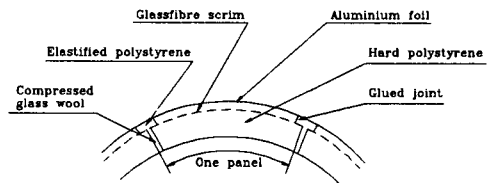
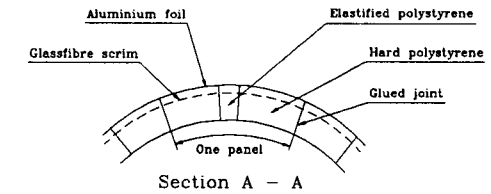
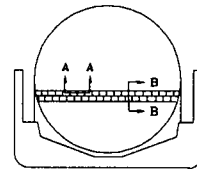


Fig. 3 Panel insulation

되어 있고, 수직방향의 신축성을 고려하여 판넬접합부의 저온측에 압축유리섬유(compressed glass wool)가 설치되어져 있다. 그리고 LNG선의 탱크를 지지하는 스커트부와 돔부의 단열방식은 Fig. 3의 판넬 단열방식에서 폴리스틸렌 중간부에 삽입된 글래스파이브 스크림을 제외하면 구면의 판넬 단열방식과 동일하다.

SG 단열방식은 육상공장에서 중간에 글래스스크림이 삽입된 1차 가공된 단열재인 폴리스틸렌(길이 약 3m, 두께 220 mm×폭 210 mm)을 야드(yard)에서 버트용접(but welding)에 의하여 비교적 상온측인 선체측에는 알루미늄호일(aluminium foil)을, 저온측인 탱크측에는 글래스파이브 스크림을 보강재로 부착하고 이를 열용착하여 띠모양으로 제작한다. 보강재를 부착한 단열재는 화물탱크위의 스피너(spinner boom)으로 이송되어 여기에 부착된 웰딩헤드(welding head)에서 열용착에 의하여 시공된다. 이 공법의 특징은 접착제를 사용하지 않고 폴리스틸렌의 열가소성을 이용하여 시공하므로 시공이 간단하고 공사기간이 짧은 데 있다. Fig. 4는 SG 단열재의 단면을 나타내며 그림에서 보는 바와 같이 알루미늄호일은 단열재의 보강, 기계적 열절보호재, 단열재 자체 및 스프레이셴드(spray shield)의 역할을 하며, 폴리스틸렌은 탱크로의 열침입을 방지하고, 상온측과 저온측의 중간에 삽입된 글래스스크림(crack barrier)은 단열재를 관통하는 크랙을 방지한다. 그리고 고강도의 글래스스크림(cold side reinforcement)이 저온측 단열재의 길이 방향으로 매입되어 있으며 저온상태에서 단열재에 가해지는 수축응력을 완화시킨다.

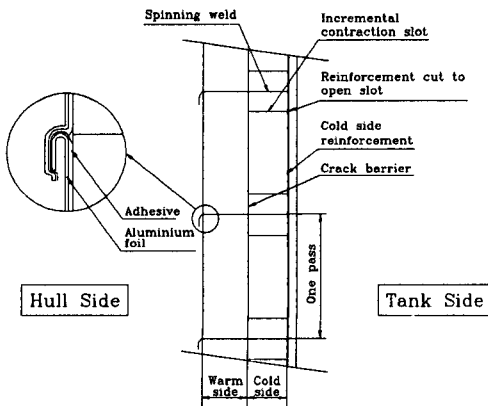


Fig. 4 Log material cross section

그런데 단열재는 LNG선의 탱크위에 밀착시공되지 않고 약간의 공간을 두어 질소가스를 주입한다. 이와 같이 시공하는 이유는 만약 탱크에 어떠한 요인으로 소규모의 균열이 생겨 LNG가 누설될 경우, 누설된 초저온 상태의 LNG가 직접 선체에 접촉함으로써 생기는 저온취성을 방지하고 누설된 LNG에 의하여 폭발할 위험성이 있기 때문에 이를 방지하기 위하여 불활성기체인 질소가스를 이 공간에 주입한다. 탱크에 균열이 생겨 LNG가 누설되면 증발한 기체상태의 LNG는 질소가스와 함께 돔부로 배출되며, 증발하고 남은 액체상태의 LNG는 드레인파이프(drain pipe)에 의하여 남반구의 드레인팬(drain pan)으로 유도된다. 그리고 운전상의 안전을 도모하여 누설된 LNG의 양을 측정하기 위한 가스검지기가 적도 부근에 설치되어 있다<sup>(5,13)</sup>

### 3. 열계산

#### 3.1 해석모델

수치계산을 LNG선 전체에 대하여 수행하기 위하여서는 방대한 계산기의 용량 및 계산시간이 필요하게 된다. 그런데 MRV형 LNG선에 있어서 한 개의 탱크는 구형으로 종방향 및 횡방향의 열절경계조건을 대칭으로 간주할 수 있다. 따라서 본 연구에서는 Fig. 5에서 보는 바와 같이 선체의 횡방향 길이는 23,100 mm이며, 종방향 길이는 21,640

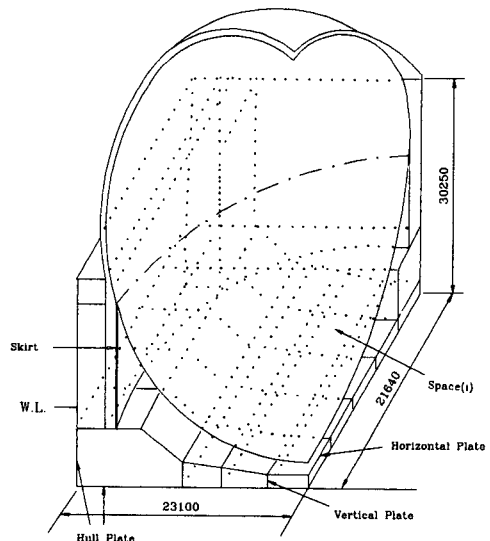


Fig. 5 Calculation model for hull steel



$$Nu=0.13(Gr Pr)^{1/3} \quad (1)$$

$$Nu=0.14(Gr Pr)^{1/3} \quad (2)$$

$$Nu=0.037Re^{0.8}Pr^{1/3} \quad (3)$$

또한 Fig. 5의 (A)부와 같은 45°정도 경사진 격판에 대하여는 식(1)에 의한 값과 식(2)에 의한 값의 중간을 택하였으며, LNG탱크 하부의 곡면 외판의 표면에 대하여도 밀폐공간의 위치에 따라서 식(1)과 식(2)를 적절히 조합하여 적용하였다.

그리고 Fig. 7에서 보는 바와 같이 LNG탱크를 지지하기 위한 스커트는, 단열시공되는 알루미늄 및 SUS 304L 재질부위와 단열시공되지 않는 고장력강 재질부위로 나뉘어진다. 이와 같은 스커트부내의 온도분포 및 LNG탱크로의 침입열량을 계산하기 위하여 고장력강 부위는 식(1)에 의한 양표면의 자연대류를 감안하고, 알루미늄 및 SUS 304L 재질부위는 단열재를 통한 열전도를 고려하면서 스커트의 수직길이 방향 1차원 열계산을 수행하였다. 이 과정에서 단열재가 시공된 스커트 부위에서 스커트와 단열재 사이의 접촉강도에 의한 열접촉저항은 무시하였다.

### 3.2 수치계산

앞절에서 구한 선체의 각 평판과 스커트부 및 구면에서의 자연대류 열전달계수 및 강제대류 열전달계수를 이용하여 이들 각각에 대하여 열관류율을 구할 수 있는데, Fig. 5의 해석모델에서 보는 바와 같이, 선체에 있어서 각각의 밀폐공간의 온도분포 및 각각의 밀폐공간을 구성하는 전열면에 의하여 임의의 한 개의 밀폐공간에 대한 정상상태하에서의 열평형방정식을 만들 수 있다. 따라서 임의의 한개의 밀폐공간을 구성하는 각각의 평판을 통과하는 열량은 다음식,

$$Q(i, j) = U(i, j) A(i, j) \Delta T_h(k) = Const. \quad (4)$$

에서 나타낸 바와 같이 항상 일정하며, 하나의 밀폐공간을 구성하는 모든 평판을 통과하는 열량의 합은 영(0)이므로  $N$ 개의 밀폐공간에 대한 열평형식은 다음식과 같이 표현된다.

$$\begin{array}{ll} \text{Space 1} & \sum Q_1(i, j) = 0 \\ \text{Space 2} & \sum Q_2(i, j) = 0 \\ \vdots & \vdots \\ \text{Space } N-1 & \sum Q_{N-1}(i, j) = 0 \end{array}$$

$$\text{Space } N \quad \sum Q_N(i, j) = 0 \quad (5)$$

따라서 위의 두식으로 나타내어지는  $N$ 개의 밀폐공간에 대한 열평형식을 각 밀폐공간의 온도에 대하여 정리하면, 다음식과 같이  $N$ 개 밀폐공간의 온도분포에 대한  $N$ 개의 연립방정식이 만들어지며, 이를 반복계산하여 각 밀폐공간의 온도분포를 구할 수 있다.

$$\begin{array}{l} T_h(1) = \frac{\sum U(i, j) A(i, j) T_h(k)}{\sum U(i, j) A(i, j)} \\ T_h(2) = \frac{\sum U(i, j) A(i, j) T_h(k)}{\sum U(i, j) A(i, j)} \\ \vdots \\ T_h(N-1) = \frac{\sum U(i, j) A(i, j) T_h(k)}{\sum U(i, j) A(i, j)} \\ T_h(N) = \frac{\sum U(i, j) A(i, j) T_h(k)}{\sum U(i, j) A(i, j)} \end{array} \quad (6)$$

그런데 탱크에 균열이 생겨 탱크 밖으로 화물의 누설이 있는 경우에는, 누설된 화물이 밀폐공간에서 증발하고, 기체상태의 LNG는 밀폐공간의 공기 온도까지 상승하므로 누설된 화물에 의한 열량  $Q_{Leak}$ 는 다음식과 같이 되며,

$$Q_{Leak} = W_{Leak} \gamma + (T_h(k) - T_i) W_{Leak} C_p \quad (7)$$

밀폐공간의 온도분포  $T_h(k)$  계산시 위식을 고려하여야 한다. 그리고 선체평판의 온도분포  $T(i, j)$ 는 식(4)로부터 구한 각 평판을 통과하는 열량  $Q(i, j)$ 와 식(6)으로부터 구한 각 밀폐공간의 온도  $T_h(k)$ 로부터 다음식과 같이 구할 수 있다.

$$T(i, j) = T_h(k) - \frac{Q(i, j)}{h(i, j) A(i, j)} \quad (8)$$

실제로 선박운항시의 열적문제를 생각하면, 만재항해 및 발라스트항해의 운항모드에 따른 침입열량을 설계시 사전에 고려하여야 한다. 발라스트항해시에는 일반 화물선과는 달리 약 15%정도의 LNG를 적재함으로써 LNG선의 증기터빈용 추진연료로 사용할 뿐만 아니라, LNG탱크를 초저온상태로 일정히 유지한다. 본 논문에서는 특히 만재항해시, Fig. 8에서 보는 바와 같이, LNG선의 화물탱크의 입열량계산을 북반구, 남반구, 및 스커트부로 각각 나누어 계산한 결과에 대하여만 이하에서 기술한다. 북반구를 통한 입열량을  $Q_{nh}$ , 스커트부를 통한 입열량을  $Q_{sh}$ , 남반구를 통한 입열량을  $Q_{sh}$ 라 하면 총입열량  $Q_T$ 는 다음과 같다.

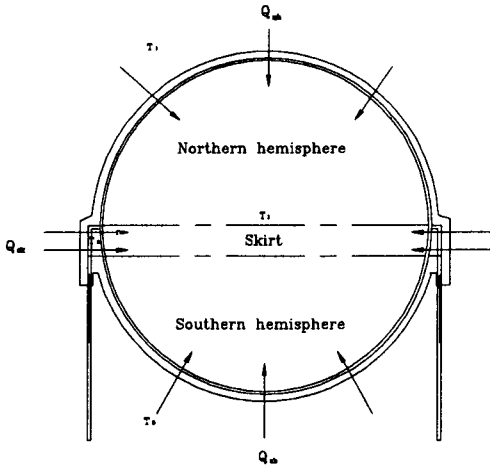


Fig. 8 Calculation model of inflow heat

$$Q_T = Q_{nh} + Q_{sk} + Q_{sh} \tag{9}$$

따라서 탱크내 액체상태의 LNG의 온도를 포화 온도라 간주하면 총입열량은 모두 LNG의 증발에 쓰이며, 증발에 의한 기상의 점유체적의 변화를 무시하면 BOR은 다음식과 같이 표현된다.

$$BOR = \frac{24Q_T}{\gamma} \frac{1}{V\rho} \times 100 \tag{10}$$

단, 위식에서  $\gamma$ 는 LNG의 증발잠열이고,  $V$ 는 탱크의 체적이며,  $\rho$ 는 액체상태의 LNG의 밀도이다.

본 연구에서 개발한 프로그램의 흐름도를 Fig. 9에 나타낸다. 프로그램의 수렴조건은 Fig. 9에서 보는 바와 같이 가정한 밀폐공간의 온도  $T_{ho}$ 와 새로 계산된 밀폐공간의 온도  $T_h$ 와의 차를 비교하여 그의 값이 식(11)과 같이 될 때까지 반복계산하였다.

$$\left| \frac{T_h - T_{ho}}{T_h} \right| \leq 10^{-5} \tag{11}$$

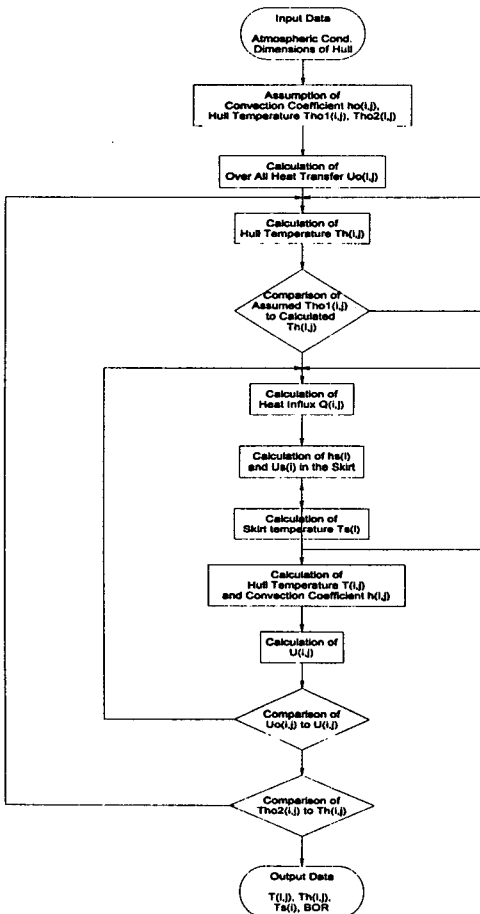


Fig. 9 Flow chart

본 연구에서는 탱크내 화물은 순수한 메탄으로 이의 온도는 포화온도로  $-162^\circ\text{C}$ 이고, 풍속 5 knot, 단열재 두께 220 mm, 탱크의 반경 20,000 mm이며 단열재의 재질은 전부 폴리스틸렌으로 가정하여 계산하였다. 그리고 만재 항해시 탱크내 화물이 99%이상 적재되어 있고, 증발한 가스는 모두 탱크외로 보내져 탱크내에는 기체상태의 LNG가 존재하지 않으며, 발라스트탱크에 해수를 적재하지 않은 상태라 가정하고 정상상태의 온도분포를 계산하였다. 그리고 외부조건은 해수온도를  $32^\circ\text{C}$ ,  $18^\circ\text{C}$  및  $0^\circ\text{C}$ , 대기온도를  $-18^\circ\text{C}$ ,  $0^\circ\text{C}$ ,  $25^\circ\text{C}$  및  $45^\circ\text{C}$ 로서 표준적인 해상설계범위에 대하여 선체온도분포 및 BOR값을 각각 구하였다.

후술하는 바와 같이 탱크반경이 약 20,000 mm 정도인 탱크가 4기가 탑재된 LNG선에 있어서, BOR값이 약 0.15%/day이면 이의 총증발증량은 약 3,770 kg/hr정도가 된다.

Fig. 10은 그 한 예로서 해수온도를 파라미터로 하여 대기온도변화에 따른 BOR값을 나타낸 것으로, 해수온도  $18^\circ\text{C}$ 이고 대기온도가  $-18^\circ\text{C} \sim 45^\circ\text{C}$ 로 변화할 때 BOR값은 약 0.1238%/day ~ 0.158%/day이고, 해수온도가 일정할 경우 대기온도 약

10℃ 상승에 BOR값은 약 0.0055%/day씩 증가함을 알 수 있다.

Fig. 11은 대기온도가 각각 -18℃, 0℃, 25℃ 및 45℃일 때의 해수온도변화에 따른 BOR값의 변화를 나타낸 것으로, Fig. 9와 마찬가지로 그림에서 보는 바와 같이 해수온도가 상승함에 따라 BOR값은 거의 직선적으로 증가하고, 해수온도 10℃ 상승에 BOR값은 대기온도 10℃ 상승에 BOR값

은 약 0.0025%/day정도 증가하고 있다.

그리고 상기의 Fig. 10과 Fig. 11을 비교하여 보면 BOR값이 해수온도변화 보다 대기온도변화에 영향을 많이 받는 이유는 후술하는 바와 같이 대기와 접하는 북반구에서는 한개의 밀폐공간이 설치되어 있는데 반하여, 해수와 접하는 남반구에는 두개의 밀폐공간 즉 이중저로 이루어진 점에 기인한다고 생각된다.

Fig. 12는 USCG(united states of coast guard)의 특별조건인 대기온도 -18℃, 해수온도 0℃에서의 선체의 각부온도를 구체적으로 나타낸 것으로, 선박의 횡단면은 선체가 대기와 해수에 의하여 접하고 있기 때문에 외기에 의하여 선체가 가열된다고 볼 수 있으나, 선박의 종단면은 탱크와 인접탱크와의 격벽으로 이루어져 있기 때문에 열의 이동이 없는 단열상태로 볼 수 있다. 따라서 선박의 종단면 선체부는 외기로부터 직접적인 열의 침입이

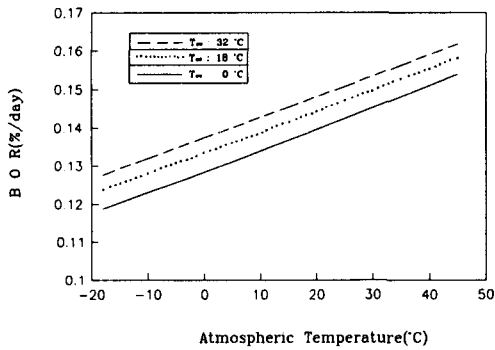


Fig. 10 Variation of BOR to atmospheric temperature

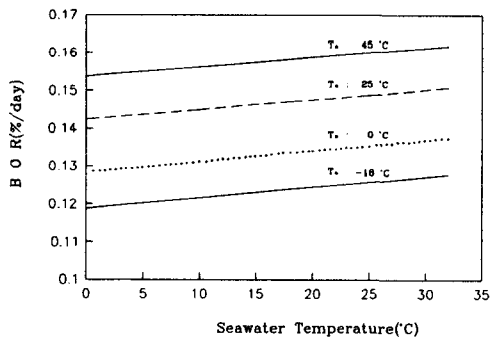


Fig. 11 Variation of BOR to seawater temperature

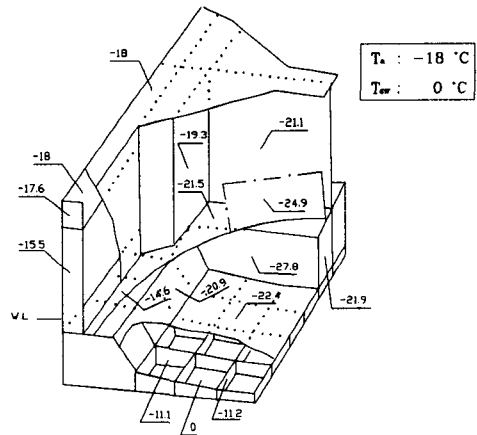


Fig. 12 Temperature distribution of hull

Table 2 Calculation result of BOR and heat duty

Environmental condition (°C)	North hemisphere		Southe hemisphere		Skirt		Total	
	Inflow heat (kw)	BOR (%/day)	Inflow heat (kw)	BOR (%/day)	Inflow heat (kw)	BOR (%/day)	Inflow heat (kw)	BOR (%/day)
Atmospheric temp. -18(°C) Seawater temp. 0(°C)	52.62	0.0626	36.09	0.0430	11.12	0.0132	99.82	0.1188
Atmospheric temp. 25(°C) Seawater temp. 18(°C)	68.66	0.0817	41.19	0.0490	13.63	0.0162	123.50	0.1470
Atmospheric temp. 45(°C) Seawater temp. 32(°C)	76.15	0.0906	44.76	0.0533	15.04	0.0179	136.00	0.1619



없기 때문에 선체의 다른 부분보다 상대적으로 낮은 온도분포를 보이고 있음을 알 수 있다. 그리고 특히 종단면에서 스커트부를 지지하고 있는 선체평판의 온도는 약  $-28^{\circ}\text{C}$ 로 선체평판중 가장 낮은 온도분포를 보이고 있는데 이는 종단면의 격벽이 단열인 동시에 스커트를 지지하는 선체의 아래측에 밀폐공간이 한개 더 존재하는데 있다고 보여진다. 또한 탱크의 하부에 접한 밀폐공간의 온도는  $-33.6^{\circ}\text{C}$ 로써 이는 선체가 이중저이기 때문에, 이중저 자체가 단열효과를 나타내어 선체의 다른 밀폐공간보다 낮은 온도분포를 나타내고 있다. 따라서 탱크의 저부에 접한 밀폐공간을 형성하는 선체평판 및 스커트부의 온도는 약  $-22^{\circ}\text{C}$  정도로 매우 낮은 온도를 나타내고 있다. 그런데 선체측면의 해수와 대기가 동시에 접하고 있는 선체평판으로 구성된 밀폐공간은 대기의 온도가  $-18^{\circ}\text{C}$ 임에도 불구하고 선체 저면에서의 일열량으로 인하여 약 비교적  $-15^{\circ}\text{C}$ 의 높은 온도분포를 나타내고 있다.

Table 2는 대기온도와 해수온도에 대한 침입열량 및 BOR값의 계산결과를 정리한 것으로서 대기 온도  $-18^{\circ}\text{C}$ , 해수온도  $0^{\circ}\text{C}$ 일 경우 BOR값은 약  $0.1188\%/day$ 이고, 대기온도  $25^{\circ}\text{C}$ , 해수온도  $18^{\circ}\text{C}$ 는 우리나라 부근의 해상조건을 고려한 경우로 BOR값은 약  $0.1470\%/day$ 이며, 대기온도가  $45^{\circ}\text{C}$ , 해수온도가  $32^{\circ}\text{C}$ 는 IMO IGC Code<sup>(16)</sup>의 최대 증발조건인 경우로 BOR값은 약  $0.1619\%/day$ 이다. 또한 이를 북반구와 남반구 및 스커트부로 나누어 비교하여 보면 남반구와 스커트부의 BOR값은 큰 차이가 없으나, 북반구의 BOR값은 대기 온도  $-18^{\circ}\text{C}$ , 해수온도  $0^{\circ}\text{C}$ 에서는  $0.0626\%/day$ 이고, 대기온도  $25^{\circ}\text{C}$ , 해수온도  $18^{\circ}\text{C}$ 에서는  $0.0817\%/day$ 이며, 대기온도  $45^{\circ}\text{C}$ , 해수온도  $32^{\circ}\text{C}$ 에서는  $0.0906\%/day$ 로, 외기의 온도가 상승함에 따라 큰 차이가 난다.

Fig. 13은 탱크의 반경이  $20,000\text{ mm}$ 일 경우 단열재의 두께에 대한 BOR값의 변화를 나타낸 것으로 점선은 대기온도  $45^{\circ}\text{C}$ , 해수온도  $32^{\circ}\text{C}$ 일 때이며, 실선은 대기온도  $-18^{\circ}\text{C}$ , 해수온도  $0^{\circ}\text{C}$ 의 경우이다. 단열재의 두께가 증가할수록 BOR값은 지속적으로 감소하는 경향을 보이고 있어 선체의 온도 하강 및 BOR값을 고려하여 단열재 두께를 적절히 증가시키는 것이 좋다고 생각된다.

Fig. 14는 본 연구에서 계산한 선체온도분포와 노 등<sup>(12)</sup>에 의하여 계산된 선체온도분포를 나타낸

것으로, (a)는 대기온도  $45^{\circ}\text{C}$ , 해수온도  $32^{\circ}\text{C}$ 에서의 온도분포이고, (b)는 대기온도  $5^{\circ}\text{C}$ , 해수온도  $0^{\circ}\text{C}$ 에서의 온도분포이다. 그리고 괄호속의 숫자는 노등에 의하여 계산된 선체온도분포를 나타낸 것이다. 노등의 계산모델은 그림에서 보는 바와 같이 선체를 횡방향으로 절단하여 평면 2차원으로 계산하였으며, 밀폐공간의 개수를 7개, 이들 밀폐공간을 구성하는 총 평판은 22개로 하고, LNG탱크 내벽의 경계조건은  $-162^{\circ}\text{C}$ 로 일정하게 두고 계산하였다.

먼저 Fig. 14의 (a)의 고온조건을 살펴보면 해수면 위에서의 온도분포차는  $\pm(2\sim3)^{\circ}\text{C}$  이하로 대체로 일치하는 경향을 보이나, 해수면 아래에서의 온도분포값은  $\pm 5^{\circ}\text{C}$  이상으로 상당히 큰 값을 나타내고 있다. 그리고 (b)의 저온조건에서는 고온조건인 (a)와는 반대로 해수면 위에서는  $\pm 3^{\circ}\text{C}$  이상의 높은 온도차를 나타내나, 해수면 아래에서는  $\pm 3^{\circ}\text{C}$  이하의 낮은 온도차를 나타내고 있다. 이와 같은

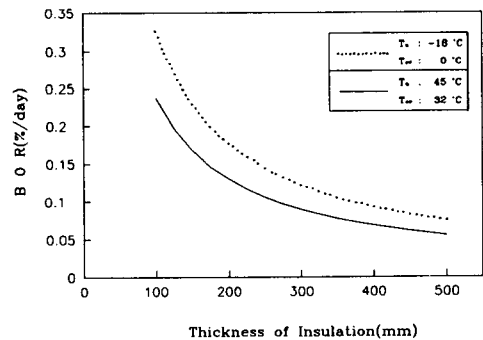
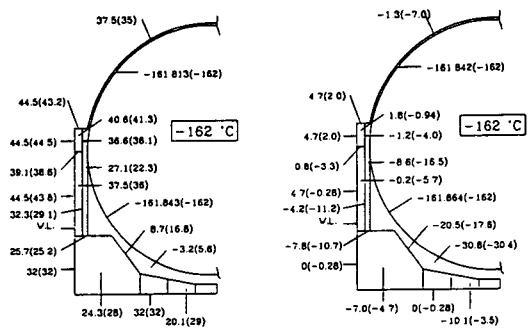


Fig. 13 Variation of BOR to thickness of Insulation



(a) High temp. condition (Ta : 45°C, Tsw : 32°C) (b) Low temp. condition (Ta : 5°C Tsw : 0°C)

Fig. 14 Temperature distribution of hull

온도차가 나타나는 이유는, 본 연구에서는 전술한 바와 같이 해석모델을 3차원으로 하여 해석한데 반하여, 노동의 연구에서는 선체의 횡방향 절단부인 평면 2차원으로 해석함으로써 생기는 경계조건 및 전열면형상의 차이점과 본 연구에서는 LNG탱크에 있어서 내벽면의 온도를 계산한 데 반하여 노동의 연구에서는 이를  $-162^{\circ}\text{C}$ 로 일정하게 두고 계산한 데 기인한다고 생각된다.

## 5. 결 론

LNG선박은 일반 선박과는 달리 단열에 관한 기술적 문제점이 주요문제로서 대두되고 있어 각 조선소는 조선선진국으로부터 이에 관한 기술자료를 제공받고 있는 실정으로 국내의 단열설계 및 운항 기술은 아직 초보적 단계라 할 수 있다.

본 연구에서는 MRV형으로 건조된 LNG선의 열적설계에 있어서 중요한 항해중의 선체온도분포 해석 프로그램을 개발하여, 열설계를 위한 자료 및 항해기술의 향상을 위한 자료로서 활용될 수 있도록 하였다. 그리고 본 연구에서 개발한 프로그램을 적절히 수정하면 발라스트 항해시 뿐만 아니라, 멤브레인(membrane)방식으로 건조된 LNG선에 대하여서도 확대 적용이 가능하리라 생각된다.

본 연구에서 얻은 결과를 정리하면 아래와 같다.

(1) 항해중의 기상의 변화에 따라 선체온도분포를 예측할 수 있는 선체온도해석 시뮬레이션 프로그램을 개발하였다.

(2) 외부조건에 따른 BOR값은 해수온도변화 보다 대기온도변화가 영향이 크다.

(3) 단열재 두께가 220 mm인 경우 대기온도가  $-18^{\circ}\text{C}$ , 해수온도가  $0^{\circ}\text{C}$ 일 때 BOR값은 0.1188%/day이며, 가장 낮은 선체의 온도는 약  $-27.8^{\circ}\text{C}$ 로 떨어짐을 알 수 있다.

(4) 외기조건에 따라 남반구와 스킵트부에 비하여 북반구로의 침입열량이 큰 차이를 보이고 있다.

(5) LNG탱크와 탱크 사이의 격벽온도가 선체저부 및 측벽측의 격벽온도와 비교하여 가장 낮게 형성됨을 확인할 수 있었다.

## 참고문헌

(1) 猪刈正則, 1991, "LNG冷熱利用と蓄冷システムの将来," 冷凍, 第66卷, 第762號, 日本冷凍協

會, pp. 23~33.

(2) 윤상국, 1993, "LNG냉열 이용의 현황과 전망," 冷凍空調技術, Vol. 10, No. 4, 韓國冷凍空調技術協會, pp. 34~42.

(3) 永元隆一, 牛島正夫, 阪井大輔, 高橋 雄, 香川 洸二, 倉本美男, 1984, "球形タンク方式LNGの船體タンクの構造設計," 三菱重工技報, Vol. 21 No. 2, pp. 32~44.

(4) 永元隆一, 牛島正夫, 黒川正文, 矢島 浩, 川野 始, 1984, "球形タンク方式 LNG 船のタンク 船體材料と信頼性," 三菱重工技報, Vol. 21 No. 2, pp. 45~53.

(5) 中山健吾, 高林義弘, 森田秀敏, 1984, "球形タンク方式LNGのタンク防熱特性," 三菱重工技報, Vol. 21 No. 2, pp. 74~82.

(6) 中山健吾, 宮崎秀雄, 昌 繁夫, 小林正宜, 武田 秀雄, 1984, "球形タンク式LNG船の建造," 三菱重工技報, Vol. 21 No. 2, pp. 54~63.

(7) 藤谷堯, 1986, "自立角型(SPB)の概要と背景," 日本造船學會誌, 第688號, pp. 41~48.

(8) 藤谷堯, 1985, "SPB方式LNG船について," 關西造船協會誌, 第198號, pp. 1~8.

(9) Toratoshi Watanabe, Yoshiaki Nakamura, Yoshimishi Jibiki, Kentaro Yamada, Chiaki Kawai and Takeo Hayakawa, 1984, "Construction of TGZ Mark-I System LNG Carrier Model Tank and its Cryogenic Tests," *Nippon Technical Report*, Overseas No. 42, pp. 49~57.

(10) 노인식, 남용운, 이호섭, 1991, "LNG선의 구조안정성 평가(제1보)-파랑응력의 장기분포-", 船舶海洋技術, 第4號, 船舶海洋技術協會, pp. 127~140.

(11) 노인식, 남용운, 이호섭, 1991, "LNG선의 구조안정성 평가(제2보)-피로파괴 강도해석-", 船舶海洋技術, 第6號, 船舶海洋技術協會, pp. 1~13.

(12) 노인식, 남용운, 이호섭, 1992, "LNG선의 구조안정성 평가(제3호)-탱크시스템의 저온 안정성 검토-", 船舶海洋技術, 第12號, 船舶海洋技術協會, pp. 17~28.

(13) 김춘식, 김경근, 김용모, 천병일, 송성욱, 오주원, 1993, "MOSS방식 LNG선박의 선체온도분포계산을 위한 전산프로그램 개발," (사)한국선급.

- (14) 西川兼康, 藤田恭伸, 1988, 傳熱學, 理工學社, pp. 173~205.
- (15) 최인규, 조성환, 노승탁, 1992, 열전달, 보성문화사, pp. 329~442.
- (16) International Maritime Organization, 1993, IGC CODEs (International Code for the Construction and Equipment of Ships Carrying Liquefied gases in Bulk), IMO, London, pp. 47~57.
- (17) 甲藤好郎, 1990, 傳熱概論, 養賢堂, pp. 44~57.
- (18) 香月正司, 中山顯, 1990, 熱流動の數値シミュレーション, 森北.
- (19) 이재현 역, 1988, 열전달 및 유체유동 수치해법, 대한교과서.
- (20) LNG便覽, 1985, 韓國가스公社, pp. 385~420.
- (21) 系山直之, 1991, LNG船, 成山堂書店 (22) 日本機械學會編, 1986, 傳熱工學資料第4版, 日本機械學會, pp. 325~344, pp. 352~353.