

급냉각기간에서 멤브레인형 LNGC의 분무냉각 열해석에 관한 연구

이정혜[†] · 김경근^{*} · 노승탁^{**} · 정한식^{***} · 김성규^{****}
(2002년 10월 5일 접수, 2002년 11월 18일 심사완료)

A Study on the Thermal Analysis of Spray Cooling for the Membrane Type LNGC During the Cool-Down Period

Lee Jung-hye, Kim Kyung-kun, Ro Sung-tack, Chung Han-shik and Kim Seong-gyu

Key Words: BOG(증발량), Cool-Down(급냉각), Hull Temperature Distribution(선체온도분포), LNG(액화천연가스), LNGC(액화천연가스 운반선), Spray Cooling(분무냉각)

Abstract

The present paper is concerned to the thermal analysis during the cool-down period of 138,000 m³ class GTT MARK-III membrane type LNG carrier servicing with LNG from the Middle East to Korea. It is the cool-down period that cools the insulation wall and the gas in LNG tank to avoid the thermal shock as the start of loading of -162°C LNG. For six hours of the standard cool-down period, the temperature of NG falls down from -40°C to -130°C and especially the mean temperature of the 1st barrier in the top side insulation wall falls down from -38.38°C to -122.42°C in case of IMO design condition. By the 3-D numerical calculation about the cargo tank and the cofferdam, the temperature variation in hulls and insulations is precisely predicted in this paper. And the mean temperature variation of gas is calculated as the function of the spraying rate by the heat balance model during the cool-down period.

기호설명

T : 온도 (°C)
 ρ : 밀도 (kg/m³)
 k : 열전도계수 (W/m°C)
 c_p : 정압비열 (J/kg°C)
 h : 열전달계수 (W/m²°C)

$\dot{s}(t)$: 분무율 (m³/hr)
 U : 열관류율 (W/m²°C)
 t : 시간 (hr)
 H_{fg} : 증발잠열 (J/kg)
 V_g : 탱크의 전체 체적 (m³)
 A : 단면적 (m²)

참 자

ins : 단열재
 g : 기상
 l : 액상

[†] 책임저자, 회원, 한국해양대학교 대학원 냉동공조공학과
 E-mail : ljhicing@hotmail.com
 TEL : (051)410-4261 FAX : (051)405-5938
^{*} 회원, 한국해양대학교 기관시스템공학부
^{**} 회원, 서울대학교 기계항공공학부
^{***} 회원, 경상대학교 기계항공공학부
^{****} 회원, 한국해양대학교 기관시스템공학부

1. 서 론

LNG는 청정성, 경제성, 안정성 및 풍부한 매장

량 때문에 석유, 석탄 등의 대체 에너지원으로 20세기 후반 부터 세계적으로 수요가 늘고 있다. LNG의 해상수송은 1958년 미국의 “앨라바마 조 선소”에서 화물선을 개조하여 만든 “메탄파이어 니”호를 건조하면서 부터 시작되었다. 국내에서 는 1994년 현대중공업에서 모스형 탱크를 탑재한 “현대 유토피아호”를, 1995년 한진중공업에서 동 양 최초로 멤브레인형 탱크를 탑재한 “한진 평택 호”를 건조하면서 LNG의 해상수송이 활발해지기 시작하여, 현재 우리 나라는 세계적인 LNG의 주 수입국이면서 또한 최대 LNGC (Liquified natural gas carrier) 건조국이 되었다.

고부가가치의 첨단선박인 LNGC는 -162°C 의 초저온 액화천연가스를 운송하는 선박으로서, 그 구조 자체가 매우 복잡하고, 운항중 대기 및 해 수로 부터 끊임없이 열이 침입하여 액상의 LNG 가 증발하게 되므로, LNGC의 건조에 필요한 화 물탱크의 기본 열설계기술의 연구개발과, 안전하 고 효율적인 운항기술의 확보를 위하여서는 국내 에서 LNGC에 관한 열설계기술을 축적하여야 할 필요성이 있다.

GTT MARK-III 방식 LNGC에 관한 열해석을 수행하기 위하여서는 1-항차 전체에 대한 충분한 열해석을 행하여야 하는데,⁽¹⁾ 1-항차는 우리 나라 의 평택 LNG 인수기지에서 1% 이하의 액상 LNG를 적재한 상태로 출항함으로써 공선행해가 시작된다. 공선행해 초기에는 외부로부터 침입하 는 열량을 줄이기 위하여, 단열재 내부와 화물탱 크내 LNG 및 NG의 온도를 높이어 가는 비정상 열전달상태가 되어 탱크 내부의 기상 및 액상 LNG는 물론 단열재의 온도도 점차적으로 상승하 다가, 일정 시간이 경과하면 각부의 온도가 일정 히 유지되는 정상상태에 진입한다.⁽²⁾

LNGC가 공급기지로 입항이 가까워지면, 탱크 하부에 잔류하는 액상 LNG를 펌핑하여 탱크 내 부에 분무함으로써 분무냉각(Spray cooling)에 의 한 급냉각(Cool-down)이 시작된다. 설계기준으로 6시간의 급냉각 과정을 통하여, 탱크벽은 물론 탱크벽 근방의 단열재 온도가 급격히 하강을 하 여 극저온 화물의 적재에 의한 열충격(Thermal shock)을 방지한다. 급냉각이 완료되면 화물탱 크 체적의 98%만큼 -162°C LNG 화물의 적재가

지속되고, 적재가 완료되면 공급기지(중동)를 출 향한다. LNGC용 단열재는 열전도율이 낮고, 두께가 두터워 시정수가 매우 크기 때문에 만재 비 정상 열전달이 지속되다가, 출항한 후 약 6일이 경과하여야 비로소 만재 정상 열전달상태에 도달 한다.⁽³⁾

LNGC의 경우 운항중 화물탱크에서 발생된 BOG(Boil-off gas)는 대부분 선박의 추진연료로 사용된다. 그러므로 LNG의 수입업자에 해당하는 한국가스공사(KOGAS) 입장에서는 BOG가 많이 생성되면 그 만큼 경제적 손실이 발생하게 된다. 따라서 KOGAS는 LNG의 구입자 입장에서 조선 소 및 LNGC는 열적 충격 등에 의한 화물탱크 내의 열적 안정성을 확보하고, 적재직후 비정상 열전달구간에서 화물의 발생 BOG를 최소화할 필요가 있다.

그러므로 공선 항해기간동안 화물탱크 및 그 주위 단열재내의 과도하게 상승된 온도를 강하시 키는 급냉각 과정은 매우 중요하고, 이 과정에서 필요한 최저 화물 적재량의 예측과 비정상적인 선체평판 및 단열재 층의 온도분포와 같은 열적 해석을 하기 위한 계산이 필수적으로 요구되어진 다.

본 연구에서는 특히 멤브레인형 LNGC의 급냉 각과정에서 선체 평판과 단열재의 내부온도변화, 화물탱크 주위의 밀폐공간(Compartment)내에서 평균공기온도, 급냉각 소요시간 경과에 따른 분 무량 및 기상부의 온도변화를 계산할 수 있는 3 차원 비정상상태의 열해석에 관한 연구결과를 기 술하였다.

2. 대상 LNGC의 제원

본 연구의 연구대상인 $138,000\text{m}^3$ 급 GTT MARK-III 방식 LNGC는 삼성중공업에서 프랑 스의 GTT사와 기술 제휴하여 건조한 선박으로, Fig. 1에 개략적인 G.A도를 나타내었다. 그림에 서 보면 멤브레인형 LNGC에는 4개의 화물탱크 와 5개의 코퍼담이 있는데, 이 코퍼담은 각각 No.1 화물탱크의 선수방향, No.4 화물탱크의 선 미방향 및 각 화물탱크의 사이에 존재한다.

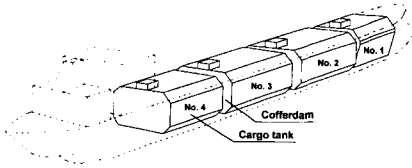


Fig. 1 General arrangement of cargo tank in LNGC

Table 1 Basic specification of LNGC

Items	Dimensions
Length Over All	278.400 m
Length Between Perpendiculars	266.000 m
Breadth Moulded	42.600 m
Depth Moulded	26.000 m
Depth to Trunk DK(MLD)	32.700 m
Scantling Draft	12.000 m
Design Draft	11.300 m

코퍼담 내부에는 가열용 전열관이 설치되어 있어 선체 부재의 온도가 허용온도인 +5°C 이하로 떨어지는 것을 방지한다.⁽⁴⁾

본 계산에 사용한 선박의 제원은 Table 1에 나타낸 것과 같으며, 선박의 화물 최대 적재량은 138,570m³이다.⁽⁵⁾

Table 1에 나타낸 것처럼, LNGC의 전장은 278.4m로 매우 거대하여 4개의 화물탱크를 모두 계산하게 되면 계산의 양이 지나치게 방대해지고 계산에 소요되는 시간도 길어진다. 따라서 본 연구에서는 화물탱크가 종방향 및 횡방향으로 대칭을 이루고 있는 점에 착안하여, 표준형 탱크인 No.3 화물탱크를 택하여, Fig. 2와 같이 화물탱크와 코퍼담 체적의 각 1/4크기를 계산모델로 채택하였다. Fig. 3은 No.3 화물탱크의 중앙부에서 본 횡단면도의 치수를 나타낸 것으로, 선체 단면의 최대폭은 42.60m이며, 화물탱크의 종방향 길이는 37.96m, 횡방향 길이는 27.42m이다. 실제 계산에 사용된 화물탱크의 종방향 길이는 18.98m이고, Fig. 2에서와 같이 선수방향으로 화물탱크의 길이는 21.6825m이며, 코퍼담은 화물탱크와 동일한 모양이고 선미방향으로는 1.355m이다.

Fig. 4는 GTT MARK-III 방식 LNGC의 외관에서 화물탱크 두께방향의 열계산을 위한 전형적인 치수도를 나타낸 것이다. 기존의 LNGC 화물

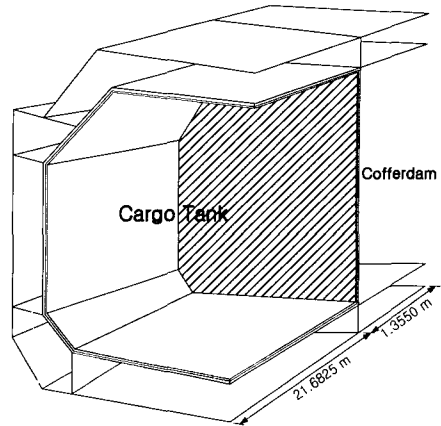


Fig. 2 Calculation model

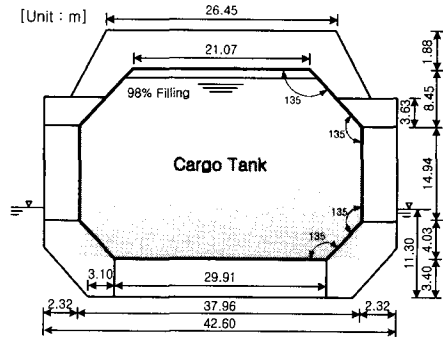


Fig. 3 Cross sectional dimensions of cargo tank

탱크의 단열방식이었던 GT 96-2 방식에서 1차와 2차 단열재 두께의 합은 530mm인데 비하여, 삼성중공업에서 채용한 국산 단열재 R-PUF를 사용한 신형 MARK-III 방식에서는 1차와 2차 단열재 두께의 합이 230mm로 GT 96-2 방식의 약 절반 정도만으로도 단열이 가능하고 온도변동에 대한 시정수도 비교적 적으므로 급냉각에도 유리하다.⁽¹⁾

Fig. 4의 두께방향으로 단열재를 포함한 각 재료의 열물성치를 도표로서 정리한 것이 Table 2이다. 여기에서 단열재를 제외한 재료의 열전도계수 값에 대하여서는 온도에 따른 물성치 변화가 거의 없기 때문에 상수값을 사용하였으나, 단열재의 열전도계수는 그 두께에 따라 온도와 밀접한 관련이 있으므로 보다 정확한 계산을 위하여 온도에 따른 함수로 정리하여 계산에 사용하였다.

Table 2 Thermal properties of wall and insulation materials

	Material	Thickness t (mm)	Density ρ (kg/m ³)	Specific heat c_p (J/kg °C)	Thermal conductivity k (W/m °C)
Primary barrier	SUS304L	1.200	8,137	460.0	45.00
Top plywood	Plywood	12.00	710.0	1,088	0.109
Primary insulation	R-PUF	68.00	120.0	920.0	-
Triplex (Secondary barrier)	Aluminum Foil	1.000	1,780	1,004	21.90
Secondary insulation	R-PUF	160.0	120.0	920.0	-
Back plywood	Plywood	9.000	710.0	1,423	0.119
Mastic	Epoxy+Air	12.50	495.0	1,046	0.168
Inner hull	Mild Steel	18.00	7,833	464.4	54.00
Outer hull	Mild Steel	18.00	7,833	464.4	54.00

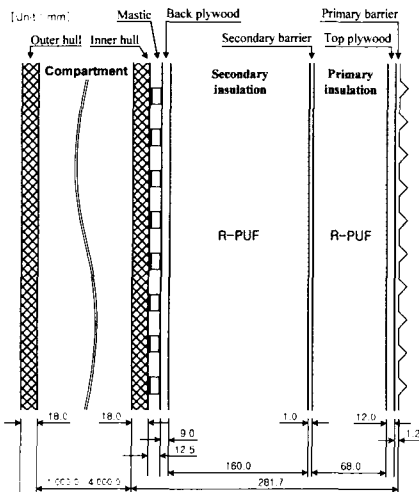


Fig. 4 Dimensions in thickness direction

화물탱크 내벽의 1차 방벽(Primary barrier)은 -162°C 의 LNG와 직접 접하므로 열충격 완화를 위하여 주름진 형태로 되어 있다. 이와 같이 주름진 상태의 전열벽에서 자연대류 열전달율을 예측하는 것은 용이하지 못하고, 또한 이 값이 전체 열관류율을 평가하는데 미치는 영향은 적으므로, 탱크 측면의 수직벽과 상부 및 하부의 수평벽에서의 자연대류 열전달율을 산정함에 있어서는 평활벽에 대한 종래의 연구결과를 채용하였다.

Fig. 4에서 마스틱 부분은 마스틱 사이에 공기가 채워져 있으나, 본 연구에서는 프로그램의 간단화를 위하여 Plywood와 마스틱을 R-PUF에 포함하여 계산하였으며 재료와 재료사이의 접촉의 정도에 따른 접촉 저항의 영향을 무시하였다.

또한, 화물탱크 주위의 밀폐공간인 각 Compartment에서 공기의 대표온도는 열적 평형에 의하여 산정하였다.⁽⁵⁾

3. 급냉각 동안의 화물탱크내 온도해석

표준설계조건에 의하면 실제의 MARK-III 방식 LNGC의 경우, 공선항해 완료 즉, 급냉각 직전의 탱크 내 기상부 NG의 평균온도는 -40°C 상태로서 6시간에 걸쳐 급냉각을 행하면 적재를 위한 최소 기준온도인 -130°C 에 도달한다.

삼성중공업에서는, MARK-III 방식 LNGC를 개발하기 위하여, 실선의 1/7 크기로 Mock-up 탱크를 제작하고 액체질소를 이용하여 급냉각실험을 수행하였다.⁽¹⁾ 액체질소를 이용하여 실제 LNGC의 급냉각을 모의할 수 있는 기준조건은 $+10^{\circ}\text{C}$ 에서 급냉각을 5시간 실시하여 -196°C 에 도달하는 조건이다.

Mock-up 탱크 기상부의 평균온도 T_g 는 급냉각 시간이 경과함에 따라 점진적으로 하강하므로 식 (1)과 같이 시각 t 에 대한 2차 함수로 표현할 수 있다.⁽¹⁾

$$T_g = at^2 + bt + c \quad (1)$$

위 식의 3개 미지수를 결정하기 위하여 다음과 같이 생각한다. 먼저, 초기조건으로서 시각 $t=0$ 에서 기상부의 평균온도(기준설계온도)를 T_{g0} , 급

냉각이 완료되는 시각 t_e 에서의 기상부 평균온도 (기준설계온도)를 T_{ge} 라고 한다. 또한, 가정적으로 급냉각을 완료한 후에도 지속적으로 급냉각을 진행하였을 때 즉, 기액이 열평형상태에 도달하였을 때의 시각 t_{eq} 에서는 기상부의 평균온도는 액상의 포화온도 T_{sat} 와 같게 될 것이다. 이 3개의 조건을 식 (1)에 대입하여 정리하면 다음 식을 얻을 수 있다.

$$T_g = \left[\frac{T_{sat} - T_{g0}}{t_{eq}(t_{eq} - t_e)} - \frac{T_{ge} - T_{g0}}{t_e(t_{eq} - t_e)} \right] t^2 + \left[\frac{T_{ge} - T_{g0}}{t_e} - \frac{t_e(T_{sat} - T_{g0})}{t_{eq}(t_{eq} - t_e)} + \frac{T_{ge} - T_{g0}}{t_{eq} - t_e} \right] t + T_{g0} \quad (2)$$

위 식에서 우변 제1항과 제2항의 계수를 고찰하면, 탱크내 기상과 액상이 열평형에 도달할 때까지의 시각 t_{eq} 만이 주어지면 나머지는 설계기준조건에서 주어지는 값이므로, 각각의 계수값이 확정됨을 알 수 있다. 여기에서 급냉각을 개시하여 열평형상태에 도달할 때까지의 경과시간은 급냉각 소요시간보다 당연히 길게 되므로 다음 식과 같은 관계를 갖는다.

$$t_{eq} = m \times t_e, \quad m > 1.0 \quad (3)$$

GTT MARK-III 방식 LNGC를 개발하기 위한 Mock up 실험결과를 전체 실험범위에 대하여 검토하여 본 결과, Fig. 5에서 보는 바와 같이 기준 설계조건하에서는 $m=1.45$ 값이 실험치와 가장 잘 근접함을 확인하였다.⁽¹⁾

위 결과를 이용하여, MARK-III 방식 LNGC의 급냉각에 관한 설계기준온도차, $\Delta T = T_{g0} - T_{ge} = -40 - (-130) = 90^\circ\text{C}$ 에 대한 계산결과를 Fig. 6에 나타낸다. 이 계산결과는 급냉각에 소요되는 총분무량을 설계기준치로 일정히 유지한다는 조건하에서, 분무율을 조절하여 총분무시간을 100분, 300분, 600분으로 변화시켰을 경우의 탱크내 기상부의 평균온도 변화를 나타낸다. 이 그

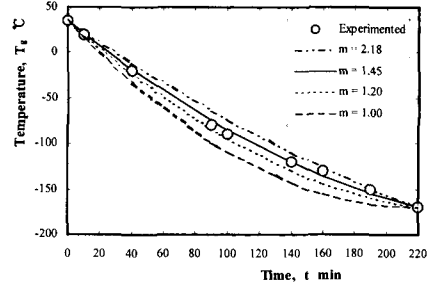


Fig. 5 Comparison of experimental and theoretical value

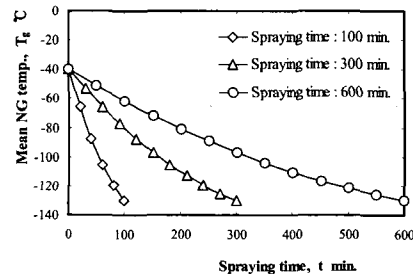


Fig. 6 Prediction of mean NG temperature to spraying time

림에서 보는 바와 같이 분무율이 클수록 급냉각 설정온도인 $T_{ge} = -130^\circ\text{C}$ 에 도달하는 시간이 짧아지는 것을 알 수 있으며, 설정온도에 도달하는 소요시간, t_e 의 예측이 가능하다.

따라서 분무냉각에 의한 냉열은 결국 LNG 탱크내 기상의 냉각과 1차 방벽 및 1차 단열재의 냉각, 즉 탱크 벽면에서의 대류열전달에 의한 탱크로의 유입열량의 제거에 사용된다. 따라서 분무냉각시간, t_e 동안의 열평형 방정식은 다음과 같이 된다.

$$\int_0^{t_e} \rho_l \dot{s}(t) [H_{fg} + c_{pg}(T_{ge} - T_{sat})] \Delta t = \rho_g c_{pg} (T_{g0} - T_{ge}) V_g + \sum_i \int_i^i h_{ins} A_{ins} \{T_w(t) - T_g(t)\} \Delta t \quad (4)$$

위 식의 좌변 증발호 안의 제1항은 액상이 갖는 증발잠열을, 제2항은 급냉각이 완료되는 목표 온도까지 이용 가능한 현열상태의 냉열량을 각각 나타낸다. 그리고 우변의 제1항은 급냉각에 의하여 전체 체적이 V_g 인 기상의 냉각에 소모되는 열량을, 제2항은 화물탱크벽과 벽 근처의 단열재의 냉각에 소모되는 열량 즉, 급냉각기간중 대류 열전달로 탱크의 각 면을 통하여 유입하는 열량의 합을 각각 나타낸다.

급냉각 기간동안 화물탱크 벽면을 통하여 대류 열전달에 의한 유입열량 즉, 탱크 벽면과 벽면 근방 단열재의 급냉각에 소요되는 열량을 무시하면, 위 식은 다음과 같이 된다.

$$\int_0^{t_c} \rho_l \dot{s}(t) [H_{fg} + c_{pg}(T_{ge} - T_{sat})] \Delta t = \rho_g c_{pg} (T_{g0} - T_{ge}) V_g \quad (5)$$

위 식을 이용하여 분무율 $80\text{m}^3/\text{hr}$ 로 4개의 전 탱크(체적 $138,570\text{m}^3$)를 대상으로 급냉각을 행할 경우 기상의 평균온도를 5°C 낮추는데 소요되는 시간은 약 4.40분이 된다. 그러므로 동일한 분무율에서 기상의 냉각온도차, $\Delta T = 90^\circ\text{C}$ 만큼 급냉각하는데 소요되는 시간은 약 1시간 30분 정도가 됨을 예측할 수 있다.

LNG 수입기지에서 화물적재 직전의 분무냉각은 공선항해중 -40°C 까지 상승한 1차 방벽의 온도를 -130°C 까지 높임으로써 적재시의 열충격을 최소화하기 위하여 필요하다. 본 연구대상인 LNGC의 경우는 분무냉각후의 1차 방벽의 온도는 -130°C , 분무냉각시간은 6시간으로 설계상 정해져있다.

식 (4) 또는 Fig. 10 등에서 보는 바와 같이 분무냉각에 의한 냉열은 1차 방벽과 1차 단열재내의 온도하강은 물론 탱크내의 기상의 온도하강에 소모된다. Fig. 7은 식 (4)에 의하여 본 연구의 대상인 1/4 화물탱크 용적(약 $9,863\text{m}^3$)에 대한 계산결과를 나타낸다. 먼저, (a)는 $\Delta T = -40 - (-130) = 90^\circ\text{C}$ 인 경우, (b)는 $\Delta T = -90 - (-150) = 60^\circ\text{C}$ 인 경우에 대한 것이다.

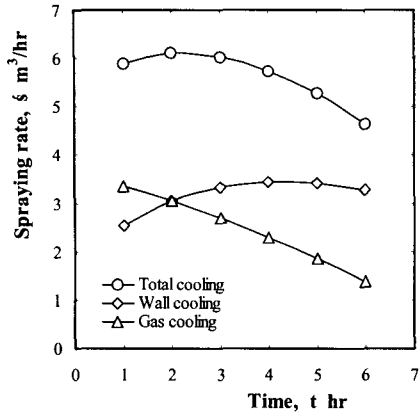
분무냉각 기간동안에 탱크내 기상부의 높

이방향별 NG의 평균온도는 후술하는 Fig. 8에서 기술하는 바와 같이 변화한다. 그리고 식 (1)로 표현되는 탱크내 전체 평균온도의 변화는 Fig. 7의 (a)와 (b)에 Δ 로 표시하였다. 이 그림들에서 보는 바와 같이 기상의 냉각에 소모되는 열량은 기상의 온도하강에 비례하여 점차적으로 감소하는데 비하여, 1차 방벽 및 1차 단열재의 급냉각에 소요되는 열량은, 후술하는 Fig. 10 등에서 보는 바와 같이, 온도구배가 커짐에 따라 점증함을 알 수 있다.

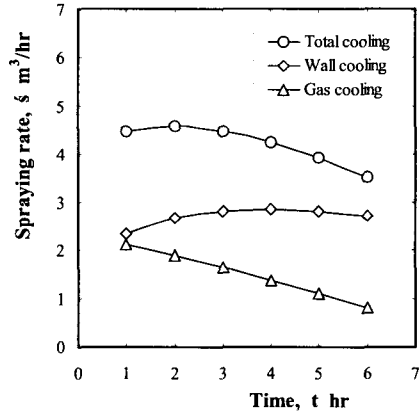
분무냉각과정에서 발생하는 NG는 주기판의 추진연료에 사용되므로, BOG가 증대되어 결국 KOGAS에 인도되는 화물량이 적게 된다. 따라서 급냉각을 할 경우에는 Fig. 7에서 보는 바와 같이 분무율, \dot{s} 를 분무시간의 경과에 따라 점차 감소시켜도 설계기준시간인 6시간안에 1차 방벽의 온도를 설계온도인 -130°C 까지 급냉각이 가능하고, 이와 같이 분무펌프의 토출유량을 제어할 경우 분무냉각 기간동안의 BOG의 증가를 최대한 억제할 수 있게 된다. 참고로 본 연구대상 LNGC의 탱크내에는 $35\text{m}^3/\text{hr}$ 의 분무펌프가 설치되어 있으며 실제의 분무냉각과정에서는 분무율이 일정히 유지됨을 밝혀둔다.

설계표준 분무냉각기간, 6시간동안의 탱크내 NG의 평균온도는 식 (1)에 의하여 계산할 수 있다. 그러나 LNG 탱크내의 기상은, Fig. 3에서 보는 바와 같이 거대한 탱크이므로, 높이방향으로 온도분포를 갖게 된다.

Fig. 8은 분무냉각 6시간동안의 기상 온도 분포의 측정결과를 나타낸다.⁽⁶⁾ 단, 여기에서는 기상부에 해당되는 측정영역을 4부분으로 나누어 각 영역에서의 공간적인 평균온도를 급냉각시간의 경과에 따라 정리하였다. 이 그림에서 화물탱크의 천정에 닿는 NG의 온도를 "Top"으로, 화물탱크 바닥의 LNG온도를 "Bottom"으로 표시하였다. 화물탱크 바닥의 -162°C LNG온도에 의하여, 4번째 영역에서의 온도변화가 가장 작다. 또한, 화물탱크 천정부와 닿는 계산영역중에서 가장 높



(a) $\Delta T = 90^\circ\text{C}$



(b) $\Delta T = 60^\circ\text{C}$

Fig. 7 Variation of spraying rate to cool-down time for 1/4 tank

은 온도분포를 갖는 1번째 영역에서의 기상부 온도는 급냉각 시작전 -44.97°C 에서 출발하여 완료시에는 -132.32°C 로 하강되어, 온도 변화가 가장 크게 나타남을 알 수 있다.

Fig. 8의 결과를 이용하여 탱크내 높이방향 온도분포, $T_g(y)$ 에 대하여 다음과 같은 실험식이 제안되어 있다.⁽⁶⁾

$$T_g(y) = T_{sat} \cdot e^{\frac{y}{H} \ln\left(\frac{T_x}{T_{sat}}\right)} \quad (6)$$

위 식에서 H는 액면으로부터 탱크 상부까지의 내부 높이이나, 분무냉각 직전의 액상 LNG 잔류

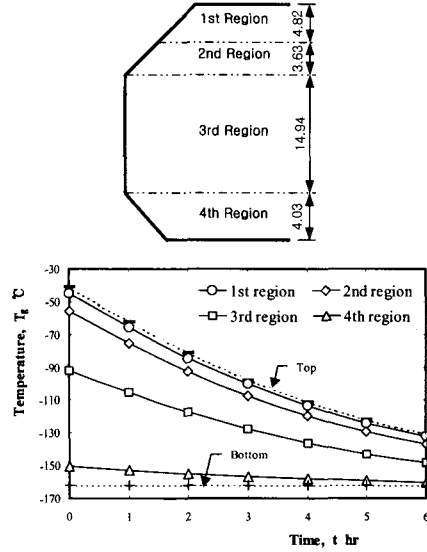


Fig. 8 Mean NG temperature at each region

량은 매우 적으므로 탱크높이 27.42m를 H 값으로 취하여도 무방하다.

4. 수치계산방법

전술한 바와 같이 분무냉각 기간중 탱크내 높이방향의 기상의 온도가 주어지고, 해수 및 대기 온도가 주어지면, Fig. 4에서 보는 바와 같은, 선체 외판에서 1차 방벽까지의 수치계산이 가능하게 된다.

생성항이 없는 비정상 3차원 열전도 방정식은 다음 식과 같다.

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(k \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(k \frac{\partial T}{\partial z} \right) \quad (7)$$

위 식을 시간 $t \sim t + \Delta t$ 에 대한 적분형 방정식으로 다시 쓰면,

$$\int_v \int_t^{t+\Delta t} \rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} dt dx dy dz = \int_v \int_t^{t+\Delta t} \left[\frac{\partial}{\partial x} \left(k \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k \frac{\partial T}{\partial y} \right) \right]$$

$$+ \frac{\partial}{\partial z} \left(k \frac{\partial T}{\partial z} \right) \Big] dt dx dy dz \quad (8)$$

가중계수 f 를 이용하여, 식 (8)을 차분화 하면 비정상 3차원 열전도의 이산화방정식을 구할 수 있다.⁽⁷⁾

계산모델인 LNGC의 선체평판 및 단열재 내부의 각 격자가 3차원으로 구성되어 있기 때문에 3차원 격자에 대하여 현시도식(Explicit scheme) 또는 크랭크-니콜슨도식(Crank-Nicolson scheme)을 적용하면 반복계산을 하지 않는 이점이 있으나, 3차원 격자의 치수가 너무 크고 물리적 측면에서 최소 격자에 의한 해의 불안정성을 피하기 위하여 시간 증분 Δt 를 아주 작게 하여야 하는 단점이 있다. 따라서 본 연구에서는 고체 부분인 3차원 격자에 대하여서는 반복계산이 요구되나 시간증분 Δt 를 임의로 선택할 수 있는 완전 암시도식(Fully implicit scheme)을 채용하였다.

분무냉각 기간동안은 LNGC가 공선항해중이므로 탱크상부는 물론 선체 측벽의 대부분이 대기와 접하고 있고, 선체 저면에서 해수면까지 9.3m의 측벽과 선저측은 해수와 접하고 있다. 따라서 식 (8)에 의한 수치계산시 필요한 선체의부측 경계조건으로서는 BOG 발생량이 가장 많은 해수온도 +32℃, 대기온도 +45℃인 소위 IMO (International Maritime Organization) 조건을 택하였다. 그리고 탱크내부의 경계조건으로서 높이방향 기상온도는 Fig. 8을 참조하여 식 (6)에 의한 값을 채용하였다. 또한, 식 (8)에 의한 실제의 수치계산에 있어서 시간증분은 $\Delta t=50\text{sec}$ 를 취하였다.

5. 열해석 결과

Fig. 9는 IMO 조건하에서 6시간의 급냉각 과정이 완료된 시점에서 선체 각 부에서의 온도분포를 나타내는데, 좌측은 화물탱크를, 우측은 코퍼담을 각각 나타낸다. 이 그림에서 보는 바와 같이 화물탱크측에서 가장 높은 평판의 평균온도는 측벽의 외판 온도로 45.0℃로서 외부의 대기온도와 동일하며, 가장 낮은 평판의 온도는 바닥 쪽의 평판으로 19.6℃이다. 그리고 코퍼담측의 가

장 높은 평판의 평균온도는 측벽의 상부 외판 온도로 44.4℃이며, 가장 낮은 평판의 온도는 바닥 쪽의 평판으로 12.5℃이다. 대기에 접하고 있는 외부 평판의 온도는 대기온도와 그 차이가 1℃ 이내이며, 해수에 접하고 있는 외부 평판의 온도는 해수온도와 거의 동일함을 확인할 수 있다.

Table 3은 급냉각이 완료된 시점에서 각 밀폐공간 내부 공기의 평균온도를 표로 정리한 것으로, ①~⑮은 화물탱크측 밀폐공간의 평균온도를, ㉠~㉡는 코퍼담측의 밀폐공간 내 평균온도를 나타낸다.

Fig. 10~Fig. 13은 급냉각 시간경과에 따라 화물탱크 각 부에서 단열벽 두께방향으로 단열벽 내의 온도거동을 나타낸 것이다. 그림에서 x축은 왼쪽의 대기 또는 해수를 시작으로 오른쪽으로 가면서 선체외판, 밀폐공간, 2차 단열재, 1차 단열재, NG 또는 LNG까지의 단면에서 본 두께를 나타낸다. 그리고 선체외판, 선체내판, 2차 방벽과 1차 방벽을 회색기둥으로 표시하였으며, h는 선체외판과 단열재에 있어서 유체와 닿는 부

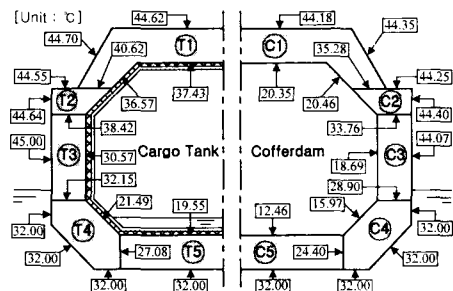


Fig. 9 Temperature distribution around cargo tank and cofferdam after cool-down

Table 3 Mean temperature in compartment after cool-down

	Temp. (°C)		Temp. (°C)
①	24.76	㉠	21.69
②	24.42	㉡	22.09
③	22.90	㉢	20.93
④	24.44	㉣	23.31
⑤	21.88	㉤	19.61

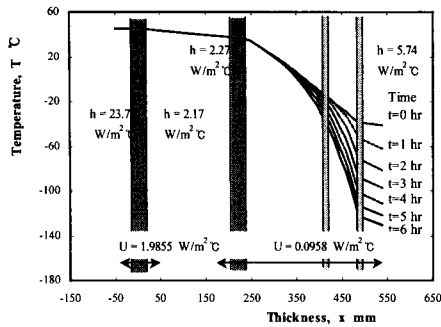


Fig. 10 Temperature variation at top side during cool-down

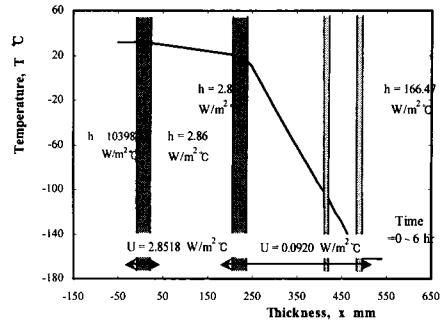


Fig. 12 Temperature variation at bottom side during cool-down

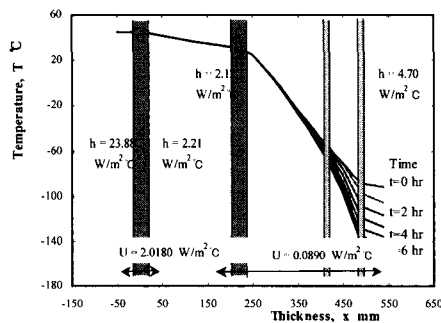


Fig. 11 Temperature variation at hull side during cool-down

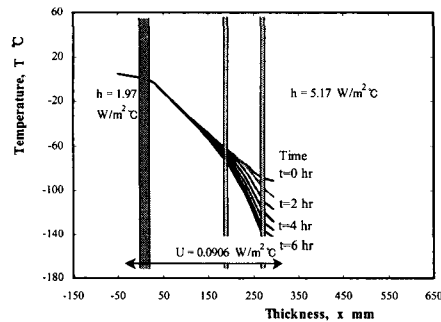


Fig. 13 Temperature variation at cofferdam side during cool-down

분의 대류열전달계수를, U는 선체의판과 단열재의 총괄열전달계수를 각각 나타낸다.

Fig. 10은 전술한 기상부의 온도분포에서와 같이 가장 높은 온도영역에 접한 화물탱크 상부의 온도거동을 1시간 간격으로 나타낸 것이다. 화물탱크내 대부분의 용적을 차지하는 NG의 온도가 -40℃에서부터 하강하여 급냉각 완료시점에서는 약 -130℃ 정도가 되는데, 전술한 바와 같이 급냉각시 분무에 의하여 주로 1차 단열재 내의 온도차만큼 냉각되었음을 알 수 있다.

Fig. 11은 선체측면에서, Fig. 12는 선체 하부에서, 그리고 Fig. 13은 코퍼담 방향에서의 선체의외판을 포함한 화물탱크 단면의 온도 거동을 1시간 간격으로 각각 나타낸 것이다.

Fig. 12에서는 선체 하부가 LNG와 접해 있어 항상 -162℃를 유지하고 있으므로 시간에 따른 온도변화가 없다. 이상의 그림으로부터 각 부에

서의 온도분포를 살펴보면, 급냉각이 진행된 6시간 동안 1차 단열재 내의 온도가 주로 하강되는데 소모되는 열량임을 알 수 있다.

6. 결론

본 연구에서는 삼성중공업에서 개발한 세계 최대의 MARK-III 방식 멤브레인 LNGC를 대상으로, 수입기지에서 화물을 적재하기 전에 냉열충격을 완화하기 위하여 필수적으로 실시하여야 하는 급냉각과정에 대한 비정상상태의 열전달해석을 수행하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 분무냉각 기간동안 시간경과에 따른 기상부의 평균온도를 도출함으로써 6시간내에 1차 방벽의 온도가 -40℃에서 -130℃까지 급냉각하기에 필요한 분무율의 예측이 가능하였으며, 이를 토대로 수치계산을 수행한 결과, 6시간

의 급냉각과정에 의하여 NG의 온도는 -40°C 에서 부터 완료시점에서는 -130°C 이하가 됨을 확인할 수 있었다.

(2) 분무냉각에 의한 냉열은 1차 방벽, 1차 단열재 및 기상의 온도강하에 소모되는데 기상의 냉각에 소모되는 열량은 분무시간의 경과에 따라 점감하는데 비하여 벽면의 온도강하에 소모되는 열량은 점증함을 확인하였다.

(3) 6시간 동안의 급냉각 과정중 급냉각 시간에 따라 화물탱크의 각부 단열벽내의 온도거동을 계산한 결과, 2차 단열벽내의 온도는 15°C 이하 그리고 1차 단열벽내의 온도는 약 80°C 가 강하되어, 주로 1차 단열벽내에서 온도가 하강됨을 확인할 수 있었다.

후 기

본 연구는 산업자원부 공업기반공통핵심사업(과제번호 : 961-15-1)에 의해 지원되었으며, 이에 감사드립니다.

본 연구의 대상인 $138,000\text{m}^3$ 급의 GTT MARK-III 방식 멤브레인 LNGC의 운항실적은 아직 1년에 불과하여, 관련 기술데이터의 축적도 부족하다. 현재 본 연구팀은 1년간의 실선 운항실적을 본 연구결과와 다각적으로 비교 분석하는 연구를 수행중이다.

참고문헌

- (1) Kim, K.G., Ro, S.T., Chung, H.S., Lee, J.H. and Chun, B.I., et al., 1998, "Development of Thermal Design Technology for GTT MARK-III Membrane Type LNG Carrier," Report of Samsung Heavy Industries Co., Ltd.
- (2) Kim, K.G., et al., 1999, "A Study on the Unsteady State Thermal Analysis of the MARK-III Type LNG Tank during Ballast Voyage," *Spring Proceedings of the Korean Society of Mechanical Engineers*, Pusan, pp. 171~176
- (3) Lee, J.H., et al., 1999, "A Study on the Thermal Analysis of the MARK-III Membrane Type LNG Carrier at Steady State during Laden Voyage," *Spring Proceedings of the Korean Society of Marine Engineers*, pp. M-99~M-104
- (4) Chung, H.S., Jeong, H.M., Kim, K.G. and Ro, S.T., 1999, "The Turbulent Natural Convection in Membrane Type LNG Carrier Cofferdam," *Transaction of Korean Society of Mechanical Engineers*, Vol. 23, No. 2, pp. 281~287
- (5) Song, S.O., Lee, J.H., Jun, H.P., Sung, B.Y., Kim, K.G. and Kim, S.G., 1999, "A Study on the Three-Dimensional Steady State Temperature Distributions and BOR Calculation Program for the Membrane Type LNG Carrier," *Journal of Korean Society of Marine Engineers*, Vol. 23, No. 2, pp. 140~148
- (6) Kim, K.G., Chun, B.I., Lee, J.H., Song, S.O., Kim K.S., et al., 1997/1998, "Thermal Design and Manufacturing Technology for LNG Carrier," ITEP, Gongkiban Report
- (7) Suhas V. Patankar, 1988, "Numerical heat transfer and fluid flow," Dae-Han Book Co., pp. 46~85