

천연가스 운반선의 재액화 장치가 운항비용에 미치는 영향에 관한 연구: 연료비용 및 증발 가스 연소비용 관점에서

유영준[†]·이준채
대우조선해양(주) 중앙연구원

Effect of Re-liquefaction System on Operating Expenditure of LNGC in Terms of Fuel Oil Consumption Cost and BOG Combustion Cost

Youngjun You[†]·Joon Chae Lee
Daewoo Shipbuilding and Marine Engineering Co., Ltd. (DSME)

This is an Open-Access article distributed under the terms of the Creative Commons Attribution Non-Commercial License(<http://creativecommons.org/licenses/by-nc/3.0>) which permits unrestricted non-commercial use, distribution, and reproduction in any medium, provided the original work is properly cited.

Ship owners had pursued higher benefits by demanding the new design and construction of ships with higher operational efficiency. There was a necessity for shipyards to suggest a more economical design and advanced operation concept in order to meet the demands. Especially, since BOG combustion and activation of the re-liquefaction unit had to be taken into account in ship design in addition to fuel oil and gas consumption, the evaluation of the operating efficiency considering the technological trends was necessary. In this paper, it was aimed to study the design philosophy and operation strategy by considering the effect of fuel oil and gas consumption, BOG combustion, and activation of the re-liquefaction unit on the operating cost for laden voyage according to ship speed, BOR, and activation of the re-liquefaction unit. For this purpose, the costs were acquired by conducting the sailing simulation of an LNGC based on a mathematical model including the maneuvering equations of motion. The design philosophy and operation strategy was reviewed in terms of the operating cost.

Keywords : LNGC(천연가스 운반선), Re-liquefaction(재액화), Operating Expenditure(운항비용), Design(설계), Maneuvering(조종)

1. 서론

고유가 시대를 지나면서, 선박의 운항 효율성은 조선 및 해운 업계의 화두가 되었다. 운항 효율성은 선박을 설계하고 건조하는 조선소뿐만 아니라, 선주, 용선주, 운항자, 장비 업체 등 전체 조선해양 분야의 산업 주체의 개발 방향을 결정짓는 중요한 요소로 여겨지고 있다. 선주는 더 낮은 운항비용을 소모하는 선박을 운용함으로써, 용선주에게 경쟁력 있는 운임을 제시하면서도 더 높은 이득을 얻고자 한다. 조선소는 선주의 요구에 부응하기 위하여, 더 높은 효율성을 갖는 장비를 탑재한 선박을 설계, 건조하기 위해 노력하고 있다.

하지만 각각의 선박이 주요제원, 설계개념, 탑재 장비 차이 때

문에 기본적인 성능이 다르고, 선주에게 건조된 선박이 인도된 이후 실제 운항하는 항로, 환경 조건, 운항자 등의 차이로 선박의 운항 효율성을 같은 기준에 따라 비교하는 것이 어려웠다. 선박의 운항 효율성과 관련하여 에너지효율설계지수(EEDI), 에너지 효율운항지수(EEOI), 에너지효율관리계획(SEEMP) 등 지수의 적용이 검토되고 있지만 (Ball et al., 2015), 제시된 지수만으로 설계요소의 다양성과 운항 요소들이 갖는 불확실성을 고려하여 국제기구, 선주, 선급 등으로부터 제기되고 있는 기술적 요구를 만족시키려면 더 많은 연구가 필요할 것으로 생각된다.

최근 들어, 운항 중인 선박의 데이터를 저장, 취득하는 기술과 선박의 실선 운항성능을 추정하는 다양한 기법이 제시되고 있어, 실제 선박에서 계측, 저장된 운항 데이터와 운항성능, 연료 소모

량 등을 직접 비교함으로써 운항 효율성을 추정, 비교, 분석할 수 있는 가능성이 커지고 있다. 특히, 불확실한 환경 하중으로 인한 부가저항을 정확하게 추정함으로써, 선박의 속도 저하, 요구 동력의 증가, 연료 소모량의 증가 등에 관한 연구가 이루어지고 있다. Kim et al. (2017)과 Luo et al. (2016)은 바람 및 파랑으로 인한 부가저항을 계산한 후, 선박의 속도 저하량을 추정하였다. Degiuli et al. (2017)은 파랑 중 부가저항을 고려하여, 증가한 선박의 연료 소모량을 추정하기도 하였다. Bialystocki and Konovessis (2016)는 418개의 눈 리포트(noon report)를 통계적으로 분석하여, 연료 소모량을 절감할 방안을 탐색하고자 했다. 이를 위하여, 선박의 흘수, 배수량, 환경 하중 및 방향, 선체 및 추진기 거칠기 등이 연료 소모량에 미치는 영향을 정량화하였다 (Bialystocki and Konovessis, 2016). You et al. (2018a)는 선박의 동특성을 고려하여 추정된 선박의 분당 회전수 및 동력을 계측값과 비교, 검증하였으며, You et al. (2020)는 앞에서 검증된 방법을 적용하여 설계된 선박의 파울링효과(fouling effect)를 고려하여 시미진과 연료 소모량의 변화를 분석하였다.

앞에서 설명한 연구를 기반으로 선박의 설계, 최적 운항계획의 수립 등을 위한 후속 연구들이 이루어져 왔다. Schinas and Bulter (2016)은 천연가스 추진인 경우와 중유 추진인 경우의 연료비용을 각각 추정하고, 운항비용을 기준으로 천연가스 추진 선박이 갖는 경제적 이점을 주장하였다. You et al. (2018b)는 천연가스 운반선의 운항 속도에 따라 연료비용과 천연가스 화물창의 증발 가스(BOG) 연소를 고려하여 운항비용을 추정하였고, 설계 조건에서 최적의 경제속도를 추정하는 방법을 제안하였다. Wiesmann (2010)은 감속 운항(slow steaming)이 갖는 경제적인 이득을 설명하고, 설계조건이 아닌 감속 운항 조건에서 장시간 운항함에 따라 제기될 수 있는 기술적인 문제점을 정리하였다.

본 연구에서는 천연가스 화물을 적재한 설계 조건에서 연료 소모량과 증발 가스 연소량을 기준으로, 천연가스 재액화 장치와 운항비용에 미치는 영향을 검토함으로써, 천연가스 운반선 설계 및 운용의 방향성을 살펴보고자 했다. 173.4 K급 천연가스 운반선을 대상으로 연구하였으며, 이전 연구 (You et al., 2018b)와 동일한 운항 경로, 환경 조건을 기준으로 운항 시뮬레이션을 수행하였다. 즉, 천연가스 화물을 적재하고 설계 흘수로 나이지리아에서 일본으로 이동하는 것을 기본으로 하되, 선박의 속도, 증발 가스 발생률, 천연가스 재액화 장치의 가동 유무에 따라 연료 소모량 및 증발 가스 연소량을 추정하였다. 운항 경로 및 환경 조건은 실제 선박의 선박자동식별장치(AIS) 데이터에서 획득했던 경로점과 유럽 중기예보센터(ECMMF) 데이터베이스에서 취득한 바람 및 파도의 환경 조건을 이용하되, 각 경로점에 따라 환경 조건이 고정되어 있다고 가정하였다. 연료 소모량 및 BOG 연소량을 비용으로 환산한 후, 전체 비용을 기준으로 특징을 비교, 분석하였다. 마지막으로, 재액화 장치 설치로 절감한 증발 가스 연소 비용과 재액화 장치 설치 비용을 비교하여, 투자액 회수에 소요되는 기간을 추정함으로써 최적의 설계개념을 검토하였다.

2. 시뮬레이션을 위한 수학 모형 (조종 운동방정식 및 비용 추정)

본 연구에서는 ME-GI 엔진을 탑재한 173.4K급 천연가스 운반선을 대상으로 수학모형 풀이에 필요한 각종 계수를 추정하였고, 대상 선박의 조종 운동방정식을 풀이함으로써 운항 시뮬레이션을 수행하였다. 대상 선박은 이전 연구에서 운항 시뮬레이션을 수행할 목적으로 비교, 검증되었으며, 자유 항주 모형시험 결과, 파랑 평균 표류력의 계산, 풍하중 모형시험 결과 및 검증에 관하여 상세히 기술한 바 있다 (You, 2018; You and Choi, 2017; You et al., 2018b; You et al., 2020). 따라서, 수학모형을 구성하는데 필요한 수식만 개략적으로 설명하였다.

Table 1 Principal particulars of the 173.4K LNGC

Item	Properties
Length between perpendiculars (L_{pp}) [m]	283.50
Breadth (B) [m]	46.4
Draft (T) [m]	11.7
Block coefficients (C_B) [-]	0.77
LCG from midship [m]	2.75
Design speed [knots]	18.2
Area of each rudder (A_R) [m ²]	40.00
Pitch at 0.7R [m]	8.7

2.1 선체, 추진기, 타, 바람 및 파랑 하중

Fig. 1은 운항 시뮬레이션의 기준이 되는 지구 고정좌표계와 조종 운동방정식 풀이의 기준이 되는 선체 고정좌표계를 보여주고 있다. 지구 고정좌표계의 기준점, 종방향, 횡방향 축계는 o, x_g, y_g 로 표시하였고, 지구 고정좌표에의 원점은 O , 위도는 ϕ , 경도는 λ 로 표시하였다. δ 는 타각을 의미하지만 설치된 방향은 하첨자에 따라 구분하였다. 선수각은 ψ , 편류각은 β , 바람의 속도는 V_{WI} , 바람의 방향은 ψ_{WI} , 파랑의 방향은 ψ_{WA} 로 표시하였다.

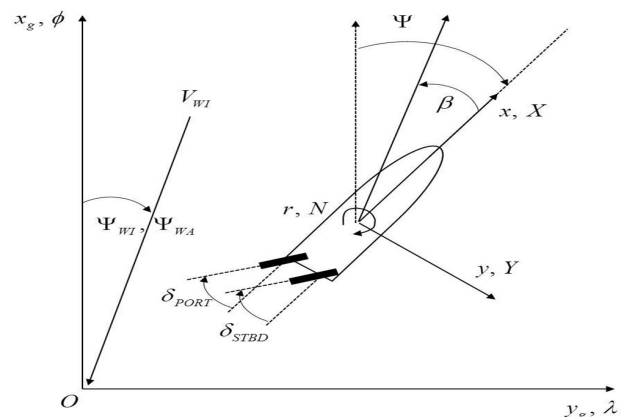


Fig. 1 Coordinates

선박의 조종 운동방정식은 식 (1)과 같이 풀이되는데, 식 (1)의 우변은 각각의 성분에 따라 식 (2)처럼 선체, 추진기, 타, 바람, 파랑 성분으로 구분할 수 있다. m 은 선박의 질량, I_{zz} 는 질량 관성모멘트, u, v, r 는 전후동요, 좌우동요, 선수동요 속도 성분을 가리킨다. 또한, x_G 는 선체 중심에서부터 무게중심까지 떨어진 거리를 킨다. X, Y, N 은 전후동요, 좌우동요, 선수동요 힘과 모멘트를 의미하며, 하첨자 H, P, R, W, WA 는 각각 선체, 추진기, 타, 바람, 파랑 성분을 의미한다.

$$\begin{aligned} m(\dot{u} - vr - x_G \dot{r}^2) &= X & (1) \\ m(\dot{v} + ur + x_G \dot{r}) &= Y \\ I_{zz} \dot{r} + m x_G (\dot{v} + ru) &= N \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} X &= X_H + X_P + X_R + X_W + X_{WA} & (2) \\ Y &= Y_H + Y_R + Y_W + Y_{WA} \\ N &= N_H + N_R + N_W + N_{WA} \end{aligned}$$

선체 및 타가 발생시키는 유체동역학 하중은 경험식으로부터 얻은 유체력미계수를 이용하여 추정하되, 이전연구에서 자유 항주 시험을 통해 비교, 검증했기 때문에 대상 선박의 조종 운동을 잘 반영하고 있는 것으로 간주할 수 있다 (Kijima et al., 1990; Fujii & Tsuda, 1961; Fujii & Tsuda, 1962). 추진기로 인해 발생하는 유체동역학 하중은 추진기 단독모형시험으로부터 획득하였다. 식 (3)은 선체, 식 (4)는 추진기, 식 (5)는 타의 유체동역학 수학모형을 보여주고 있다. 식 (3)에서 m_x, m_y 부가질량을, J_{zz} 는 부가질량관성모멘트를 가리킨다. u, v, r 등의 하첨자를 갖는 X, Y, N 항은 유체력미계수를 가리키며, 어퍼스트로피는 무차원화된 값을 의미한다. L_{pp} 는 수선길이, T 는 흘수, U 는 선박의 속도를 가리킨다. 식 (4)에서 t 는 추력감소계수를, n 은 초당회전수 (RPS), D_p 는 추진기 직경, K_T 추력계수, K_Q 는 토크 계수, Q 는 토크를 가리킨다. y_p 는 선체 중심선에서 각각의 추진기가 떨어진 좌우방향 거리를 가리킨다. ρ 는 해수 밀도이며, 하첨자 PORT, STBD는 각각 좌현, 우현을 가리킨다. 식 (5)에서 δ 는 타 각을, x_R 는 선체 중심에서부터 타의 회전축까지의 전후방향 거리를 가리킨다. F_N 은 타 직입력을 가리킨다. A_R 은 타 면적, U_R 은 타에 유입되는 유속을, $C_{L,\alpha}$ 는 양력계수의 기울기를, Λ 는 타 종횡비를 의미한다.

$$\begin{aligned} X_H &= -m_x \dot{u} + (m_y + X_{vr})vr & (3) \\ &+ \frac{1}{2}(\rho L_{pp} T U^2) X_{uu} \cos^2 \beta \\ Y_H &= -m_y \dot{v} + m_x ur + Y_H(v', r') \\ N_H &= -J_{zz} \dot{r} + N_H(v', r') + x_G Y_H(v', r') \end{aligned}$$

where,

$$\begin{aligned} Y_H(v', r') &= \frac{1}{2}(\rho L_{pp} T U^2) (Y'_v v' + Y'_r r' + Y'_{vv} v' |v'| \\ &+ Y'_{rr} r' |r'| + Y'_{vr} v' v' r' + Y'_{vr} v' r' r') \\ N_H(v', r') &= \frac{1}{2}(\rho L_{pp}^2 T U^2) (N'_v v' + N'_r r' + N'_{vv} v' |v'| \\ &+ N'_{rr} r' |r'| + N'_{vr} v' v' r' + N'_{vr} v' r' r') \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} X_P &= (1-t)\rho m_{PORT}^2 D_p^4 K_T(J_{P, PORT}) & (4) \\ &+ (1-t)\rho m_{STBD}^2 D_p^4 K_T(J_{P, STBD}) \\ N_P &= y_P(1-t)\rho m_{PORT}^2 D_p^4 K_T(J_{P, PORT}) \\ &- y_P(1-t)\rho m_{STBD}^2 D_p^4 K_T(J_{P, STBD}) \\ Q &= \rho m_{PORT}^2 D_p^5 K_Q(J_{P, PORT}) + \rho m_{STBD}^2 D_p^5 K_Q(J_{P, STBD}) \\ Power &= 2\pi n Q \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} X_R &= -(1-t_R)F_{N, PORT} \sin \delta_{PORT} & (5) \\ &- (1-t_R)F_{N, STBD} \sin \delta_{STBD} \\ Y_R &= -(1+a_H)F_{N, PORT} \cos \delta_{PORT} \\ &- (1+a_H)F_{N, STBD} \cos \delta_{STBD} \\ N_R &= -(x_R + a_H x_H)F_{N, PORT} \cos \delta_{PORT} \\ &- (x_R + a_H x_H)F_{N, STBD} \cos \delta_{STBD} \\ &- y_R(1-t_R)F_{N, PORT} \sin \delta_{PORT} \\ &+ y_R(1-t_R)F_{N, STBD} \sin \delta_{STBD} \end{aligned}$$

where,

$$\begin{aligned} F_{N, PORT} &= 0.5 * \rho A_R^2 U_{R, PORT}^2 C_{L,\alpha} \sin \alpha_{R, PORT} \\ F_{N, STBD} &= 0.5 * \rho A_R^2 U_{R, STBD}^2 C_{L,\alpha} \sin \alpha_{R, STBD} \\ C_{L,\alpha} &= \frac{6.13A}{\Lambda + 2.25} \\ \alpha_{R, PORT} &= \delta_{PORT} - \gamma(\beta - l'_R r') \\ \alpha_{R, STBD} &= \delta_{STBD} - \gamma(\beta - l'_R r') \end{aligned}$$

식 (6), (7)은 바람 하중의 수학모형을 보여주고 있다. 모형시험을 통해 획득한 풍하중 계수를 바람의 상대 입사각에 따라 선형보간한 후, 공기의 밀도, 바람의 상대속도, 풍압면적 등과 곱해 바람 하중을 추정하였다 (DSME, 2008). 식 (6)에서 ρ_{air} 는 공기 밀도이며, C_X, C_Y, C_N 은 전후방향, 좌우방향, 선수동요 방향의 풍하중계수이고, A_T 는 종방향 풍압면적을, A_L 은 횡방향 풍압면적을 가리킨다. V_{WT} 는 선체에 입사되는 바람의 상대속도이다.

$$\begin{aligned} X_W &= \frac{1}{2} C_X' \rho_{air} A_T V_{rWT}^2 & (6) \\ Y_W &= \frac{1}{2} C_Y' \rho_{air} A_L V_{rWT}^2 \\ N_W &= \frac{1}{2} C_N' \rho_{air} A_L L_{OA} V_{rWT}^2 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} u_{rWT} &= V_{WT} \cos(\psi_{WT} - \psi) + u & (7) \\ v_{rWT} &= V_{WT} \sin(\psi_{WT} - \psi) + v \\ V_{rWT} &= \sqrt{(u_{rWT})^2 + (v_{rWT})^2} \\ \psi_{rWT} &= \tan^{-1}(v_{rWT}/u_{rWT}) \end{aligned}$$

식 (8)은 파랑 하중의 수학모형을 보여주고 있다. 파랑 평균 표류력만을 조종 운동방정식에 파랑 하중으로 고려하였다. 식 (8)에서 $E(w)$ 는 파랑 스펙트럼이며, H_s 는 유의파고, w 는 파주파수를 가리킨다.

$$\begin{aligned} X_{WA}, Y_{WA}, N_{WA} &= 2 \int_0^\infty \frac{QTF(u, w, \alpha)}{\zeta_A^2} E(w) dw & (8) \\ E(w) &= \frac{5}{16} H_s^2 \frac{w_m^4}{w} \exp - \frac{5}{4} \left(\frac{w_m}{w}\right)^4 \end{aligned}$$

2.2 분당 회전수, 동력, 연료 소모량 (추진 또는 발전)

운항 시뮬레이션을 수행하면서, 분당 회전수의 정확한 추정치는 신뢰할 수 있는 선박의 동력, 연료 소모량, 연료비용 추정의 시작점으로 볼 수 있다. 조종 운동방정식에서는 분당 회전수가 추진기 외력을 계산하기 위한 입력값으로 이용되지만, 운항 시뮬레이션을 수행하기 위해서는 분당 회전수를 필요에 따라 조절해야만 한다. 이전 연구에서 주어진 속도, 분당 회전수, 동력을 추종하는 방법을 비교, 분석한 바 있다 (You, 2019). 여기서는 Table 2에서 보는 것처럼, 주어진 선박의 속도를 추종하되 이전 연구의 룩업 테이블(look-up table)을 이용함으로써 분당 회전수를 조절하였다.

Table 2 RPM increment according to the speed difference considered in the previous research (You et al., 2018b)

You et al., (2018b)	
Condition [knots]	RPM command [-]
$\Delta U > 8.0$	+0.4
$8.0 \geq \Delta U > 2.0$	+0.2
$2.0 \geq \Delta U > 0.05$	+0.1
$0.05 \geq \Delta U > -0.05$	Maintained
$0.05 \geq \Delta U > -2.0$	-0.1
$-2.0 \geq \Delta U > -8.0$	-0.2
$-8.0 \geq \Delta U$	-0.4

본 연구에서는 천연가스 추진방식만을 기준으로 연구를 수행하였기 때문에, 추진을 위해 천연가스 연료탱크에 저장된 액화천연가스 혹은 천연가스 화물창에 증발 가스를 주 연료로 공급하는 경우만을 가정하였다. 해상용 경유를 파일럿 오일(pilot oil)로 공급하였다. 식 (9), (10)은 2개의 메인 엔진(5G70ME-C9.5-GI)에서 소모된 천연가스 및 해상용 경유량을 계산하는 수식을 보여주고 있다. 추진에 필요한 동력은 매초 계산된 분당 회전수 및 추력 계수 등을 고려하여 식 (3)을 이용하여 추정하였다 (MAN Diesel & Turbo, 2017).

$$FGC_P = P_P \times SGC(engine\ load) \quad (9)$$

$$FPOC_P = P_P \times SPOC(engine\ load) \quad (10)$$

3개의 발전기(8L34DF)도 천연가스를 주 연료로 작동하는 경우를 가정하였으며, 메인 엔진과 같이 천연가스 연료탱크에 저장된 액화천연가스 혹은 천연가스 화물창에 기화된 증발 가스를 연료로 공급하는 조건이다 (Wärtisilä, 2019). 액화천연가스를 주 연료로 공급하고, 중유를 파일럿 오일로 공급하였다. 식 (11), (12)는 발전기에서 소모된 천연가스 및 중유량을 계산하는 수식을 보여주고 있다. 발전기에 요구되는 전력량은 전기부하보고서(ELA)에서 얻을 수 있다 (DSME, 2017). 여기서, 설계 흡수에서 재액화 장치 없이 운항하는 조건에서는 3,200 kW, 재액화 장치

가 가능한 채 운항하는 조건에서는 3,700 kW를 고려하였다.

$$FGC_G = P_G \times SGC(electric\ load) \quad (11)$$

$$HFOC_G = P_G \times SFOC(electric\ load) \quad (12)$$

2.3 증발 가스 연소량

천연가스 화물창 내에서 허용 가능한 압력 범위 및 운용개념은 이전 연구에서 상세히 기술된 바 있다. 구조적인 안전성을 위하여 천연가스 화물창을 최소 50 mbarg, 최대 190 mbarg의 압력 범위 내에서 운용해야 한다. 추진 및 발전을 위해 소모되는 천연가스 화물창 내 증발 가스 소모량과 화물창의 압력을 기준으로 네 개의 모드를 가정하였다. 천연가스 화물의 선적을 끝낸 화물창의 내부 압력은 50 mbarg (하한 범위(lower limit))에서 시작하는데, 증발 가스로 인해 기화되는 천연가스양이 추진/전력생산에 소모되는 증발 가스보다 크면 압력은 증가한다. 증발 가스로 인해 기화되어 누적되는 천연가스양이 많아지다가 내부압력이 190 mbarg (상한 범위(upper limit))에 도달하면, 천연가스 화물창의 안전을 위해 연소장치(GCU)가 작동된다. 연소장치는 천연가스 화물창의 최대적재량을 기준으로 증발 가스를 상쇄할 수 있도록 설계되었음을 가정하였다. 연소장치가 작동됨에 따라 기화되는 증발 가스양이 줄어들면, 화물창 내 압력이 다시 하한 범위에 도달하게 된다. 이때 연소장치는 작동을 정지하고, 다시 추진/전기생산에만 증발 가스를 사용하게 된다. 다시 증발 가스로 인한 압력은 상승하게 되며, 같은 순서를 반복하게 된다. 연소장치가 작동을 시작한 이후, 소모되는 증발 가스양은 식 (13)과 같이 계산할 수 있다.

$$BOGC_C = BOR \cdot m_{LNG} \quad (13)$$

2.4 운항비용 (연료 소모량 및 증발 가스 연소량)

식 (9)~(13)까지 1초마다 추진, 발전, 증발 가스 연소를 위해 소모된 연료는 식 (14)와 같이 비용으로 환산할 수 있다. Ship & Bunker(www.shipandbunker.com)에서 2017년 7월 1일부터 6개월간 천연가스, 중유, 해상용 경유의 가격을 공개한 바 있으며, 2017년 12월 8일 기준의 연료비용으로 전체 운항비용을 추정하였다. 천연가스 연료는 298 USD/mt, 중유는 375.6 USD/mt, 해상용 경유는 708.0 USD/mt이었다.

$$Cost = C_{LNG} \times (FGC_P + FGC_G + BOGC_C) + C_{MGO} \times (FPOC_P) + C_{HFO} \times (HFOC_G) \quad (14)$$

3. 시뮬레이션 개요

실제 운항 중인 천연가스 운반선에 설치된 선박자동식별장치

를 통해 기록된 운항 정보를 이용하여, 운항 시뮬레이션을 수행하였다. 기록된 항로는 Fig. 2에서 보는 것처럼, 나이지리아 Bonny Island에서 출발하여, 일본 Osaka로 이동하는 경로였다. 기록된 시간에 따른 경위도 좌표, 침로, 속도 등의 정보를 확인할 수 있었으며, 시간과 경위도 좌표 정보를 이용하여 유럽 중기 예보센터 데이터베이스에서 바람 및 파랑 정보를 얻을 수 있었다.

대상 선박이 운항하는 동안 대체로 바람의 속도는 9 knots 이하였고, 6~7일경 Cape town을 통과할 때 최대 13.5 knots의 바람이 있었다. 유의파고 또한 대부분의 해역에서 2~3 m 정도였으나, 6~7일차에 최고 5.5 m의 유의파고가 있었다. 선박자동식별 장치에 기록된 운항 경로에서 예측되는 통상적인 바람 및 파랑 조건과 유사한 정도의 환경 조건이었다 (Young, 1999).

Table 3 Simulation procedure to simulate the voyage

No.	Description of the activities during the simulation
Step 0	<ul style="list-style-type: none"> - Read the design information of the 173.4K LNGC including principal particulars, wind load coefficients, wave load coefficients, and operating information of equipments - Read the voyage data including AIS data and ECMWF database according to the location and UTC
Step 1	<ul style="list-style-type: none"> - Set the initial condition considering speed, location, draft and COG - Set the next way point from the AIS data
Step 2	<ul style="list-style-type: none"> - Solve the maneuvering equations of motion to acquire the updated speed, location, COG and others (Eq. (1), (2), (3), (4), (5), (6), (7), (8))
Step 3	<ul style="list-style-type: none"> - Compare the current speed and the command speed at 30 seconds interval - Add, reduce or maintain RPM based on the look-up table (You et al., 2018b) after the current speed is compared with the given speed
Step 4	<ul style="list-style-type: none"> - Compare the current location and the given way point - Decide the rudder deflection angle to follow the given way point
Step 5	<ul style="list-style-type: none"> - Calculate the hydrodynamic coefficients considering the kinematic state - Calculate propulsion power and electric power considering the updated state (Eq. (8) and (9)) - Calculate the fuel oil and gas consumption (Eq. (10) and (11))
Step 6	<ul style="list-style-type: none"> - Check whether the LNGC arrives the final destination or not (Yes : Finish the simulation, No : Go to Step 2)

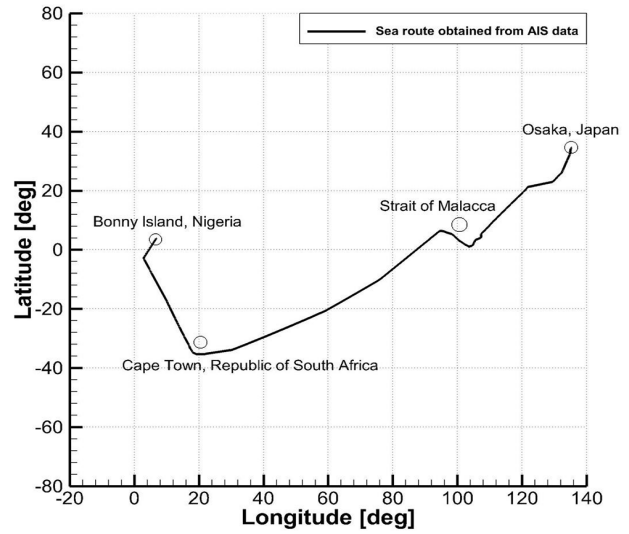


Fig. 2 The recorded sea route obtained from the AIS data of an LNGC

Table 4 Detailed simulation matrix considering the draft, ship speed, BOR and fuel type

No.	1	2	3	4	5
Condition	Design condition (or Laden voyage)				
Draft [m]	11.7				
BOR	0.150	0.125	0.100	0.075	0.150
Combustion rate	0.150	0.125	0.100	0.075	X
Re-liquefaction	X	X	X	X	O
Speed [knots]	12, 13, 14, 15, 16, 17, 18, 19, 20				

Table 3에서는 시뮬레이션이 수행되는 순서를 개략적으로 정리하였다. 각각의 단계에 맞추어 순차적으로 계산을 수행하되, 출발점에서부터 도착점에 도달할 때까지 Step 2에서 Step 5까지는 반복하게 된다.

Table 4는 재액화 장치가 운항비용에 미치는 영향을 분석하기 위해 수행한 계산 조건을 보여주고 있다. 재액화 장치 운용이 필요한 설계 흡수 조건에 대해서만 검토했고, 이때 흡수는 11.7 m이다. 증발 가스 발생률은 0.150, 0.125, 0.100, 0.075 F/day 기준으로 계산했으며, 재액화 장치는 연소장치 작동 없이, 증발 가스 발생률이 0.150 %/day 조건만을 계산했다. 선속은 12 knots에서 20 knots까지, 1 knot 간격으로 계산했다.

4. 시뮬레이션 결과 및 분석

선박의 운항 시뮬레이션은 같은 대상 선박, 운항 경로, 환경 조건에 대해서 운항 시뮬레이션을 통해 획득한 결과를, 시계열 관점에서 상세히 분석한 바 있다 (You et al., 2020). 따라서, 이전 논문에서 상세히 분석했던 분당 회전수, 동력의 시계열은 본 논문에서는 분석하지 않았다. 다만, 각각의 조건에서 시뮬레이션을 반복적으로 수행한 후, 분당 회전수, 동력의 시간 평균값 또

는 누적된 연료 소모량, 연료비용, 운항비용을 상세히 분석하고자 했다.

Fig. 3에서는 선박의 명령 속도를 12 knots에서부터 20 knots 까지 1 knot 간격으로 시뮬레이션을 수행했을 때, 도착점에서 추정된 분당 회전수 및 동력의 시간 평균값을 보여주고 있다. 선박의 동특성 관점에서 선박의 속도와 분당 회전수는 선형관계를 가지며, 동력은 속도 또는 분당 회전수의 제곱에 비례한다. 식 (3)에서 저항 성분을 대표하는 X_{uu} 성분과 식 (4)에서 추력이 분당 회전수의 제곱 형태로 표현되는 수확모델과 관계가 깊으며, 동력은 분당 회전수의 제곱에 비례한다. 시운전을 통해 도출된 속도-분당 회전수, 속도-동력 곡선에서도 같은 관계를 보여준다 (Behrendt and Kucharski, 1997). Fig. 3에서 추정된 결과는 시운전 또는 설계단계에서 얻어지는 경향성과 시뮬레이션 결과의 경향성이 일치함을 확인할 수 있었다.

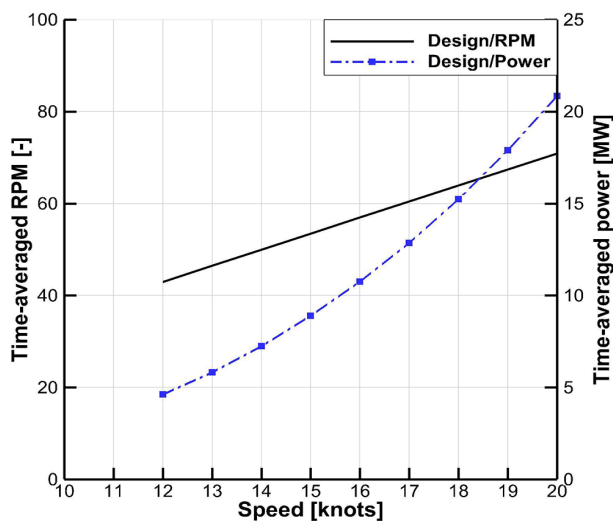


Fig. 3 Time-averaged RPM and power according to ship speed

식 (9), (10)에서와 같이 연료 소모량은 메인 엔진에서 발생시키는 동력에 직접적인 영향을 받는다. 식 (11), (12)에서보는 것처럼 발전기에서 생산하는 전력은 일정하기 때문에, 세로축 방향으로 일정한 값을 옮기는 효과만 있다. 따라서, Fig. 3에서 보이는 동력의 경향성과 같이 더 낮은 속도로 운항할 때, 연료 소모량이 속도의 제곱에 비례해서 감소할 것이다 (엔진 로드에서 SGC, SPOC, SFOC의 변화보다, 동력의 변화가 더 크기 때문이다). 이것이 연료비용 절감을 위해 선사가 낮은 속도로 선박을 운항하는 속도 절감 전략을 선택하는 이유이다. 물론, 같은 거리를 운항하는데 더 긴 시간이 소요되기 때문에, 속도 절감 전략의 선택은 운항 일정의 증가로 인한 손실과 절감되는 운항비용을 종합적으로 고려하여 결정한다. 12 knots에서 20 knots 범위에서 최대 연료 소모비용의 약 40% 내외의 연료 소모비용을 절감할 수 있다. 다만, Fig. 3에서 보이는 속도에 따른 동력 곡선을 기술기보다, Fig. 4의 속도에 따른 연료비용 곡선의 기울기가 완만함을 알 수 있다. 이것은 메인 엔진의 주 연료로 공급되는 천연가스 외에도 파일릿 오일로 공급되는 해상용 경유 경우 엔진 로드에 상관없이 거의 일정한 비용을 소모하게 된다. 또한, 엔진

로드에 따라서 SGC, SPOC 값이 변화하고, 발전기에서 생산하는 전력이 일정하기 때문에 소모되는 천연가스, 중유량이 일정하게 소모된다. 특히 주 연료인 천연가스보다 해상용 경유, 중유의 가격이 더 비싸다. 이와 같은 영향을 받아 속도에 따른 연료비용 곡선은 완만해진 것으로 판단된다.

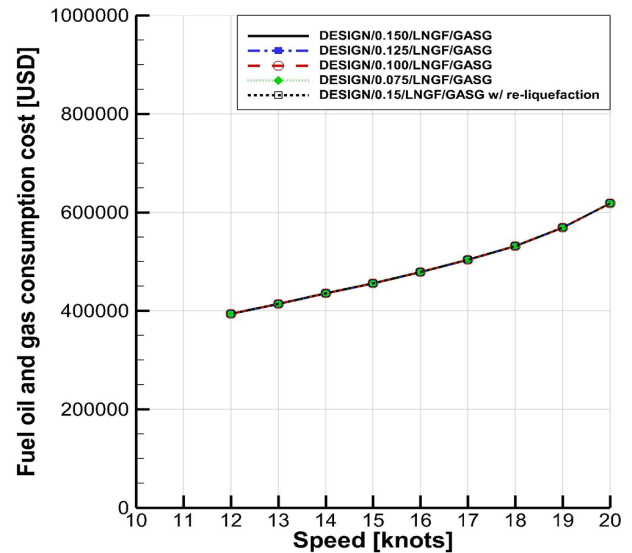


Fig. 4 Fuel oil and gas consumption cost for propulsion according to ship speed, BOR, and activation of re-liquefaction unit

Fig. 5에서는 선박의 속도, 증발 가스 발생률, 재액화 장치 작동에 따른 운항비용을 보여주고 있다. 재액화 장치를 작동하지 않은 조건에서는 연소 장치가 증발 가스를 연소한 비용만큼 Fig. 4의 표시된 값보다 비용이 증가하는 것으로 나타난다. 다만, 증발 가스 발생률에 따라 연소 장치의 작동이 되지 않는 조건이 있고, 그 조건에서 운항 비용은 Fig. 4에서 표시된 연료 비용과 같다. 재액화 장치를 작동한 조건은 증발 가스의 연소는 없지만, 500 kW정도의 발전량이 일정하게 더 필요하다. 따라서, 그 차이는 미미하지만 Fig. 4에 표시된 연료비용보다는 위에 표시됨을 알 수 있다. 증발 가스 발생률이 낮아짐에 따라 연소장치의 작동이 없는 운항 조건이 확대됨을 알 수 있고, 연소장치의 작동이 없는 한 가장 낮은 속도 조건에서 최소의 운항비용이 예상됨을 알 수 있다.

Table 5는 대상 선박에 재액화 장치를 설치했을 때, 각각의 속도, 증발 가스 발생률을 기질 때 투자 비용 회수에 드는 시간을 추정한 것이다. 여기서 대상 선박의 운항 경로에 포함된 두 개 터미널을 같은 속도로 왕복하는 것으로 가정했다. 재액화 장치의 가격이 3,899,100 USD라고 가정했을 때, ‘-’ 표시된 조건은 연료 및 증발 가스 연소 비용을 고려할 때 재액화 장치를 작동시킬 필요가 없어 투자 비용을 회수할 수 없는 경우이다 (Ahn et al., 2017). 이외의 다른 조건에서는 회수 기간이 1.12년에서 22.22년까지 다양하게 추정되었다. 재액화 장치 가동으로 인한 이익이 작은 경제조건에서는 회수 기간이 급격하게 증가하는 것으로 보인다.

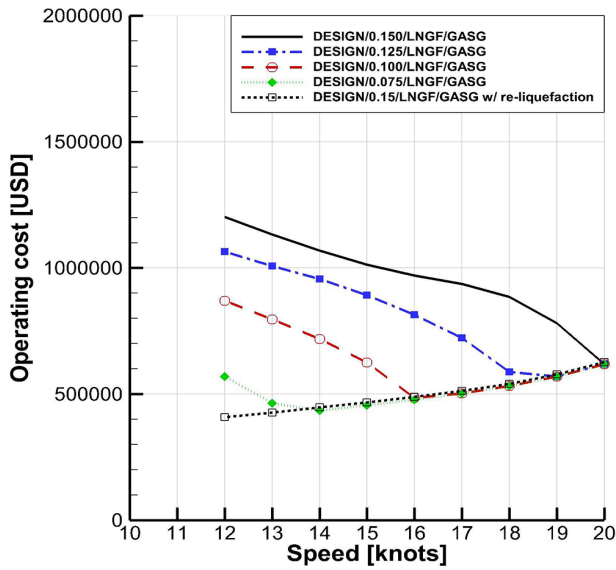


Fig. 5 Operating cost according to ship speed, BOR, and activation of re-liquefaction unit

Table 5 Payback period of the re-liquefaction unit of the LNGC

Speed [knots]	0.150 [%/day]	0.125 [%/day]	0.100 [%/day]	0.075 [%/day]
20	-	-	-	-
19	2.89	-	-	-
18	1.79	13.27	-	-
17	1.53	3.09	-	-
16	1.42	2.10	-	-
15	1.33	1.71	4.59	-
14	1.24	1.52	2.85	-
13	1.17	1.42	2.24	22.22
12	1.12	1.35	1.93	5.48

Table 5와 Fig. 5를 통해 천연가스 운반선 설계 및 운용에 두 가지 특징을 도출할 수 있다. 첫째, 천연가스 운반선에서 화물창 내 증발 가스를 연료로 공급할 수 있고, 발생한 증발 가스의 대부분을 연료로 소모할 수 있다면 별도의 연소장치 또는 재액화 장치의 운용이 불필요하다. 증발 가스 발생률이 낮아짐에 따라 재액화 장치의 운용이 불필요한 속도 범위가 확대되는데, 특정 선박의 운항 계획이 재액화 장치 운용이 불필요한 속도 내에서 수립된다면 재액화 장치를 설치할 필요가 없다. 따라서, 일반적으로 천연가스 운반선 또는 선단의 운항계획 수립 시 해당 속도 범위에 따라 재액화 장치 설치 여부가 결정될 수 있다. 일정한 수준을 넘어서는 순간 화물창 단열 소재 및 두께의 증가를 통한 설비투자 비용(CAPEX)의 증가만 가져올 뿐 운항비용 관점에서 이득이 없음을 확인할 수 있다. 따라서, 설계, 건조하는 선박의 설계정보, 동특성, 탑재 장비의 운용 등을 고려하여, 통상적인 운항 범위를 벗어나는 과도한 설비투자를 제한할 필요가 있다.

둘째, 투자금 회수의 가능 여부에 해당하는 경제조건을 제외하고는 비교적 짧은 시간 내 재액화 장치 투자금을 회수할 수 있

다. 선박의 설계, 운항 조건에서 재액화 장치를 설치하는 것이 유리하다고 판단될 경우, 그 투자 비용 회수 기간이 기준 선형 20년에 비해 짧은 경제적 효과가 뚜렷한 것으로 이해된다.

5. 결론

본 연구에서는 천연가스 화물을 적재한 설계 조건에서 연료 소모량과 증발 가스 연소량을 기준으로, 천연가스 재액화 장치가 운항비용에 미치는 영향을 검토함으로써, 천연가스 운반선 설계 및 운용의 방향성을 살펴보고자 했다. 다음의 두 가지 결론을 얻을 수 있었다.

첫째, 선박의 동특성, 운항 경로, 환경 조건 등을 고려한 실선 성능 추정 기법을 기반으로, 메인 엔진, 발전기, 재액화 장치 작동 여부, 증발 가스 발생률 등 장비 운용을 고려하여 선박의 운항비용을 추정할 방법을 구축하였다. 이 방법을 통해, 서로 다른 설계요소, 운항 조건에서도 같은 절차를 따라 추정된 운항비용을 기준으로 운항 효율성을 비교할 수 있었다.

둘째, 더 낮은 증발 가스 발생률을 갖는 천연가스 화물창에 대한 기술개발이 이루어지고 있는데, 실제 천연가스 운반선의 설계 정보, 인도 후 운항하게 될 항로와 환경 조건, 운항 계획 등을 기반으로 경제성 평가가 필요함을 확인했다. 주어진 조건에서 운항 비용을 고려할 때, 증발 가스 발생률이 낮아짐에 따라 추진 및 발전에 공급되는 천연가스양만으로 연소 장치의 작동이 불필요할 수 있고, 더 낮은 증발 가스 발생률을 갖는 화물창은 과도한 설비투자될 수 있음을 확인했다.

본 연구는 주어진 선박, 운항 경로와 환경 조건을 대상으로, 하나의 선박의 운항비용을 추정한 것이다. 제안된 기법을 통해 추정한 결과를 기반으로 최적 설계와 운항계획을 검토하되, 모든 선박, 모든 경로, 모든 운항 조건으로 선부른 일반화는 주의해야 한다.

Nomenclature

LNGC	Liquefied natural gas carrier
BOG	Boil-off gas
BOR	Boil-off rate
EEDI	Energy efficiency design index
EEOI	Energy efficiency operational indicator
SEEMP	Ship energy efficiency management plan
AIS	Automatic identification system
ECMWF	European centre for medium-range weather forecasts
ME-GI	Main engine electronic control gas injection
LCG	Longitudinal center of gravity
GCU	Gas combustion unit
MGO	Marine gas oil
HFO	Heavy fuel oil
UTC	Universal time coordinated

COG	Course over ground
RPM	Revolution per minute
SGC	Specified fuel gas consumption
SPOC	Specified fuel pilot oil consumption
SFOC	Specified fuel oil consumption
USD	US Dollar
CAPEX	Capital expenditure

References

- Ahn, J., You, H., Ryu, J., & Chang, D., 2017. Strategy for selecting an optimal propulsion system of a liquefied hydrogen tankers. *International Journal of Hydrogen Energy*, 42, pp.5366–5380.
- Ball, M. Basile, A. & Veziroglu, T.N., 2015. *Compendium of hydrogen energy – volume 4: hydrogen use, safety and the hydrogen economy*. Woodhead Publishing, Cambridge: UK.
- Behrendt, C., & Kucharski, T. 1997. Comparison of model test with ship sea trial results for a given vessel serie. *Transaction on the Built Environment*, 24, pp.277–284.
- Bialystocki, N., & Konovessis, D., 2016. On the estimation of ship’s fuel consumption and speed curve: A statistical approach. *Journal of Ocean Engineering and Science*, 1, pp.157–166.
- Degiuli, N. et al., 2017. Increase of Ship Fuel consumption due to the added resistance in Waves. *Journal of Sustainable Development of Energy, Water and Environment System*, 5(1), pp.1–14.
- DSME, 2008. *Wind tunnel tests LNG Carrier 173K*, Unpublished confidential document.
- DSME, 2017. *Electric load analysis report of 173K LNG Carrier*, Unpublished confidential document.
- Fujii, J. & Tsuda, T., 1961. Experimental researchs on rudder performance (2). *Journal of the Society of Naval Architects of Japan*, 110, pp.31–42.
- Fujii, J. & Tsuda, T., 1962. Experimental researches on rudder performance (3). *Journal of the Society of Naval Architects of Japan*, 111, pp.51–58.
- Kijima, K. Nakiri, Y. Tsutsui, Y. & Matsunaga, M., 1990. Prediction method of ship manoeuvrability in deep and shallow water. *MARSIM & ICSM 1990*, Tokyo, Japan, 4–7 June 1990, pp.311–319.
- Kim, M. et al., 2017. Estimation of added resistance and ship speed loss in a sea way. *Ocean Engineering*, 141, pp.465–476.
- Luo, S., Ma, N., & Hirakawa, Y., 2016. Evaluation of resistance increase and speed loss of a ship in wind and waves. *Journal of Ocean Engineering and Science*, 1, pp.212–218.
- MAN Diesel & Turbo, 2017. MAN B&W G70ME–C9.5–GI–TII Project Guide Electronically Controlled Dual Fuel Two–stroke Engines Edition 1.0, Copenhagen, Denmark.
- Schinas, O., & Bulter, M., 2016. Feasibility and commercial considerations of LNG–fueled ships. *Ocean Engineering*, 122, pp.84–96.
- Wärtisilä, 2019. Wärtisilä 34DF product guide, Copenhagen, Finland.
- Wesmann, A., 2010. Slow steaming – a viable long–term option? WÄRTSILÄ TECHNICAL JOURNAL (<https://www.wartsila.com/docs/default-source/Service-catalogue-files/Engines-Services—2-stroke/slow-steaming-a-viable-long-term-option.pdf>).
- You, Y., 2018. A study on the maneuverability of a twin–screw LNGC under machinery failure. *Ocean Engineering*, 155, pp.324–350.
- You, Y., 2019. Different approaches for estimating the full–scale performance of a ship based on 3–DOF maneuvering equations of motion: given speed, RPM or power. *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 56(5), pp.428–439.
- You, Y. & Choi, J., 2017. A numerical study on the maneuverability of a twin–screw LNG carrier under single propeller failure. *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 54(3), pp.204–214.
- You, Y., Choi, J., & Lee, D., 2020. Development of a framework to estimate the sea margin of an LNGC considering the hydrodynamic characteristics and voyage. *International Journal of Naval Architecture and Ocean Engineering*, 12, pp.184–198.
- You, Y., Kim, J., & Seo, M., 2018a. Prediction of an actual RPM and engine power of an LNGC based on full–scale measurement data. *Ocean Engineering*, 147, pp.496–516.
- You, Y., Lee, J., & Kim, I., 2018b. Prediction of the efficient speed of an LNGC with design condition from a direct cost evaluation considering the hydrodynamic characteristics and equipment operation. *Ocean Engineering*, 168, pp.23–40.
- Young, I.R., 1999. Seasonal variability of the global ocean wind and wave climate. *International Journal of Climatology*, 19, pp.931–950.

