
 論 文

大韓造船學會論文集
 第 34 卷 第 4 號 1997 年 11 月
 Journal of the Society of
 Naval Architects of Korea
 Vol. 34, No. 4, November 1997

최적 노즐형상을 갖는 수중램제트의 추진성능에 관한 연구

강호근*, 김유탉**, 이영호***

A Study on Propulsion Performance of Underwater Ram-Jet with Optimized Nozzle Configuration

by

H. K. Kang*, Y. T. Kim** and Y. H. Lee***

요 약

수중램제트(underwater ram-jet)는 램흡입부(ram intake), 혼합실(mixing chamber) 및 노즐(nozzle)로 구성되어 있으며, 램흡입부로 유입된 작동유체는 압력이 증가되며 이 증압된 작동유체에 혼합실로부터 고압공기를 분사하여 기·액이상류를 형성하여 노즐을 통과하면서 대기압까지 팽창을 하여 작동유체를 고속으로 가속시켜 노즐출구로부터 추력을 얻는 방식으로 차세대 초고속 선박추진장치이다. 본 연구에서는 80노트를 낼 수 있는 선내관통형(buried type vessel) 램제트의 최적 노즐형상데이터를 이용하여 제반변수(벽마찰계수, 가스속도, 기포반경, 대기온도, 질량유량비, 디퓨저면적비, 작동유체의 속도구배)의 변화가 추진특성에 미치는 영향을 파악하였다.

Abstract

The basic principle of underwater ram-jet as a unique marine propulsion concept showing very high cruise speed range(e. g. 80-100 knots) is the thrust production by the transfer of the potential energy of compressed gas to the operating liquid through kinetic mixing process.

발 표 : 1996년도 대한조선학회 추계연구발표회('96. 11.7)

접수일자 : 1996년 12월 20일, 재접수일자: 1997년 9월 2일

*한국해양대학교 대학원

**동경대학 대학원

***정회원, 한국해양대학교 기계공학부

This paper is aimed to investigate the propulsive efficiency of the nozzle flow in underwater ram-jet at the speed of 80 knots for the buried type vessel. The basic assumption of the theoretical analysis is that mixture of water and air can be treated as incompressible gas. For an optimized nozzle configuration obtained from the performance analysis, preliminary data for performance evaluation are obtained and effects of nozzle inner wall friction, ambient temperature, ambient pressure, water density, gas velocity, bubble radius, flow velocity, diffuser area ratio, mass flow ratio and water velocity gradient are investigated.

1. 서론

기존의 선박추진장치로서 이용되고 있는 스크류 프로펠러를 대체하는 차세대 초고속 선박추진 시스템으로서 Witte[1]는 수중램제트의 원리를 제안하였다. 김 등[2,3,4,5,6]은 Witte의 이론을 바탕으로 램제트의 성능해석을 위한 기존의 이론을 기·액 이상류의 내부유동의 관점에서 고찰하였으며 제반가정 및 연속방정식, 열역학 제1법칙, 오일러의 방정식, 기포의 운동방정식, Rayleigh 방정식 등을 이용하여 디퓨저와 혼합실 및 노즐에 의한 추력을 산출하였다. 그리고 노즐내의 유동특성과 추진효율을 산출할 수 있는 프로그램을 개발하여 선외부착형, 선내관통형 및 이상형의 램제트에 대해 공기를 압축하는 방법, 선속, 크기 등을 변화시키면서 추력과 추진효율을 검토하였다. 그 결과 램제트는 선내관통형이 선외부착형에 비해 추진효율이 우수하며 등온압축공기를 사용하는 것이 단열압축공기를 사용하는 것에 비하여 추진효율이 유리하고 노즐길이가 너무 짧은 것은 효율이 낮아서 불리하고 스케일효과에 의한 영향은 거의 없음을 알았다.

또한 추진효율을 향상시키기 위하여 선내관통형 대형램제트를 기본 모델로 하여 유동변수들의 변화가 추진효율에 어떠한 영향을 미치는 가를 검토하였다.

그러나 지금까지의 결과는 주어진 운전조건에 대하여 노즐의 형상이 자동적으로 결정됨으로써 최적설계의 관점에서는 매우 유리하나, 정해진 노즐형상에 대한 운전조건 변화에 대응하는 성능

해석이 어려운 점이 지적되었다.

따라서 본 연구에는 80노트를 낼 수 있는 대형 램제트를 기본 모델로 계산하여 얻은 최적형상의 노즐에 대하여 제반성능특성을 규명하기 위한 데이터를 확보하였고, 구체적으로 벽마찰계수, 공기 분사속도, 기포반경, 대기온도, 질량유량비, 디퓨저의 입·출구 면적비 및 작동유체의 유입속도 등의 운전조건 변화가 미치는 추진특성의 고찰을 행하였다. 그 결과 벽면마찰계수의 증가는 추력 및 효율을 크게 떨어뜨리며, 기포반경은 각 노즐마다 최적의 크기를 갖고 있으며, 대기온도는 램제트의 성능특성에 거의 관계가 없음을 나타내었다. 또한 질량유량비, 디퓨저 입·출구 면적비의 변화는 추력 및 추진효율에 상당한 영향을 미치는 것을 알 수가 있었다.

2. 이론해석

Fig. 1에서와 같이 수중램제트는 크게 나누어서 램흡입부(ram intake), 혼합실(mixing chamber) 및 노즐의 세부분으로 구성되어 있다. 램흡입부에서 작동유체의 압력이 증가하고, 혼합실에서는 공기압축기로부터의 고압공기가 증압된 작동유체로 분사된다. 또한, 혼합실을 나온 기·액 이상류는 노즐을 통과하면서 대기압까지 팽창을 하여 작동유체를 고속으로 가속시켜 노즐출구에서 추력을 얻는 방식이다.

프로펠러 추진방식이나 워터제트추진[7]의 경우와는 다르게 수중램제트에서 작동유체는 회전체와 접촉을 하지 않기 때문에 원리적으로 공동문제

(cavitation)를 피할 수 있는 장점이 있다.

한편, 디퓨저, 혼합실 및 추진노즐에서 발생하는 유동현상은 서로 다르게 나타나며 이들에 관한 특성은 이러한 부분들을 개별적으로 고려해 봄으로써 해결할 수가 있고, 또한 추력을 얻기 위해서는 노즐내의 유체유동 특성이 추력 및 추진효율에 어떠한 영향을 미치는가 파악할 필요성이 있다.

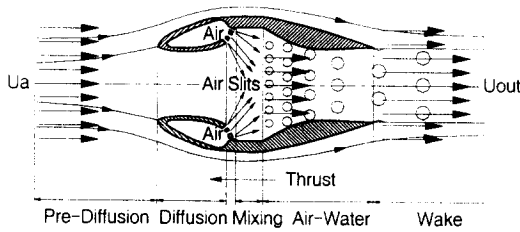


Fig.1 Schematic diagram of ram-jet[1]

먼저 흡입부, 디퓨저 및 혼합실에서의 지배방정식들을 해석하기 위해서 흡입부로 유입되는 작동유체는 비압축·비점성유체라고 가정한다. 또한, 혼합과정에서는 분사된 공기와 작동유체는 압력손실 없이 균일하게 혼합되며, 작동유체에 용해되어 지거나 증기의 형태로 변환되지 않고, 분사된 공기와 작동유체는 항상 일정한 속도를 유지한다 라는 조건에서 운동량정리를 적용하면 흡입부와 디퓨저에 작용하는 전진추력은 다음과 같이 구해질 수가 있다.

$$t_1 = \frac{1}{2} \rho_w U_a^2 S_a \{ (\varphi_{di} - 1)^2 / \varphi_{di} \} \quad (1)$$

단, $\varphi_{di} = S_{di} / S_a = U_a / U_{di}$ 이다. (2)

디퓨저 출구에서의 정압은 다음과 같다.

$$P_{di} = (P_a + \frac{1}{2} \rho_w U_a^2) - (\rho_w U_a^2 / 2\varphi_{di}^2) \quad (3)$$

보이드율 α_0 는 다음과 같이 질량유량비를 이용하여 얻을 수 있다.

$$\mu = \frac{M_g}{M_w} = \frac{\alpha_0 S_0 V_0 \rho_g}{(1 - \alpha_0) S_0 U_0 \rho_w} \quad (4)$$

정압혼합에서 요구되는 관의 단면적 S_o 는 작동유체에 연속방정식을 적용하여 쉽게 얻을 수 있다.

$$U_{di} \rho_w S_{di} = U_o (1 - \alpha_o) \rho_w S_o \quad (5)$$

혼합실에 작용하는 추력은 다음과 같다.

$$t_2 = \frac{1}{2} \rho_w U_a^2 S_a \left(\varphi_{di} - \frac{1}{\varphi_{di}} \right) \left(\frac{\alpha_o}{1 - \alpha_o} \right) \quad (6)$$

따라서 디퓨저 및 혼합실에서 발생하는 전진추력은 식(1)과 식(6)의 추력을 더함으로써 구할 수 있다.

$$r_1 = \frac{1}{2} \rho_w U_a^2 S_a \left\{ \frac{(\varphi_{di} - 1)^2}{\varphi_{di}} + \left(\varphi_{di} - \frac{1}{\varphi_{di}} \right) \left(\frac{\alpha_o}{1 - \alpha_o} \right) \right\} \quad (7)$$

Fig. 2는 추진노즐에서의 검사체적을 나타낸 것으로 다공분사노즐로부터 분사된 고압공기는 작동유체와 혼합하여 고속의 기·액 이상난류유동을 보이고 있다. 그러나 이들에 대한 본격적인 유체역학적인 접근은 실용상 매우 번거로운 작업을 요하기 때문에 1차원의 정상흐름을 가정하여 기본 성능특성을 규명하는 것이 유리하다. 전체 가속과정은 노즐을 통해서 팽창하는 유체의 이상적인 등엔트로피 현상이 아니기 때문에 노즐내 고속 기포 유동의 거동 해석을 위해서 일련의 방정식들이 다음의 가정 하에서 얻어질 수 있다.

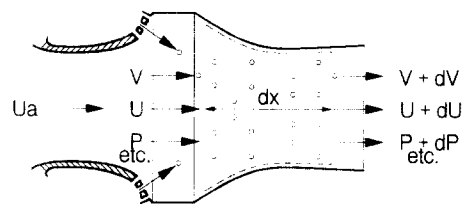


Fig.2 Control volume for propulsive nozzle analysis

- 노즐내에서의 흐름은 정상 및 준1차원유동이다.

- 기포는 완전가스이며 미세하게 분포된 구의 형상을 유지한다.
- 기포는 노즐의 일정단면에서 균일한 크기를 갖고 있으며, 뭉치거나 분리되지 않는다.
- 작동유체는 비압축성이며 온도는 일정하다.
- 기포는 일정한 항력계수 C_D 를 갖는다.
- 노즐내에서 작동유체속도는 선형적으로 증가한다.
- 가스의 질량유량은 매우 작기 때문에 무시한다. ($\mu \ll 1$)

한편, 본 연구에서는 가스(기포)와 작동유체의 속도, 정압 및 온도는 같지 않으며 ($V \neq U$, $P_g \neq P_w$, $T_w \neq T_a$), 노즐벽이 유체에 작용한 마찰력의 영향과 점성의 효과를 고려하였다.

다음으로 관련된 지배방정식은 다음과 같다.

노즐에서의 2상 연속방정식은 식(8)과 식(9)로 표현된다.

$$\frac{d}{dx} [\rho_g \alpha SV] = 0 \quad (\text{공기질량보존}) \quad (8)$$

$$\frac{d}{dx} [\rho_w (1 - \alpha) SU] = 0 \quad (\text{작동유체질량보존}) \quad (9)$$

한편, 노즐내에서 기포는 같이 합쳐지거나 나누어지지 않는다는 가정 하에 기포의 보이드율은 다음 식으로 나타낸다.

$$\alpha = \left(\frac{4}{3}\right) \pi n R^3 / VS \quad (10)$$

여기에서 α 는 기체와 액체의 2상유체에서 단위 체적당 기체가 차지하는 체적비를 나타낸다.

열역학 제1법칙을 기포에 적용하여 기포에너지의 보존방정식으로 나타내면 다음과 같이 나타낼 수가 있다.

$$4\pi R^2 \gamma (T_g - T_a) + C_v \frac{D}{D_t} \left(\frac{4}{3}\right) \pi R^3 \rho_g T_g + P_g \frac{D}{D_t} \left(\frac{4}{3}\right) \pi R^3 = 0 \quad (11)$$

대류열전달을 γ 는 작동유체에 상대적으로 작용한 기포운동에 근거한 레이놀즈수와 프란틀(Prandtl)수의 경험적인 함수로 Vliet와 Leppert[8]

이 산출한 식으로부터 구할 수가 있으며, $1 < Re < 3 \times 10^5$ 의 범위에서 적용하면 다음과 같다.

$$\gamma = \frac{\lambda_w}{2R} (1.3Pr^{0.15} + 0.66Pr^{0.31}Re^{0.5}) \quad (12)$$

$$Nu = 2\gamma R / \lambda_w \quad \text{단, } \lambda_w = 0.59 \text{ W/mK} \quad (13)$$

$$Re = 2R|V - U| / \nu_w$$

$$\text{단, } \nu_w = 10^{-6} \text{ m}^2/\text{sec} \quad (14)$$

고레이놀즈 영역에서 Harberman과 Morton은 수직물기둥에서 솟아오르는 기액이상류의 실험결과[8]를 제시하고 있으며, 다음의 레이놀즈수의 범위에서 기포항력계수의 값을 적용할 수가 있다.

$$C_D = 1.0, \quad 500 < Re \leq 1000 \quad (15)$$

$$C_D = 2.5, \quad 1000 < Re \quad (16)$$

한편, 수평으로 작용하는 노즐단면에서의 Euler의 운동방정식은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$(1 - \alpha) \rho_w U \frac{dU}{dx} + \alpha \rho_g V \frac{dV}{dx} = -\frac{4\tau}{d} - \frac{d}{dx} \{ (1 - \alpha)P_w + \alpha P_g \} \quad (17)$$

위의 식을 다시 정리하면 다음 식과 같이 된다.

$$\frac{dP_w}{dx} + \rho_w U \frac{dU}{dx} + \frac{\alpha}{1 - \alpha} \rho_g V \frac{dV}{dx} + \frac{1}{1 - \alpha} (P_g - P_w) \frac{d\alpha}{dx} + \frac{\alpha}{1 - \alpha} \frac{dP_g}{dx} + \frac{2\rho_w U^2}{d} f\phi^2 = 0 \quad (18)$$

식(17)의 오른쪽 식에서 첫 번째 항은 노즐벽이 유체에 작용한 마찰력의 영향이며[10], τ 는 벽에서의 전단응력, d 는 노즐직경이다. 식(18)에서 f 는 마찰계수, ϕ^2 는 2상마찰손실배수(two-phase frictional multiplier)이다. 여기에서 ϕ^2 는 Wallis의 연구[11]로부터 층류인 경우에 $\phi = \frac{1}{1 - \alpha}$, 난류인 경우 $\phi = \frac{1}{(1 - \sqrt{\alpha})(1 + 8/7\sqrt{\alpha})^{7/8}}$ 의 값을 갖는다.

기포가 노즐을 통하여 이동하면서 항력과 부가 질량효과에 의한 저항을 받는다. 항력은 기포와 작동유체와의 상대속도에 비례하며, 부가질량효과는 기포의 가속력과 관련이 있기 때문에 단일기포의 운동방정식은 다음과 같이 구해진다.

$$\begin{aligned} & \frac{4}{3} \pi R^3 \rho_g \frac{DV}{Dt} + \frac{4}{3} \pi R^3 \frac{dP_w}{dx} \\ & + \frac{4}{3} \pi R^3 \frac{1}{2} \rho_w \left(\frac{DV}{Dt} - \frac{DU}{Dt} \right) \\ & + C_D \frac{1}{2} \rho_w \pi R^2 (V-U) |V-U| = 0 \quad (19) \end{aligned}$$

위의 식에서 두 번째 항은 압력변화에 의한 기포에 발생한 힘을 의미하고, 세 번째 항은 기포의 부가질량에 기인한 관성력을 의미하며[12], 네 번째 항은 작동유체의 상대속도가 존재하는 경우의 기포에 작용하는 항력을 나타낸다.

내부질량전달이 존재하지 않을 때의 기포벽의 변위는 식(20)으로 표현된다.

$$\begin{aligned} \frac{P_g - P_w}{\rho_w} &= -R \frac{D^2 R}{Dt^2} - \frac{3}{2} \left(\frac{DR}{Dt} \right)^2 \\ &+ \frac{1}{4} (V-U)^2 - \frac{4\nu_w V}{R} \frac{DR}{Dt} \quad (20) \end{aligned}$$

여기에서 오른쪽 식의 세 번째 항과 네 번째 항은 각각 내상슬립(interphase slip)과 점도의 효과를 나타내고 있다[13].

또한 노즐내에서 작동유체의 속도가 선형적으로 증가한다고 가정하였으므로 다음과 같이 나타낼 수가 있다.

$$U = U_o + \left(\frac{dU}{dx} \right) x \quad (21)$$

여기서 $\frac{dU}{dx}$ ($=q$)는 일정한 값을 갖는다.

3. 계산방법

앞의 식들을 조합해 보면 10개의 미지수에 대한 일차미분방정식으로 귀착되며 관련된 변수는 $S, \alpha, n, R, V, U, \rho_g, T, P_g$ 와 P_w 이다. 그러나 노즐 단면적 S 값은 최적노즐 형상의 값으로 주어지므로 미지수는 9개가 된다.

미분방정식을 해석하기 위하여 물질미분을 Euler적 관점으로 표현하면 다음과 같다.

$$\begin{aligned} D_g/Dt &= V(d/dx), \quad D_w/Dt = U(d/dx), \\ D^2 R/Dt^2 &= V(dV)(dR/dx) + V^2(d^2 R/dx^2) \quad (22) \end{aligned}$$

한편 노즐에서의 적용방정식들을 조합하면 다음과 같다.

$$n = const \quad (23)$$

$$\alpha = R^3 U / (R^3 U + CV) \quad (24)$$

$$T_g = T_o (P_g R^3 / P_{g0} R_o^3) \quad (25)$$

위의 식(24), (25)을 이용하여 $\frac{d\alpha}{dx}, \frac{dT_g}{dx}$ 를

계산하고 n 은 식(23), $\frac{dU}{dx}$ 는 식(21)에서 구할 수가 있으며, 나머지 4개의 변수 R, V, P_g, P_w 는

$\frac{d^2 R}{dx^2}$ 을 1개 연립미분방정식으로 변환하면 5개

의 미분방정식($\frac{dR}{dx}, \frac{dP_g}{dx}, \frac{dV}{dx}, \frac{dW}{dx}, \frac{dP_w}{dx}$)으로 재조정될 수 있다. 이들 방정식의 해는 노즐을 따라서 흐르는 혼합체가 대기상태의 압력까지 팽창할 때까지 오일러(Euler)의 시간 적분기법으로 진행된다.

따라서 이상과 같이 하여 구한 방정식의 해를 다음의 식에 대입하여 사용하면 노즐에 의한 추력을 계산할 수 있다.

$$F_2 = \int_0^{X_{P=P_a}} \{ [P_w - \alpha(P_w - P_g)] - P_a \} \frac{dS}{dx} dx \quad (26)$$

여기에서 $\frac{\partial S}{\partial x}$ 는 최적노즐형상의 값으로 주어지며, 램제트의 전체적인 추력은 식(7)과 식(26)의 추력을 더한 값으로 구할 수 있다.

$$F = F_1 + F_2 \quad (27)$$

즉, 제반가정을 통하여 연속방정식, 열역학 제1법칙, 오일러의 방정식, 기포의 운동방정식, Rayleigh 방정식 및 기존의 계산결과로서 80노트를 낼 수 있는 최적의 노즐형상 단면적의 데이

Table 1 Initial conditions at nozzle

Intake Cross-sectional Area	2.2 m ²
Ambient Water Velocity	40 m/sec ≈ 80 knots
Ambient Temperature	293 K
Gas Constant	290 J/K kg
Ambient Pressure	1.03 × 10 ⁵ N/m ²
Water Mass Density	1026 kg/m ³
Water Velocity Gradient	5 sec ⁻¹
Nozzle Entrance Bubble Radius	0.01m
Nozzle Entrance Bubble Velocity	20 m/sec
Diffuser Area Ratio	2
Kinematic Viscosity	0.0015 m ² /s
Compressor Efficiency Factor	0.85
Diffuser Efficiency Factor	0.95
Drag Coefficient	2.5
Friction Coefficient	0.005

터 S값을 부여하여 정리하면 9개의 변수를 갖는 9개의 방정식($\alpha, n, R, V, U, \rho_g, T, P_g, P_u$)이 되고 여기에 적당한 대수조작을 하면 5개의 변수를 갖는 5개의 미분방정식($\frac{dR}{dx}, \frac{dP_g}{dx}, \frac{dV}{dx}, \frac{dW}{dx}, \frac{dP_w}{dx}$)이 된다. 그리고 초기조건과 경계 조건을 주어서 제반변수들을 구하고 이것들로부터 노즐추력(γ_2)을 계산할 수가 있다. 또한 디퓨저 효율과 운동량이론에 의한 디퓨저와 혼합실에서의 추력(γ_1)을 구하고, 여기에다 앞에서 계산한 노즐 추력을 더하면 램제트의 전체적인 추력(γ)을 구할 수 있다. 한편, 추진효율은 적당한 압축기 효율을 도입하여 압축기 출력을 구하여 이 압축기 출력과 램제트 추력에 선속을 곱한 램제트 동력을 비교함으로써 구할 수 있다. 또한, 작동유체의 각 속도에서 추력과 효율을 구하여 이 값을 처음의 모델노즐의 추력 및 효율과 비교하여 추력비와 효율비도 구하였다.

Fig. 3은 지금까지의 계산 과정을 순서도로 나타낸 것이다.

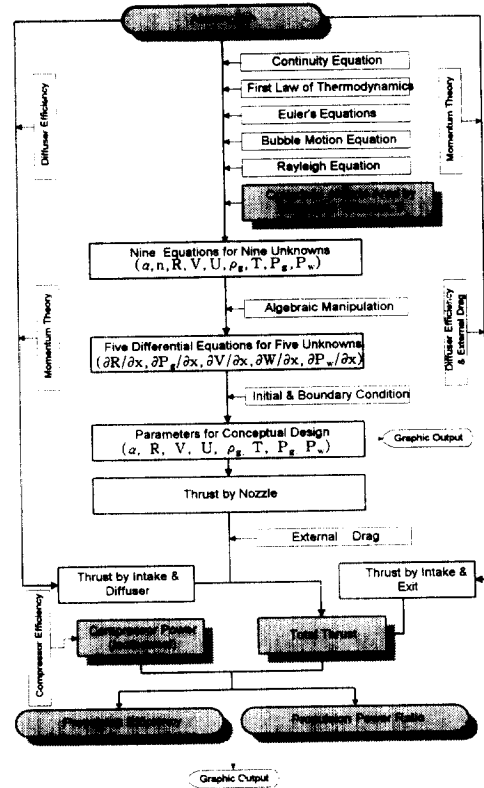


Fig.3 Flow chart of performance prediction analysis

4. 계산결과 및 검토

램제트의 성능해석은 2상 노즐에서의 흐름특성에 대한 제반변수들의 영향을 파악함으로써 얻어질 수가 있다.

Table 1은 계산상의 초기운전조건을 나타내고 있다. 노즐입구에서 Table 1의 초기 조건들은 모든 경우의 계산에서 항상 일정하게 채택되었다. 또한, Fig. 4는 고압공기기포를 함유하는 노즐내부에서의 주요한 유동특성의 변화를 나타내고 있으며, 그래프상의 편의를 위하여 각 값들을 확대하거나 축소하여 나타내었다. 보이드율(α)과 기포반경(R)은 노즐목 이후부터는 증가현상이 뚜렷하다. 이것은 기포가 노즐목 이후부터는 급속·가속팽창하고 있음을 나타내고 있으며, 기포의 온도는 노즐을 통하여 흐르면서 거의 변화가 없음을 알 수가 있다. 작동유체의 속도와 기포의 속도는 선형적으로 증가하는 것을 알 수가 있으며, 압력은 대기압의 상태에까지 점점 감소함을 나타내고 있다.

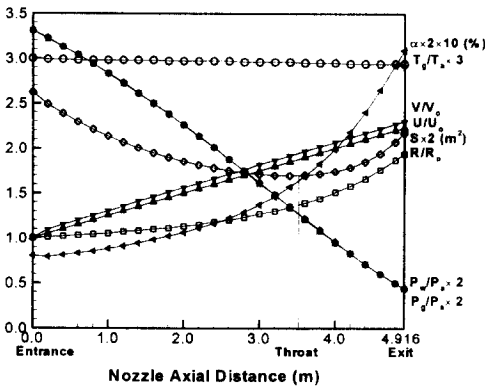


Fig.4 Parameter characteristics

4. 계산결과 및 검토

램제트의 성능해석은 2상 노즐에서의 흐름특성에 대한 제반변수들의 영향을 파악함으로써 얻어질 수가 있다.

Table 1은 계산상의 초기운전조건을 나타내고

있다. 노즐입구에서 Table 1의 초기 조건들은 모든 경우의 계산에서 항상 일정하게 채택되었다. 또한, Fig. 4는 고압공기기포를 함유하는 노즐내부에서의 주요한 유동특성의 변화를 나타내고 있으며, 그래프상의 편의를 위하여 각 값들을 확대하거나 축소하여 나타내었다. 보이드율(α)과 기포반경(R)은 노즐목 이후부터는 증가현상이 뚜렷하다. 이것은 기포가 노즐목 이후부터는 급속·가속팽창하고 있음을 나타내고 있으며, 기포의 온도는 노즐을 통하여 흐르면서 거의 변화가 없음을 알 수가 있다. 작동유체의 속도와 기포의 속도는 선형적으로 증가하는 것을 알 수가 있으며, 압력은 대기압의 상태에까지 점점 감소함을 나타내고 있다.

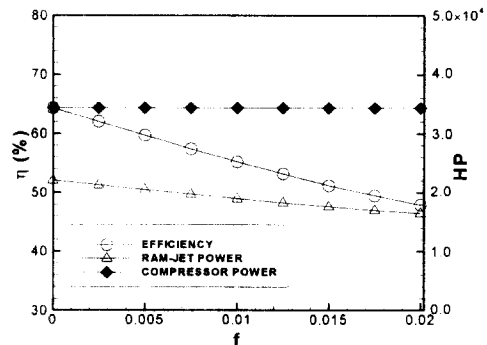


Fig.5 Propulsion efficiency for nozzle inner wall friction coefficient

Fig. 5는 마찰계수의 변화에 따른 추력 및 효율의 변화를 나타낸다. 노즐벽면에서의 마찰손실은 선체의 성능특성에 있어 매우 중요하다. 그 중에서도 출구유속과 마하수는 노즐벽면의 마찰손실에 가장 민감하게 영향을 받는다(본 연구에서는 마하수에 대한 고려는 하지 않았다).

노즐추력과 효율은 마찰계수가 감소할 때 증가한다는 것을 알 수가 있다. 그러나 비록 노즐 출구에서의 추력이 마찰계수에 따라 미소하게 변화하더라도 이 효과는 매우 중요할 수도 있음에 유의하여야 한다.

Fig. 6은 공기분사속도가 효율 및 추력에 미치는 영향을 나타내고 있는 것으로서 공기분사속도

의 증가에 따라 추력은 조금씩 증가를 하고 있지만 압축기의 구동마력은 변하지 않기 때문에 효율도 서서히 증가를 하고 있다. 공기분사속도를 상승시켜도 질량유량비가 일정하기 때문에 급격하게 증가하지 않음을 알 수가 있다.

그러나, 공기분사속도는 효율향상 및 추력의 증가에 중요한 영향을 미칠 수 있으며 각 노즐마다 적정의 공기분사속도를 결정해 주면 효율 및 추력을 향상시킬 수가 있다.

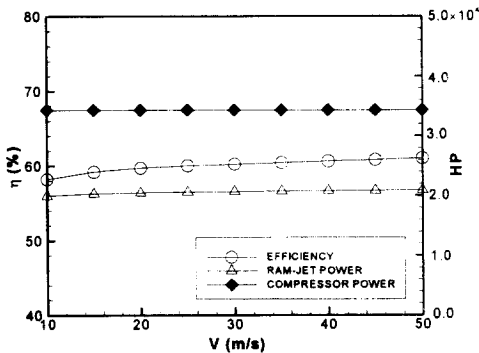


Fig.6 Propulsion efficiency for different gas velocity

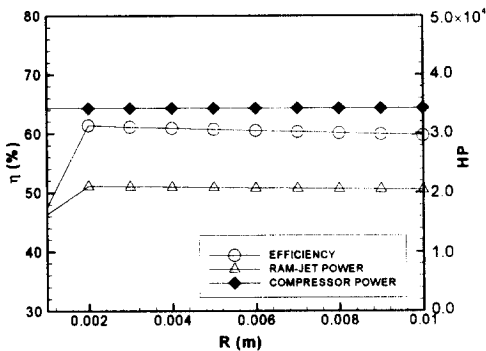


Fig.7 Propulsion efficiency for different bubble radius

Fig. 7은 기포반경의 변화에 따른 효율과 추력을 나타내고 있다. 기포반경이 너무 작으면 기포압력과 작동유체 사이의 압력차이가 노즐목부 근

처에서 플러스와 마이너스가 반복되어 기포압력이 너무 빠르게 대기압력에 도달한다. 결과적으로 노즐길이가 짧게 되는 것과 같은 효과를 가져와서 출구에서 작동유체유속이 감소하여 추력이 크게 떨어지기 때문에 효율이 급격히 증가하다가 다시 약간씩 감소하고 있다. 기포반경이 2mm에서 최대 추진효율을 보여주다가 다시 약간씩 감소하고 있다. 또한 기포반경이 너무 적으면 노즐목 부에서 너무 빠르게 대기압 이하까지 팽창하여 작동유체의 출구 속력이 감소하며 추력도 작아진다. 따라서 기포반경은 모든 조건들이 동일하다면 위의 노즐에서는 2mm이상이 되어야 하며, 각 노즐마다 최적의 기포반경이 존재한다는 것을 알 수가 있다.

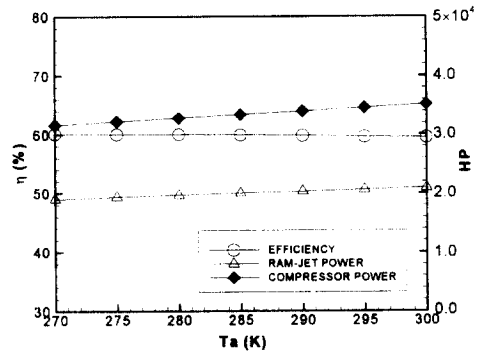


Fig.8 Propulsion efficiency for different ambient temperature

Fig. 8은 대기온도의 변화에 대한 영향을 나타내고 있다. 대기온도가 올라갈수록 램제트 추력이나 압축기 출력은 미소하게 증가하는데 반하여 효율은 미소한 감소를 보이고 있다. 이 결과로부터 대기온도의 변화는 추진효율의 향상이나 추력의 증가에 거의 영향이 없다는 것을 알 수가 있다.

기포의 운동에서 초기 기포온도는 흐름발달과정에서 열전달비가 매우 낮지 않다면 추진효율이나 추력에는 커다란 영향을 미치지 못한다는 것을 알 수가 있다. 또한 높은 초기 기포온도에 의해서 나온 열에너지는 운동에너지로의 전환과 흐름속도를 가속시키는데 있어 전혀 쓸모가 없는 경우가 있으며 이것은 기포의 빠른 냉각효과로부터 나온 결

과이다. 동일 조건이라면 대기온도가 높으면 효율은 나빠지기 때문에, 압축기의 출력을 줄이도록 중간냉각기를 설치하여 흡입공기를 냉각시킬 필요가 있다.

Fig. 9는 작동유체의 유입속력에 따른 질량유량비의 변화가 추력비에 미치는 영향을 나타내고 있다. 미소한 질량유량비의 변화에도 추력비가 급격하게 변하는 것을 알 수가 있으며, 추력은 질량유량비가 커질수록 급격한 증가를 나타내고 있다.

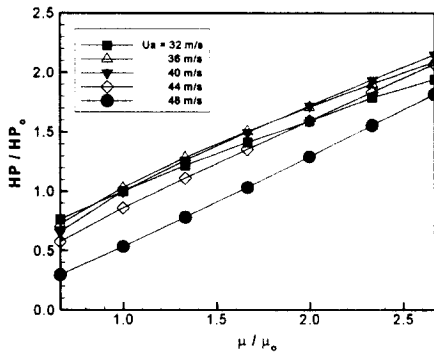


Fig.9 Propulsion ratio for mass flowrate

기포는 급속하게 팽창가속을 하여 대기압 이하까지 팽창한다. 따라서 작동유체와의 혼합에 의한 가속의 결과로서 추력은 급상승하고 있다. 추력은 약 80노트(40 m/s)부근에서 최대를 보이고 있으며, 그 이상의 속도에서는 대기압까지 팽창을 하지 못하여 80노트의 최대추력을 넘지 못하고 있다.

질량유량비가 증가하면 혼합실출구에서의 보이 드율이 커지기 때문에 작동유체와 혼합하는 기포 숫자는 많아지게 되어, 결과적으로 추력은 질량흐름비의 증가와 더불어 커지게 된다.

Fig. 10은 흡입부와 디퓨저에서 작동유체는 비압축, 비점성이라고 가정하였을 때 입·출구의 면적비가 작동유체의 정압형성에 어떠한 영향을 미치는가를 파악하기 위해서 면적비를 다르게 하여 성능특성을 살펴보았다. 미소한 면적비의 변화에도 추력에 많은 영향을 미치는 것을 알 수가 있다. 따라서 적절한 동압형성은 램제트장치에서 매

우 중요하며, 각 노즐마다 동압을 가장 잘 형성시키는 최적의 디퓨저 입·출구 면적비가 존재한다.

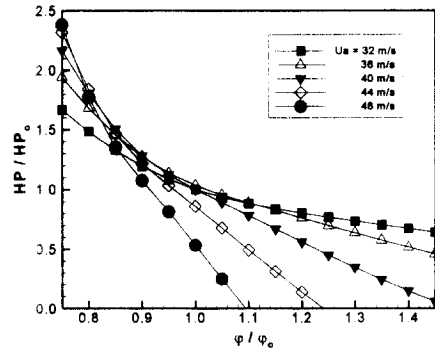


Fig.10 Propulsion ratio for diffuser area ratio

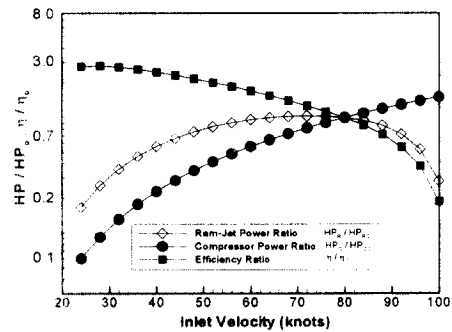


Fig.11 Propulsion efficiency ratio for inlet water velocity

Fig. 11은 작동유체의 유입속도의 영향을 나타내고 있다. 압축기 출력비는 작동유체 유입속도가 증가할수록 큰 폭으로 증가하지만 이에 반하여 추력비는 75 노트부근에서 최고를 나타내고 그 이후는 감소하고 있다. 작동유체 유입속도가 낮을 때 효율이 좋은 것은 기포가 노즐목 부근에서 대기압 이하까지 과대팽창을 하여 초기에는 추력이 크게 발생하나 작동유체 유입속도가 증가할수록 공기기포는 과소팽창을 하는 결과가 되기 때문이다. 또한 초기 운전조건에서 질량유량비를 고정하였기 때문에 추력은 더 이상 증가하지 않고 압축기 구동동력만 커졌기 때문에 상대적으로 추진효율이

현저하게 감소하였다.

이상에서 최적 노즐형상을 갖는 수중램제트의 노즐에서 유동변수들의 변화가 추진특성에 미치는 영향들을 살펴보았다. 그러나 보다 정확하게 노즐 내에서의 유동특성을 알기 위해서는 몇 가지 점들이 고려되어야 한다.

우선, 노즐벽면에서의 마찰손실은 흐름의 발달에 있어서 출구유속과 마하수에 매우 커다란 영향을 미치기 때문에 이에 대한 상세한 고찰이 필요하다. 또한, 기·액이상류가 혼합하는 동안에 응축은 기포질량의 일부분이 액체로 전환되기 때문에 출구흐름에서 동일한 초기의 전체적인 보이드율(α)을 사용할 때의 비응축 기포의 경우와 비교하여 마하수 및 속도의 감소를 가져오기 때문에 열전달 뿐만 아니라 질량전달 까지도 검토되어야 한다.

또한, 디퓨저에서의 정압회복을 위한 디퓨저 형상에 관한 정확한 데이터의 확보와 함께 출발시 이젝터효과를 이용하여 가속성을 개선시키는 문제, 그리고 출구에서의 팽창효과 및 충격과 등을 고려한 압축성 및 나셀외부의 항력계산의 산출이 계산 과정에 포함되어야 한다.

그리고 혼합실에 분사되는 고압 분사공기가 최적의 분사각도에서 분사되어 기·액 이상류의 혼합이 효과적으로 이루어지도록 분사각도와 혼합실의 적정길이에 대한 고려도 필요하다.

그러나 혼합실로 분사된 고압공기는 작동유체와 혼합하여 노즐출구를 따라 흐르면서 복잡한 유동을 나타내며 또한 이것을 해석하기 위하여 많은 가정들을 도입하였기 때문에, 추력을 위한 에너지 변환은 이상적인 것보다 훨씬 감소할 것으로 예상된다.

5. 결론

선박의 추진장치로서의 새로운 선박추진원리를 적용한 램제트에서 디퓨저에 의한 동압 형성 및 기포의 팽창을 응용하여 추력을 발생하는 노즐을 제안하여 그 제반특성을 조사하였다. 즉 80노트를 낼 수 있는 대형 램제트를 기본 모델로 계산하여

나온 최적형상의 노즐에서의 유동특성과 추진효율을 산출할 수 있는 프로그램을 개발하여 여러 가지 유동변수들을 변화시키면서 여러 효율특성을 압축기의 구동 동력과 비교하면서 추력 및 추진효율을 살펴보았다. 그 결과 벽면마찰계수의 증가는 추력 및 효율을 크게 떨어뜨리며, 기포반경은 최대효율을 낼 수 있는 최적의 크기를 갖고 있으며, 대기온도는 램제트의 성능특성에 거의 관계가 없다는 것을 알았다. 또한 질량유량비, 디퓨저 입·출구 면적비의 변화는 추력 및 추진효율에 상당한 영향을 미치는 것을 알 수가 있었다.

사 용 기 호

차원을 갖는 기호(SI 단위)

Cv	정적비열	J/(K · kg)
d	노즐직경	m
l	길이	m
n	기포생성율	1/sec
P	정압	N/m ²
q	작동유체속도구배	1/sec
R	기포반경	m
S	단면적	m ²
T	온도	K
t	힘	N
t	시간	sec
U	작동유체속도	m/sec
V	가스속도	m/sec
W	중량	kg · m/sec ²
x	축방향 거리	m
γ	대류열전달율	W/(m ² · K)
α	열전도율	W/(m · K)
ν	동점성계수	m ² /sec
ρ	밀도	kg/m ³
z	노즐벽면에서의 전단응력	N/m ²
γ	힘	N

무차원기호

C_D	: 항력계수
f	: 벽면마찰계수
Nu	: 누셀트 수
Pr	: 프란틀수
Re	: 레이놀즈수
α	: 보이드율
μ	: 질량유량비
ϕ	: 마티넬리변수(Martinelli parameter)
ϕ	: 디퓨저 입·출구 면적비

첨자기호

1	: 디퓨저 (t와 결합)
1	: 입구부 (r와 결합)
2	: 혼합실 (t와 결합)
a	: 대기
di	: 디퓨저출구
g	: 가스
o	: 노즐입구
w	: 작동유체

참 고 문 헌

- [1] Witte, J. H., "Predicted Performance of Large Water Ramjet", AIAA Paper, No.69-406, 1969.
- [2] 김유택, 김춘식, 이영호, "초고속선용 수중 램제트추진의 성능특성", 대한조선학회추계연구발표회 논문집, 1995.
- [3] 김유택, 김춘식, 이영호, "수중램제트의 설계조건에 따른 성능특성", 대한조선학회추계연구발표회 논문집, 1995.
- [4] 김유택, 이영호, "수중램제트추진(I):성능해석 프로그램의 개발", 한국해양대학교부설해사산업연구소 논문집, 1996.
- [5] 김유택, 이영호, "수중램제트추진(II):설계조건에 따른 성능특성의 고찰", 한국해양대학교 부설해사산업연구소 논문집, 1996.
- [6] 강호근, 김유택, 이영호, "수중램제트의 노즐형상에 따른 유동특성", 대한조선학회추계연구발표회 논문집, 1996.
- [7] 이영호, 박명규, "물분사추진", 대한조선학회지 제29권 제2호, 1992.
- [8] Vliet, G. C. and Leppert, G., "Forced Convection Heat Transfer from an Isothermal Sphere to Water", Journal of Heat Transfer, Vol.83, 1961.
- [9] Harberman, W. L. and Morton, R. K., "An Experimental Investigation in the Drag and Shape of Air Bubbles Rising in Various Liquids", D. T. M. B. Rept. 802, 1953.
- [10] Albagli, D. and Gany, A., "Two-Phase Bubbly Flow Through A Convergent - Divergent Nozzle with Interphase Heat and Mass Transfer", Paper 18-TPF-01, 9th International Heat Transfer Conf., Jerusalem Israel, Aug., 1990.
- [11] Wallis, G. B., "One-Dimensional Two-Phase Flow", McGraw-Hill Inc., 1969.
- [12] Soo, S. L., "Fluid Dynamics of Multiphase Systems", Blaisdell Inc., 1967.
- [13] Knapp, R. T., Daily, J. W. & Hammit, F. G., "Cavitation", McGraw-Hill Inc., 1970.