

수중램제트추진(I) : 성능해석 프로그램의 개발

김 유 택* · 이 영 호**

Underwater Ram-Jet Propulsion(I) : Development of Performance Analysis Program

Y. T. Kim · Y. H. Lee

<目 次>

Abstract	2. 노즐에서의 추력
I. 서 론	3. 수치해법
II. 램제트의 구조와 팽창가스에 의한 일	4. 램제트추력의 계산
1. 램제트의 구조 및 특징	5. 계산 순서
2. 팽창가스에 의한 일	IV. 성능특성의 고찰
III. 성능 해석	V. 결 론
1. 흡입부와 디퓨저 및 혼합실에서의 추력	참고문헌

Abstract

Underwater ram - jet is a powerful alternative to the conventional propulsion systems and is adequate to super - speed crafts in the future. This ram - jet having no moving parts in the water phase consists of a simple contoured duct. Many formulations and assumptions based upon thermo - fluid dynamics, continuity equation, Euler and Rayleigh equations, and the bubble motion equation are applied to predict ram - jet propulsion performances.

사 용 기 호

C_p	: 정압비열	$J/(K \cdot kg)$
C_v	: 정적비열	$J/(K \cdot kg)$
D_o	: 노즐내부의 평균직경	m

* 한국해양대학교 대학원

** 한국해양대학교 이공대학 기계공학과

M	: 질량	kg
N	: 동력	N · m/sec
P	: 정압	N/m ²
R	: 기포반경	m
R _g	: 가스상수	J/(K · kg)
S	: 단면적	m ²
T	: 온도	K
U	: 작동유체속도	m/sec
V	: 가스속도	m/sec
W	: 중량	kg · m/sec ²
W _a	: 일	N · m
dV	: 미소체적	m ³
l	: 길이	m
n	: 기포생성율	1/sec
q	: 작동유체속도구배	1/sec
t	: 시간	sec
t	: 힘	N
x	: 축방향 거리	m
r	: 힘	N
γ	: 대류열전달율	W/(m ² · K)
λ	: 열전도율	W/(m · K)
v	: 동점성계수	m ² /sec
ρ	: 밀도	kg/m ³
σ	: 인장강도	N/m ²

I. 서 론

지금까지 선박의 추진시스템으로는 수중개방형의 프로펠러가 주류를 형성해 왔고 선박의 고속화 경향에 따른 공동(cavitation)대책에 많은 발전을 가져와서 현재는 초월공동프로펠러 등 추진효율이 우수한 프로펠러가 널리 사용되고 있다. 따라서 원양용 컨테이너선을 비롯한 고속대형선에는 예외 없이 프로펠러추진방식을 택하고 있으며 금후에도 이와 같은 프로펠러추진방식이 변함없이 채택될 것으로 예상된다. 이와 같이 다양한 용도를 갖는 선박의 추진방식으로 수중프로펠러가 거의 독점적으로 사용되어 왔던 것은 추진효율면에서 필적할 만한 대체방식이 없었기 때문이었다. 그러나 컨테이너선으로 대표되는 고속선의 순항속도가 25노트 전후이며 이보다 두배 이상의 속도를 얻기 위해서는 공동발생 및 이로 인한 손상문

제가 필연적으로 제기된다. 따라서 이와 같은 초고속선에 종래의 프로펠러추진방식을 택하는 것은 공학적인 관점에서 한계가 있을 수 있다. 한편 과거에는 효율면에서 불리하다고 여겨졌던 물분사추진(Water-Jet Propulsion)방식은 원리적으로 수심 수m 이하에서의 정압만을 고려하여야 하는 프로펠러추진과 다르며 터보식 펌프에 의해 발생하는 압력 및 송출유량의 운동량변화를 이용하여 추력을 발생시킴으로서 특히 공동문제에서 많은 장점을 발휘하고 있다. 따라서 작동유체에 대기압 이상의 압력에너지를 터보기계의 원리에 의해 용이하게 공급할 수 있기 때문에 초고속선의 추진방식으로 새롭게 각광을 받고 있으며, 현재 국내에서 취항중이거나 건조중인 초고속여객선을 위시하여 잘 알려진 테크노슈퍼라이너의 추진방식은 예외 없이 물분사추진방식을 택하고 있다(1), (2), (3). 그러나 이러한 물분사추진방식도 일반적으로 저속시에 효율이 낮고 흡입부 및 임펠러에서의 공동대책이 필요하며 검사 및 보수가 불편한 단점이 지적된다.

수중램제트는 물분사추진과 비교해서 임펠러와 같은 고속회전부가 없기 때문에 공동문제에서 완전히 해방 될 수 있다. 또한 작동유체의 통과유로가 단순하여 설계 및 제작이 용이하다. 한편 지면효과선은 항공기의 엔진이 필요하며 종래에 개발된 해수냉각 선박용엔진의 사용이 불가능하다. 그러나 수중램제트추진의 경우에는 선체의 일부에서 해수를 유입할 수 있기 때문에 각종 열교환기를 통한 동력 및 에너지의 제어가 보다 용이하다. 따라서 80~100노트급의 초고속선이 개발되는 경우에는 육상의 고속전철에 접근하는 속도를 제공함으로써 선박운송의 장점이 충분히 발휘될 것으로 보여진다.

항공분야에서는 공기흡입부(air intake)에서의 정압상승(ram pressure)을 이용한 램제트추진의 원리가 일찌기 도입되었으나 출발시에 보조동력이 필요하다는 이유로 종래에는 특수목적에 국한되어 왔다. 그러나 원리적으로 마하수 3이상에서는 연소용 압축기가 필요하지 않으며 가장 효율이 높은 제트엔진으로 간주되고 있다. 한편 국외의 극초음속여객기 개발계획에서 보면 초음속연소가 가능한 스크램제트에 관한 연구가 진행중에 있다(4).

이와 같은 램제트의 원리를 수중고속추진에 이용하려는 시도는 1940년대 후반부터이며 이에 관한 이론해석 및 기초실험결과가 보고되어 있다. Gongwer(5)는 당시에 검토되었던 수중제트추진방식에 대하여 몇 가지의 원리를 제시하였다. 크게 Hydropulse, Hydroduct, Hydroturbojet 및 수중로켓으로 구분하였으며 그 중에서 Hydroduct는 수중램제트의 형식으로 강력한 열원을 갖는 추진제를 이용하여 해수를 증기화하여 분사시켜 수중미사일의 속도를 100노트 이상까지 얻고 있음을 밝히고 있다.

Wislicenus(6)는 선박의 중량과 추진장치의 중량과의 관계를 논하면서 식(1.1)과 같이 선박중량에 대한 추진장치의 중량비는 고려중인 추진장치의 특성에 의해 정해지는 상수와 기계장치의 밀도 및 선속의 제곱에 비례하며 기계장치의 인장강도에 반비례함을 증명하였다.

$$W_m/W \approx \text{constant} \times (\rho_m/\sigma_m) \times (U_a^2) \quad (1.1)$$

이 식에 의하면 초고속에서는 선박중량에 대한 추진장치의 중량비가 상당히 크게 증가하므로 초고속영역에서 이 비율을 낮추기 위해서는 상수의 값을 낮게 하거나 ρ_m/σ_m 의 비를 작게 하는 것이 필요하다. 그러나 ρ_m/σ_m 의 값이 낮아지면 가벼우면서 강도가 높은 재료의 개발이 필요하며 대신 초월공동프로펠

러, 워터제트 및 램제트 등의 추진장치에 의해 정해지는 상수의 값을 낮추는 것이 중요하며 램제트와 같이 회전성분이 없는 가벼운 노즐추진방식이 유리함을 보이고 있다.

Witte(7)는 압축공기를 구동력으로 하는 램제트방식을 제안하였고 이에 관한 성능해석을 二相유체의 관점에서 논하였다. 이 결과에 의하면 $3.84 \times 10^5 \text{N}$ 의 추력(동력으로 환산하면 20,590마력)을 발생시키는 초고속램제트선이 80노트의 속력을 얻기 위해서는 선내관통형의 경우 35,000마력의 압축기가 필요하며 이때의 추진효율은 58.6%로 추정하고 있다. 이론해석에 있어서 다수의 가정이 필요하며 따라서 실제의 효율은 감소할 것이나 미래형 추진방식으로서 램제트의 가능성을 시사하는 본격적인 연구결과로 보여진다.

Eilers & Mondrzyk(8)는 물분사추진방식을 채택하여 구동임펠러의 입구부 또는 출구부에 소량의 고압공기를 분사시켜 출발시 추력을 증가시키기 위한 실험을 행하였다. 그 결과 비교적 작은 공기방울이 고르게 작동유체에 분배 되도록 고안한 Tube Injector형이 추력획득에 유리하며 분사되는 공기와 작동유체의 질량유량비가 증가할수록 그리고 펌프의 유량이 증가할수록 추력이 증가함을 보이고 있다. 또한 질량유량비가 적을 때는 실험과 이론해석이 거의 일치하며 질량유량비가 높은 경우에는 펌프유량의 증가에 따라 이론해석에 보다 잘 일치함을 보이고 있다.

Tsutahara 등(9)은 고압공기 및 2차원의 평면노즐을 이용하여 노즐목 하부에서 고압의 가스를 분사시키는 추진방식을 택하여 노즐내 고압공기 분출상태를 관찰하고 추력발생의 메커니즘 및 그 특성에 대해 연구하였다. 특히 공기분사각도가 30° 일 경우에 효율이 제일 좋으며 노즐의 하부가 수면에 개방되어 있는 방식이 추력의 증가에 유리함을 보이고 있다.

또한 이스라엘의 한 연구소에서 80노트급 램제트선의 시운전이 행해지고 있는 것으로 알려져 있다.

국내에서는 아직까지 수중램제트에 관한 연구결과가 발표되어 있지 않은 실정이다. 따라서 본 연구는 압축공기에 의해 구동되는 초고속선박추진용 램제트의 작동원리를 Witte의 이론에 근거하여 관련된 제반식을 엄밀히 평가하며 또한 이를 기초로 하여 성능해석이 가능한 프로그램을 개발하는데 그 목표를 두었다(10).

Ⅱ. 램제트의 구조와 팽창가스에 의한 일

1. 램제트의 구조 및 특징

<그림 2.1>에서 보는 바와 같이 수중램제트는 간단하게 3부분으로 구성되어 있다. 첫번째 부분은 내부에 디퓨저의 형상을 갖는 램흡입부(ram intake)이며 이 곳을 통하여 추진기에 흡입되는 작동유체는 정압이 증가한다. 순항시의 고속유동에서는 램제트의 무한전방에서 입구부까지에도 이와 같은 현상이 발생하며 이는 항공기의 익형과 유사한 흡입부의 단면형상에 기인한다. 두번째 부분은 혼합실(mixing chamber)로서 디퓨저에서 증압된 작동유체는 이곳에서 고압으로 분사된 압축공기와 난류혼합을 일으키며 혼합체의 평균밀도는 낮아진다. 세번째 부분은 노즐로서 혼합실을 나온 기액 이상류는 노즐을 통과하면서 고압의 기포가 대기압 상태까지 팽창하면서 주변유체에 일을 행하며 동시에 혼합유체의 속도를 증가시킨

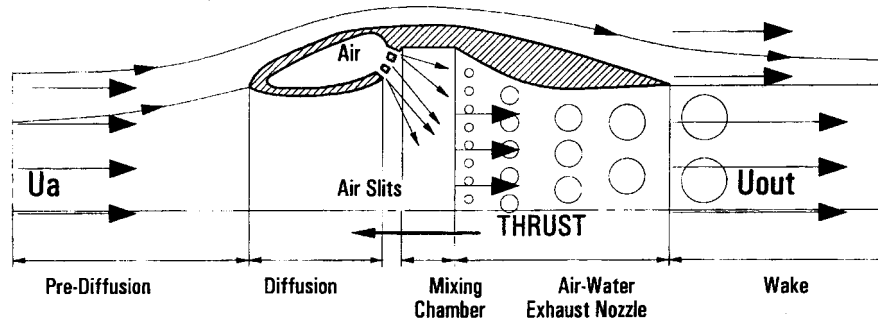


Fig. 2.1 Schematic Diagram of Ram-Jet[7]

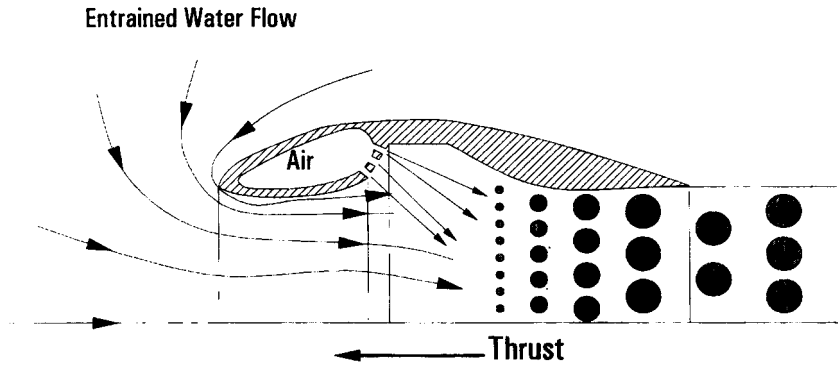


Fig. 2.2 Ram-Jet at Start-Up

다. 노즐에서의 출구속도가 입구부보다 빠르면 전방으로의 추력이 발생하며 수중램제트는 이와 같이 발생하는 추력을 적극적으로 이용하는 추진방식이다.

그림에서 알 수 있듯이 작동유체는 회전체와 접촉을 하지 않는다. 따라서 축동력을 바로 전달하기 위한 감속기어시스템, 누설방지장치 또는 베어링의 설치가 필요없게 된다. 또한 이물질의 혼입에 의한 블레이드의 손상, 고속회전체의 공동발생문제를 피할 수 있게 된다. 항공기의 경우에는 출발시에 별도의 보조동력장치가 반드시 필요하나 수중램제트의 경우에는 고압의 공기를 노즐후방으로 분사함으로써 공기구동수이젝터의 역할을 행하여 입구부에서의 작동유체 유입을 가능하게 함으로 <그림 2.2>에서 보여주는 것처럼 자력으로 출발이 가능하다. 군사용으로는 노즐에서 배출된 기포후류의 작용으로 소음문제를 크게 해결할 수 있게 된다. 단 고압공기를 공급하기 위한 압축기의 설치가 필요하며 이에 따른 중량의 증대 및 선체내부소음의 증가를 고려해야 한다. 만일 터빈을 주엔진으로 사용하는 경우에는 항공기에서 사용되는 경량의 압축기가 직결될 수 있을 것으로 보여진다.

2. 팽창가스에 의한 일

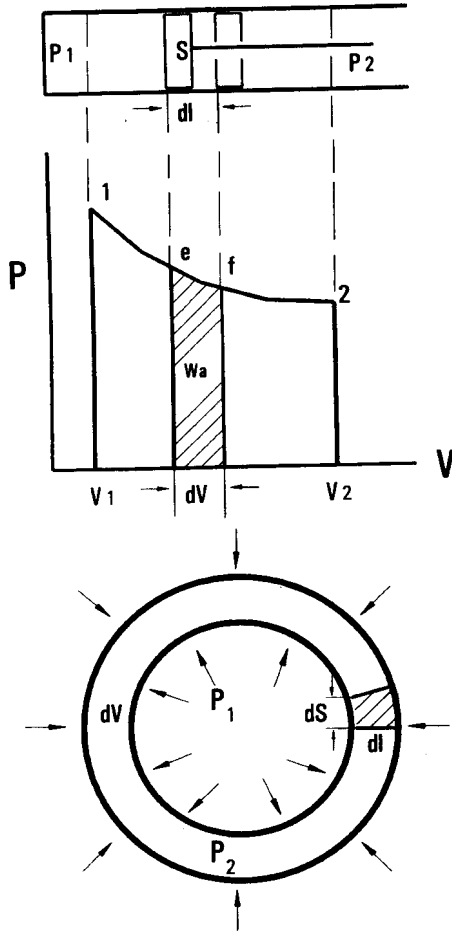


Fig. 2.3 Work by Gas Expansion

<그림 2.3>에서와 같이 실린더내에 기체를 넣어 피스톤으로 압축 또는 팽창시키는 경우를 생각한다. 지금 실린더내의 기체가 준정적인 무한소과정에 따라 팽창하는 경우를 가정한다. 임의의 위치에서 외부의 압력이 P_2 이고 기체가 dl 만큼 팽창했을 때 행해진 일 dW_a 는 피스톤의 면적을 S 라 하면 $dW_a = P_2 S dl$ 이다. $S dl$ 은 피스톤에 의해 배제된 미소체적 즉, 기체체적의 미소변화이므로 이를 dV 로 표시하면 $S dl = dV$ 이다. 기체의 변화는 준정적변화이므로 외압 P_2 는 기체의 압력 P 와 같다. 따라서 기체가 외부에 대해서 행한 미소일은 식(2.1)과 같다.

$$dW_a = PdV \quad (2.1)$$

지금 피스톤이 1점에서 팽창해서 1ef2의 경로에 따라 2점까지 팽창하면 기체가 행한 전일 W_a 는 기체의 질량을 M 이라 하면 식(2.1)을 적분함으로써 다음과 같이 구할 수 있다.

$$W_a = \int_1^2 PdV = M \int_1^2 P dv \quad N \cdot m \quad (2.2)$$

단위질량에 대해서는 다음과 같다.

$$w_a = \int_1^2 P dv \quad N \cdot m/kg \quad (2.3)$$

이것을 PV선도상으로 표시하면 면적 $12V_2V_1$ 과 같다. 또한 식(2.1)은 압축의 경우에도 그대로 성립하나 압축의 경우에 dV 는 용적의 감소를 표시하므로 일 W_a 는 음으로 된다. 따라서 이와 같은 음의 일은 외부에서 가해진 일을 표시하고 있다. 이상은 실린더내의 기체의 팽창 및 압축의 경우였으나 일반적인 경우에 대해서도 식(2.1)은 그대로 성립한다.

<그림 2.3>에서 보여주는 것과 같이 기체의 미소변화에 의한 일을 생각하면 표면의 미소부분 dS 에 의해서 구해지는 일은 $PdSdl = PdV$ 이므로 기체의 전표면이 행한 일 W_a 는 식(2.2), (2.3)과 같이 표시할 수 있다(11). 즉 기체의 미소한 임의의 가역팽창으로 외부에 대해서 수행하는 일 dW_a 는 기체의 압력 P 와 용적의 미소변화 dV 와의 곱으로 구해진다.

램제트에서는 노즐을 통해서 팽창하는 기포가 주변유체에 이와 같은 일을 행하여 추력을 얻을 수가 있다.

Ⅲ. 성능 해석

1. 흡입부와 디퓨저 및 혼합실에서의 추력

이상유체의 운동량정리에 의하여 디퓨저와 흡입부에 작용하는 전진추력은 다음과 같이 구해진다.

$$t_1 = \frac{1}{2} \rho_w U_a^2 S_a \{ (\varphi_{di} - 1)^2 / \varphi_{di} \} \quad (3.1)$$

$$\text{단, } \varphi_{di} = S_{di} / S_a = U_a / U_{di} \text{이다.} \quad (3.2)$$

φ_{di} 는 디퓨저출구와 흡입부 전방에서의 속도비를 의미한다. 베르누이의 정리에 의해 계산된 디퓨저출구의 정압은 다음과 같다.

$$P_{di} = (P_a + \frac{1}{2} \rho_w U_a^2) - (\rho_w U_a^2 / 2 \varphi_{di}^2) \quad (3.3)$$

혼합되기 전의 가스 및 작동유체의 상태와 혼합된 후의 기포상태를 <그림 3.1>과 <그림 3.2>에서 각각 보여준다. 혼합실에서는 정압혼합이라고 가정한다. 또한 혼합과정에서 생성된 기포는 충분히 커서 (10^{-4} m 이상) 표면장력을 무시하였다.

혼합실에서는 정압혼합으로 가정했기 때문에 다음과 같은 식을 얻는다.

$$P_o = P_{go} = P_{di} \quad (3.4)$$

$$U_o = U_{di} = U_a / \varphi_{di} \quad (3.5)$$

보이드율 α_o 는 다음과 같이 질량유량비를 이용하여 얻을 수 있다.

$$\mu = \frac{M_g}{M_w} = \frac{\alpha_o S_o V_o \rho_{go}}{(1 - \alpha_o) S_o U_o \rho_w} \quad (3.6)$$

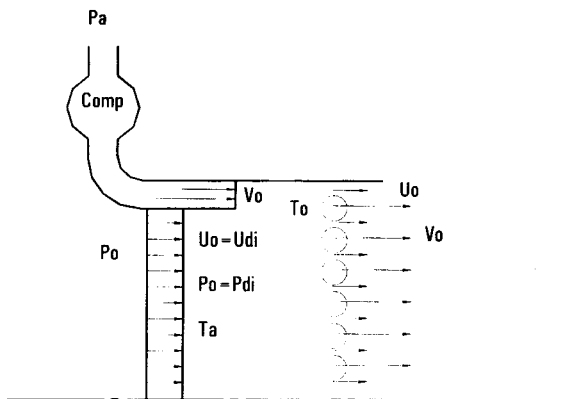


Fig. 3.1 Mixing Process

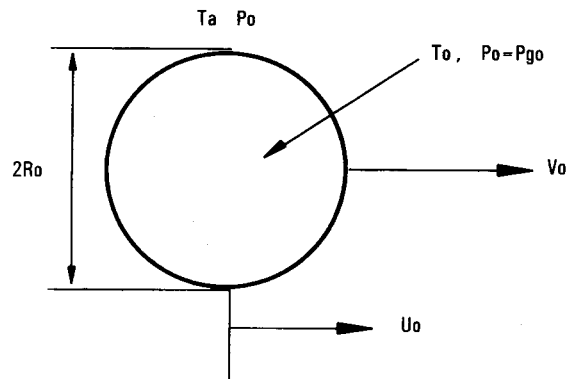


Fig. 3.2 Bubble Conditions After Mixing

여기에 ρ_{go} 대신 이상기체법칙

$$\rho_{go} = P_{di} / R_g T_o \quad (3.7)$$

을 대입하고 식(3.5)과 결합하면 다음과 같은 식이 얻어진다.

$$\alpha_o = \frac{\mu(U_a / \varphi_{di} V_o) (\rho_w R_g T_o / P_{di})}{1 + \mu(U_a / \varphi_{di} V_o) (\rho_w R_g T_o / P_{di})} \quad (3.8)$$

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

$$U_{di} \rho_w S_{di} = U_o (1 - \alpha_o) \rho_w S_o \quad (3.9)$$

위의 식과 식(3.5)로부터 다음 식이 얻어진다.

$$S_o = \varphi_{di} S_a / (1 - \alpha_o) \quad (3.10)$$

α_o 는 다음과 같은 식으로도 나타낼 수 있다.

$$\alpha_o = \frac{4}{3} \pi n_o R_o^3 / V_o S_o \quad (3.11)$$

단위시간에 노즐로 들어가는 가스기포의 총갯수는 다음과 같이 계산된다.

$$n_o = 3\mu\rho_w U_a S_a R_g T_o / 4\pi P_{di} R_o^3 \quad (3.12)$$

분사되는 공기의 온도 T_o 는 단열압축으로 가정한다면 다음의 식으로 구해진다.

$$T_o = \left(\frac{P_{di}}{P_a} \right)^{\frac{k-1}{k}} T_a \quad (3.13)$$

가스의 등온압축을 가정하면 다음과 같이 된다.

$$T_o = T_a \quad (3.14)$$

혼합실에 작용하는 플러스힘은 아래와 같다.

$$t_2 = (P_{di} - P_a)(S_o - S_{di}) \quad (3.15)$$

식(3.3)과 식(3.10)을 식(3.15)에 대입하면 다음과 같이 정리된다.

$$t_2 = \frac{1}{2} \rho_w U_a^2 S_a \left(\varphi_{di} - \frac{1}{\varphi_{di}} \right) \left(\frac{\alpha_o}{1 - \alpha_o} \right) \quad (3.16)$$

식(3.1)과 식(3.16)에서 구한 t_1 과 t_2 를 더하면 디퓨저 및 혼합실에서 발생하는 전진추력은 다음과 같다.

$$T_o = \left(\frac{P_{di}}{P_a} \right)^{\frac{k-1}{k}} T_a \quad (3.17)$$

2. 노즐에서의 추력

노즐에서의 추력을 계산하는 데 있어서 다음과 같은 점들을 가정하였다.

- 노즐내에서 외전상 1차원유동이다.
- 노즐의 일정단면에서 기포반경 R 은 일정하다.
- 기포는 일정한 항력계수 C_D 를 갖는다.
- 기포와 노즐벽과의 마찰은 무시한다.
- 기포의 표면장력의 영향은 무시한다($R > 10^{-4} \text{m}$).
- 작동유체온도는 일정하다.
- 노즐내에서 작동유체속도는 선형적으로 증가한다.
- 가스의 질량유량은 매우 작기 때문에 무시한다($\mu \ll 1$).
- 가스는 이상기체법칙을 따른다.

그러나 본 논문은 가스(기포)와 작동유체의 속도는 같지 않고($V \neq U$), 가스와 작동유체의 압력은 같지 않으며($P_g \neq P$), 가스와 주변작동유체의 온도는 다르다($T_g \neq T_a$)고 가정하여 계산을 행하였다.

노즐내에서 보이드율은 다음과 같이 된다.

$$\alpha = \left(\frac{4}{3} \right) \pi n R^3 / VS \quad (3.18)$$

그리고 입구에서의 보이드율은 다음과 같다.

$$\alpha_o = \left(\frac{4}{3} \right) \pi n_o R_o^3 / V_o S_o$$

노즐내에서 작동유체의 연속방정식은 다음의 식으로 구해진다.

$$(1 - \alpha)US = (1 - \alpha_o)U_o S_o \quad (3.19)$$

노즐내에서 가스의 연속방정식은 다음과 같이 된다.

$$\alpha \rho_g VS = \alpha_o \rho_{g_o} V_o S_o \quad (3.20)$$

또한 각 기포의 가스중량은 일정하다.

$$R^3 \rho_g = R_c^3 \rho_{g0} \quad (3.21)$$

가스의 이상기체법칙은 다음과 같다.

$$P_g = \rho_g R_g T_g \quad (3.22)$$

열역학 제1법칙을 기포에 적용하면 다음과 같이 정리된다.

$$-\gamma(T_g - T_a)4\pi R^2 Dt = C_v D \left(\frac{4}{3} \pi R^3 \rho_g T_g \right) + P_g D \left(\frac{4}{3} \pi R^3 \right) \quad (3.23)$$

윗식의 대류열전달을 γ 는 작동유체에 상대적으로 작용한 기포운동에 근거한 레이놀즈수와 프란틀(Prandtl)수의 경험적인 함수이다. 대류열전달을 γ 를 구하기 위해서 다음의 실험식을 사용한다.

$$Nu = 1.3Pr^{0.15} + 0.66Re^{0.5}Pr^{0.31} \quad (3.24)$$

단, 윗식의 누셀트(Nusselt)수는 다음 식으로 구해지는 레이놀즈수 $1 < Re < 10^4$ 의 범위에서 적용될 수 있다.

$$Nu = 2\gamma R / \lambda_w \quad \text{단, } \lambda_w = 0.59W/mK \quad (3.25)$$

$$Re = 2R |V - U| / \nu_w \quad \text{단, } \nu_w = 10^{-6} m^2/sec \quad (3.26)$$

물의 프란틀수는 7.7로 하였다.

위의 식(3.24), (3.25), (3.26)으로부터 다음과 같이 대류열전달율을 구할 수 있다.

$$\gamma = \frac{0.5209}{R} + 518.4 \left[\frac{|V - U|}{R} \right]^{\frac{1}{2}} \quad (3.27)$$

실제 경우에 있어서 γ 는 큰 값을 갖는다. 이것은 뜨거운 공기기포가 매우 빠르게 냉각된다는 것을 의미한다.

작동유체질량과 비교해서 가스의 질량을 무시한다면 노즐단면에 오일러의 법칙을 적용할 수 있다.

$$-\frac{\partial}{\partial x} \{ (1 - \alpha)P + \alpha P_g \} = (1 - \alpha)\rho_w U \frac{\partial U}{\partial x} \quad (3.28)$$

기포 한개의 운동방정식은 다음과 같이 구해진다.

$$\frac{4}{3} \pi R^3 \frac{\partial P}{\partial x} + \frac{4}{3} \pi R^3 \frac{1}{2} \rho_w \left(\frac{DV}{Dt} - \frac{DU}{Dt} \right) + C_D \frac{1}{2} \rho_w \pi R^2 (V - U) |V - U| = 0 \quad (3.29)$$

식(3.29)중에서 좌변 첫째항은 압력변화 때문에 기포에 발생한 힘을 의미하고, 둘째항은 기포의 부가질량에 기인한 관성력을 의미하며, 셋째항은 주변유체에 상대적으로 움직였을 때 기포에 작용하는 항력을 나타낸다. 절대값 기호는 항력이 항상 기포운동과 반대 방향으로 작용하도록 해준다.

기포벽의 운동방정식은 다음의 Rayleigh방정식으로 구해진다.

$$-R \frac{D^2 R}{Dt^2} - \frac{3}{2} \left(\frac{DR}{Dt} \right)^2 = \frac{P - P_g}{\rho_w} \quad (3.30)$$

지금까지 식(3.18)~식(3.22), 식(3.23)과 식(3.27)이 결합된 식, 식(3.28)~식(3.30)의 아홉개의 방정식을 구하였다. 그러나 미지수는 α , n , R , V , U , S , ρ_g , T , P_g 와 P 의 10개이다. 따라서 유동상태를 파악하기 위해서는 1개의 식이 더 필요하다. 이 문제를 해결하기 위하여 노즐내에서 작동유체의 속도가 선형으로 증가한다고 가정하였으므로 다음과 같이 열번째 방정식을 얻을 수가 있다.

$$U = U_o + \left(\frac{\partial U}{\partial x} \right) x \quad \text{여기서} \quad \frac{\partial U}{\partial x} = q = \text{일정} \quad (3.31)$$

그러므로, 이들 연립방정식으로부터 미지수는 원리적으로 구해질 수가 있다.

3. 수치해법

미분방정식을 재배열하기 위해서 물질미분은 다음과 같이 Euler적 관점으로 표현할 수 있다.

$$\begin{aligned} D/Dt &= V(\partial/\partial x), \quad DU/Dt = Vq \\ D^2R/Dt^2 &= V(\partial^2 R/\partial x^2) + V^2(\partial R/\partial x^2) \end{aligned}$$

대수방정식을 재배열해서 식(3.18), (3.20), (3.21)을 조합하면 다음과 같이 됨을 알 수 있다.

$$n = \text{일정} \quad (3.32)$$

마찬가지로 식(3.18)부터 식(3.22)를 계산하면 다음과 같다.

$$\alpha = R^3 U / (R^3 U + CV) \quad (3.33)$$

$$\text{단, } C = \left(V_o S_o - \frac{4}{3} p n_o R_o^3 \right) U_o / \frac{4}{3} p n_o V_o$$

$$S = \left(\frac{4}{3} \right) p n_o \{ (R^3 / V) + (C / U) \} \quad (3.34)$$

$$T_g = T_o (P_g R^3 / P_{g_o} R_o^3) \quad (3.35)$$

위의 식을 이용해서 $\partial \alpha / \partial x$, $\partial S / \partial x$, $\partial T_g / \partial x$ 를 계산할 수 있고 n 은 식(3.32), $\partial U / \partial x$ 는 식(3.31), $\partial \rho_g / \partial x$ 는 식(3.22)에 의해 구할 수 있으므로 나머지 4개의 변수 R , P_g , V , P 는 $\partial^2 R / \partial x^2$ 을 1계연립미분방정식으로 변환

하면 다음과 같이 5개의 미지수를 갖는 5개의 편미분방정식 문제로 귀착된다.

$$\left. \begin{aligned} \partial R / \partial x &= W \\ \partial P_g / \partial x &= F_1(R, V, P_g, W) \\ \partial V / \partial x &= F_2(R, V, P_g, P, W) \\ \partial W / \partial x &= F_3(R, V, P_g, P, W) \\ \partial P / \partial x &= F_4(R, V, P_g, P, W) \end{aligned} \right\} \quad (3.36)$$

이들 방정식에 오일러(Euler)법을 적용하여 해를 구하였다.

경계조건은 다음과 같다.

노즐입구

$$R_0, V_0, P_0, P_{g0},$$

$$W=0$$

노즐출구

$$P=P_a$$

노즐출구에서 작동유체는 대기압력에 도달한다. 위에서 주어진 방정식의 해를 구한 다음 아래의 식을 사용하면 노즐에 의한 추력을 계산할 수 있다.

$$\gamma_2 = \int_0^{x_{p=p_a}} [(P - \alpha(P - P_g)) - P_a] \frac{\partial S}{\partial x} dx \quad (3.37)$$

여기서 $\partial S / \partial x$ 는 식(3.34)에 의해 얻어진다.

4. 램제트추력의 계산

1) 이상적인 추력과 효율

일반적으로 식(3.37)의 힘은 마이너스이다. 디퓨저 및 혼합실에 작용하는 플러스 힘은 식(3.17)에서 주어졌다. 그러므로 램제트추력은 다음과 같이 램제트관을 따라 압력을 적분함으로써 계산된다.

$$r = r_1 + r_2 \quad (3.38)$$

r_1 은 식(3.17)에서, r_2 는 식(3.37)에서 구할 수 있다.

램제트추력을 계산할 수 있는 다른 방법은 노즐출구의 유체운동량과 유입부의 운동량의 차이로 얻을 수 있으며 다음과 같이 계산된다.

$$r = \rho U_a S_a (U_{x_{p=p_a}} - U_a) + \alpha_{x_{p=p_a}} (P_g - P_a) S_{x_{p=p_a}} \quad (3.39)$$

두번째항은 노즐내의 작동유체가 노즐출구에서 압력 $P=P_a$ 에 도달할 때 기포내의 압력이 P_a 와 같지 않다는 것을 고려한 것이다. 노즐출구의 유체운동량에서 유입부의 운동량의 차이에 의해 계산된 추력(식

3.39)은 벽의 압력을 적분함으로써 계산된 추력(식3.38)과 비교함으로써 검토할 수 있다. 이 두 식은 마찰이 없는 상태에서는 정확히 일치한다.

단열의 경우에 장치를 구동하기 위한 압축기동력의 계산식은 다음과 같다.

$$N_{ad} = \mu \rho_w S_a U_a R_g T_a \left(\frac{k}{k-1} \right) \left\{ \left(\frac{P_{di}}{P_a} \right)^{\frac{k-1}{k}} - 1 \right\} \quad (3.40)$$

등온의 경우에는 다음과 같다.

$$N_{is} = \mu \rho_w S_a U_a R_g T_a \ln(P_{di}/P_a) \quad (3.41)$$

이때의 이상적인 추진효율은 다음과 같다.

$$\eta_{ad} = \gamma U_a / N_{ad} \quad (3.42)$$

$$\eta_{is} = \gamma U_a / N_{is} \quad (3.43)$$

2) 내부마찰손실을 고려한 추력과 효율

장치내의 손실은 다음과 같이 디퓨저효율(η_{di})과 압축기효율(η_c)을 도입하여 고려할 수 있다.

디퓨저효율을 식(3.3)에 적용하면 다음과 같다.

$$P_{dif} = \eta_{di} P_{di} \quad (3.44)$$

따라서 2상노즐에서 입구상태는 다음과 같다.

$$P_o = P_{go} = P_{dif} \quad (3.45)$$

압축과정에서는 항상 손실이 존재하므로 적당한 압축기효율을 도입하면 식(3.40)과 식(3.41)은 다음과 같이 된다.

$$N_{adf} = (1/\eta_c) N_{ad} \quad (3.46)$$

$$N_{isf} = (1/\eta_c) N_{is} \quad (3.47)$$

이때의 추진효율은 다음과 같다.

$$\eta_{adf} = \gamma U_a / N_{adf} \quad (3.48)$$

$$\eta_{isf} = \gamma U_a / N_{isf} \quad (3.49)$$

3) 내부와 외부마찰손실을 고려한 추력과 효율

마찰항력 D_f 는 노즐의 바깥쪽에 작용한다. 이 항력은 램제트나셀과 같은 길이의 평평한 판위에 작용하는 항력과 같다고 가정하여 구하였다. 판의 폭은 πD_o (D_o : 노즐내부의 평균직경)와 같다고 가정한다. 나셀

의 길이는 디퓨저길이 L_{di} 에 노즐길이 L_{xp-p} 를 더한 길이이다.

L_{di} 를 다음과 같이 정의한다.

$$L_{di} = D_o/2 \quad (3.50)$$

D_f 식은 다음과 같다.

$$D_f = C_f \frac{1}{2} \rho U_a^2 \pi D_o (L_{di} + L_{xp-p}) \quad (3.51)$$

C_f (거친흐름내에서 판마찰계수)는 다음의 실험식이 사용된다.

$$C_f = \frac{0.455}{(\text{Log } Re_p)^{2.58}} - \frac{1700}{Re_p} \quad (3.52)$$

$$Re_p = \frac{U_a(L_{di} + L_{xp-p})}{\nu_{water}} \quad (3.53)$$

그러나 벽마찰을 고려함으로써 식(3.38)과 식(3.39)를 사용했을 때 서로 다른 결과를 얻는다. 이 두식 가운데 마찰의 영향을 고려한 식(3.39)로 계산한 추력이 유효하다.

내부와 외부마찰영향을 고려한 효율은 다음과 같다.

$$\eta_{adf} = (\gamma - D_f) U_a / N_{adf} : \text{단열의 경우} \quad (3.54)$$

$$\eta_{isf} = (\gamma - D_f) U_a / N_{isf} : \text{동온의 경우} \quad (3.55)$$

5. 계산 순서

<그림 3.3>은 지금까지의 계산 순서를 플로우차트로 보여준다.

제반가정을 통하여 제3장에서 열거한 식들과 연속방정식, 열역학 제1법칙, 오일러의 방정식, 기포의 운동방정식, 레일레이방정식 등을 연립해서 풀면 보이드율 α , 기포생성율 n , 기포반경 R , 가스속도 V , 작동유체속도 U , 노즐단면적 S , 가스밀도 ρ_g , 가스온도 T , 가스압력 P_g , 작동유체압력 P 의 10개의 변수를 갖는 10개의 방정식이 되고 여기에 적당한 대수조작을 하면 5개의 변수를 갖는 5개의 미분방정식 문제로 귀착된다. 이 5개의 미분방정식에 초기조건과 경계조건을 주어 오일러법으로 반복계산하면 5개의 미지수를 구할 수 있고 나머지 변수는 이것을 바탕으로 계산된다. 이렇게 변수가 구해지면 노즐출구에서의 제반변수를 구할 수 있고 이것을 이용하여 노즐에 의한 추력을 계산할 수 있다. 또한 디퓨저와 혼합실에서의 추력은 적당한 디퓨저효율과 운동량이론에 의해서 구할 수 있고 노즐에 의한 추력과 디퓨저 및 혼합실에서의 추력을 더하면 램제트추력을 구할 수 있다. 이렇게 구한 램제트추력은 곧바로 디퓨저입구와 노즐출구에서의 운동량의 차로써 구한 추력과 마찰이 없을 때는 정확히 일치한다. 이러한 방법으로 램제트추력을 구할 수 있다.

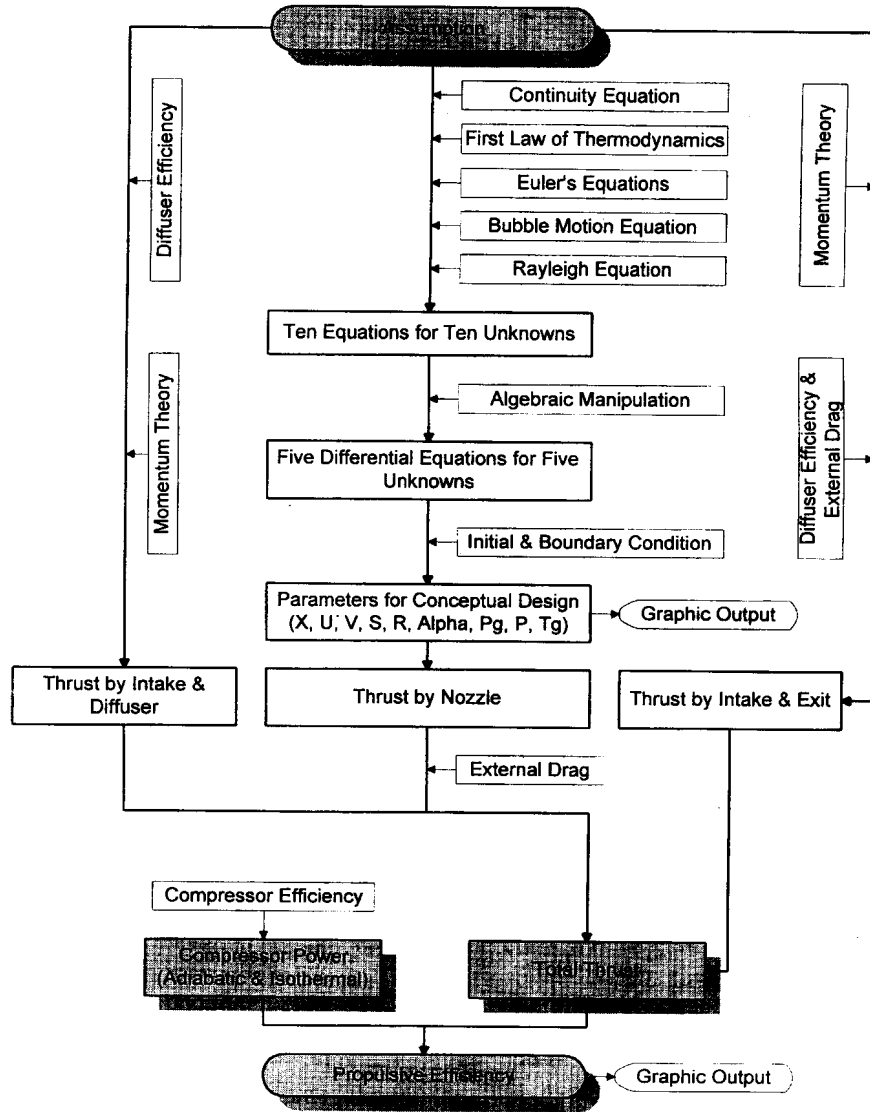


Fig. 3.3 Flow Chart of Performance Prediction Analysis

효율을 구하기 위해서는 압축기 구동동력을 계산해야 하며 이는 제3장에서 제시한 식에 적당한 압축기 효율을 도입하여 쉽게 구할 수 있다. 이와 같이 얻어진 압축기 구동동력과 램제트추력에 선속을 곱한 램제트동력을 비교함으로써 램제트효율을 구할 수 있다.

Ⅳ. 성능특성의 고찰

이상에서 보는 바와 같이 수중램제트의 성능해석을 위해서는 이론식들이 다수 필요하며 여기에는 여러 가정을 포함하고 있다. 보다 정확한 성능예측 및 설계데이터의 확보를 위해서는 몇가지의 점들이 체계적으로 검토되어야 한다.

예를 들면 램제트의 무한전방부터 디퓨저출구까지를 하나의 연결된 확대판으로 간주하거나, 흡입부의 형상을 2차원 익형으로 근사하여 항공기에서의 흡입부 설계 기법을 적용하는 방법 등을 이용하여 흡입부에서의 정압 회복을 위한 최적설계가 필요하다. 또한 고압분사공기에 의한 이젝터효과를 증대시켜 출발시의 가속성능을 개선할 필요가 있다. 그리고 노즐내에서 2상류의 정확한 음속을 계산하여 국소마하수계산, 출구에서의 팽창효과 및 충격파 등을 고려하여 압축성을 정확하게 평가하여야 하고 보다 정확한 디퓨저길이 및 나셀(nacelle)외부의 항력계산을 산출하여야 하며 노즐내에서 압축공기분사장치를 적합하게 배치하여야 한다.

또한, 다음과 같은 가정들이 보다 합리적으로 고려되어야 한다.

우선 혼합실에서는 정압혼합이라고 가정하였으나 보다 명확한 혼합과정에 관한 연구가 필요하며 노즐내에서는 1차원유동을 가정하였으나 유동방향의 변화와 비교해서 유동축에 수직을 이루는 변화에 대해서도 체계적인 검증이 필요하다. 그리고 노즐내의 일정단면에서는 기포의 크기가 일정하다고 가정하였으나 보다 현실적인 대안이 필요하다. 단일압축, 등온압축 및 중간냉각기를 사용한 등온압축시에 압축공기의 출구온도를 보다 정확히 계산하여야 하며 기포의 항력계수는 일정하다고 하였으나 보다 일반성 있는 법칙을 적용할 필요성이 있다. 또한 작동유체의 온도변화를 고려하여야 하고 이로부터 온도변화에 따르는 적절한 프란틀수를 사용하여야 한다. 한편 노즐에서의 작동유체속도구배는 일정하다고 가정하였으나 이에 대한 체계적인 고찰이 필요하다. 그리고 기포의 레이놀즈수에 근거한 적절한 누셀트수를 구할 수 있는 실험식이 필요하며 이에 근거한 적당한 대류열전달율을 구하여야 한다. 마지막으로 노즐내부에서의 마찰에 의한 손실을 고려하여야 한다.

Ⅴ. 결 론

Witte의 이론을 바탕으로 차세대의 미래형 추진방식으로서 디퓨저, 혼합실 및 노즐의 3부분으로만 간단하게 구성되어 있기 때문에 가볍고 제작이 용이하며, 공기압축기에 의해 혼합실에 분사된 기포가 노즐을 통과하면서 주변작동유체를 가속시켜 그 반동력으로 추력을 얻기 때문에 작동유체가 회전체와 접촉하지 않아 고속에서도 공동발생문제를 피할 수 있고, 출발시에는 고압의 공기를 노즐후방으로 분사하여 공기구동수이젝터 역할을 행하여 자력출발이 가능하기 때문에 항공기와는 달리 별도의 보조동력장치가 필요 없는 수중램제트추진을 제안하였다.

램제트의 성능해석을 위한 기존의 이론해석을 기액이상류의 내부유동의 관점에서 고찰하여 제반가정을 통하여 열거한 식들과 연속방정식, 열역학 제1법칙, 오일러의 방정식, 기포의 운동방정식, Rayleigh방

정식 등을 이용하여 디퓨저, 혼합실 및 노즐에 의한 추력을 산출하였고 노즐내의 유동특성과 추진효율을 산출할 수 있는 프로그램을 개발하였다.

참고문헌

- 1) 조선일보, 1990년 11월 8일자 신문 12면.
- 2) 이영호, 박명규, 물분사추진, 대한조선학회지 제29권 제2호, 1992, pp. 32 - 46.
- 3) 이영호, 물분사추진의 특성 및 개발 현황, 대한조선학회 추계연구발표회 논문집, 1992, pp. 26 - 31.
- 4) P. Hill and C. Peterson, Mechanics and Thermodynamics of Propulsion, Addison Wesley, 1992, p. 21.
- 5) C. A. Gongwer, Some Aspects of Underwater Jet Propulsion Systems, ARS Journal, December 1960, pp. 1148 - 1151.
- 6) G. F. Wislicenus, Hydrodynamics and Propulsion of Submerged Bodies, ARS Journal, December 1960, pp. 1140 - 1148.
- 7) J. H. Witte, Predicted Performance of Large Water Ramjet, AIAA Paper No. 69 - 406, 1969.
- 8) R. E. Eilers & R. J. Mondrzyk, Waterjet Thrust Augmentation by Gas Injection, Polyphase Flow in Turbo - machinery, The Winter Annual Meeting of ASME, JFE Division, Dec. 1978, pp. 185 - 195.
- 9) M. Tsutahara, M. Sakamoto, T. Kimura and K. Hashimoto, A Study of Ship Propulsion Equipment Driven by High - Pressure Gas, Proc. 3rd JSME - KSME Fluids Eng. Conf., 1994, pp. 288 - 293.
- 10) 김유태, 이영호, 80노트급 수중램제트 추진에 관한 성능예측, 제9회 KTTC 추진기/캐비테이션 기술분과 Workshop Proceeding, 1994, pp. 80 - 122.
- 11) 심중주, 이철구, 공업열역학, 원화출판사, 1995, pp. 29 - 46, pp. 207 - 218.

