

# SLM 적층제조 SUS316L 임펠러 적용 전동 워터젯 추진 성능 검증

유수호<sup>1</sup>, 정유진<sup>1</sup>, 김준욱<sup>1</sup>, 민병로<sup>2\*</sup>

(주)브이에어로스페이스<sup>1</sup>

한국폴리텍대학 서울정수캠퍼스 메카트로닉스과<sup>2</sup>

## SLM SUS316L Impeller-Based Electric Waterjet: Design and Thrust Verification

Su-Ho Yu<sup>1</sup>, Yu-Jin Jung<sup>1</sup>, Jun-Uk Kim<sup>1</sup>, Byeong-Ro Min<sup>2\*</sup>

V-AEROSPACE Co., Ltd.<sup>1</sup>

Department of Mechatronics, Seoul Jungsu Campus of KOREA POLYTECHNIC<sup>2</sup>

(Received July 06, 2026 / Revised July 09, 2026 / Accepted September 30, 2026)

**Abstract:** A ducted waterjet propulsion system with an SLM-fabricated SUS316L impeller was designed, fabricated, and thrust-verified for an electric surfboard. The system consisted of a 12S 12P 21700 Li-ion battery pack, a waterproof BLDC motor, a 300 A ESC, an 86.00 mm duct, a 68.51 mm contraction nozzle, and a 4-bladed twisted impeller with an outer diameter of 83.06 mm. The impeller was fabricated by selective laser melting with a volumetric energy density of 107 J/mm<sup>3</sup>, and its manufacturability was evaluated through dimensional accuracy, surface roughness, and assembly tests. The fabricated impeller achieved Ra 4.9 μm after post-processing with a consistent +0.20 mm oversize, and the measured tip clearance was 1.37 mm. A qualitative CFD analysis confirmed the internal flow acceleration and axial jet alignment at the nozzle outlet. System efficiency was decomposed into  $\eta_{EM} = 85.36\%$  and  $\eta_{HM} = 50.69\%$  and thrust was predicted using an actuator-disk-based efficiency model. Load-cell measurements were conducted in a water tank at 25°C over 100–285 A. The prediction errors were 0.32–0.41% with a mean absolute error of 0.37%, and the back-calculated overall efficiency was  $43.1 \pm 0.1\%$  compared with the theoretical value of 43.3%. The maximum measured thrust at 285 A was approximately 730 N, confirming the preliminary consistency of the efficiency model. At the measured operating point of 20,300 rpm, the impeller tip speed reached 88 m/s, indicating that cavitation risk and its possible influence on hydromechanical efficiency should be further investigated. These results confirm the initial applicability of an SLM SUS316L impeller to a compact electric waterjet propulsion system.

**Key Words:** Actuator Disk Theory, Electric Surfboard, Selective Laser Melting, SUS316L, Thrust Measurement, Waterjet Propulsion

### 1. 서 론

배터리 기술이 빠르게 발전하면서 전동 수상 레저 시장도 눈에 띄게 커지고 있다. 전동 서핑보드는 수중 전동 모터, Electronic Speed Controller(ESC), 리튬 배터리만으로 추진력을 만들어내는 장치로, 소음과 배기가스 없이 수상 활동이 가능해 주목받

고 있다<sup>1) 2)</sup>. 덕트형 워터젯 방식은 임펠러가 덕트 안에 수납되어 이물질 보호와 공동현상 억제에 유리하다<sup>3)</sup>.

워터젯 임펠러는 비틀림각, 가변 피치, 캠버가 결합된 3차원 자유 곡면 형상이라 기존 Computer Numerical Control(CNC) 가공이나 주조로는 전용 장비나 금형이 필요하다<sup>10) 11)</sup>. 선택적 레이저 용융(SLM, Selective Laser Melting) 공정은 복잡한 형상도 금형 없이 직접 제작하면서 상대 밀도 99% 이상의 치밀한 부품을 뽑아낼 수 있어 현실적인 대안이 된다<sup>10) 11) 15)</sup>. SUS316L은 해수 환경의 공식 저항성이 우수하고 SLM as built 기계적 특성이 어닐링 규격

\* 교신저자: min7887@kopo.ac.kr

\* 본 논문에 대한 저작권은 저자들에게 있으며 CC BY-NC-SA를 만족하는 조건으로 이용할 수 있습니다.

재를 상회하는 경우가 많다<sup>12) 13) 14)</sup>. Naval Group(프랑스 국영 조선업체)은 Wire Arc Additive Manufacturing(WAAM) 공정으로 프랑스 해군 소해함용 프로펠러를 제작, 인증하였으며<sup>9)</sup>, 소형 추진체 분야에서도 3D 프린팅 임펠러 연구가 이어지고 있다<sup>8)9)</sup>.

본 연구에서는 SLM SUS316L 임펠러를 적용한 전동 수상 워터젯 시스템의 설계 및 제작, 임펠러 제작성 검증, 에너지 전달 경로를  $\eta_{EM}$ (전자기효율)과  $\eta_{HM}$ (유체기계효율)으로 분리한 이중 성능 예측 방법론의 내부 일관성 검증, 실 수조 로드셀 직결 추력 계측 및 이론 값 비교,  $\eta_{HM}$  민감도 분석을 통합적으로 수행하여 소형 전동 워터젯 시스템의 설계, 제작, 성능을 검증 하였다.

## 2. 시스템 설계

### 2.1. 전체 구성

제작한 워터젯 추진 시스템의 구성 요소는 Table 1, 배터리 팩 사양은 Table 2에, Fig. 1은 3D CAD 렌더링, Fig. 2는 실제 조립 완성품이다.

**Table 1** Propulsion system components and specifications

| Component           | Model / Specification          | Notes                                   |
|---------------------|--------------------------------|-----------------------------------------|
| Electric motor      | EZRUN 70125SD (Kv = 560 rpm/V) | Brushless, waterproof                   |
| ESC                 | EZRUN 300 A                    | Maximum current 300 A                   |
| Battery pack        | 12S 12P, 21700 Li-ion          | Nominal 44.4 V / max 50.4 V             |
| Impeller            | SUS316L, SLM manufactured      | 4-blade, $\phi$ 83.06 mm                |
| Shaft               | STS stainless steel            | Total length 420 mm                     |
| Coupling            | Flex seal jaw coupling         | Damping absorption, vibration reduction |
| Duct inner diameter | 86.00 mm                       | Designed tip clearance 1.47 mm          |
| Nozzle outlet       | 68.51 mm                       | Contraction nozzle                      |
| Total length        | 420 mm                         | Including motor housing                 |

**Table 2** Battery pack detailed specifications

| Item                                | Value                           |
|-------------------------------------|---------------------------------|
| Cell type                           | 21700 cylindrical Li-ion        |
| Cell configuration                  | 12S 12P (144 cells)             |
| Nominal voltage / capacity          | 3.7 V / 4.95 Ah                 |
| Pack nominal voltage                | 44.4 V                          |
| Pack total capacity                 | 2,637 Wh                        |
| Discharge rate at 285 A             | 4.80 C                          |
| Cruise(150 A) / max (285 A) runtime | Approx. 24 min / Approx. 13 min |



**Fig. 1** 3D CAD rendering of waterjet propulsion system



**Fig. 2** Assembled prototype

### 2.2. 덕트·노즐 및 임펠러 형상 설계

덕트는 내경 86.00 mm의 원통형으로 임펠러를 감싸고, 팁 클리어런스 1.47 mm로 팁 누출을 억제한다<sup>5)</sup>. 수축 노즐(출구 68.51 mm)은 유동을 가속해 추진력으로 변환한다. 식(1)은 노즐 출구 단면적(A)을 나타낸다.

$$A = \pi \left( \frac{dn}{2} \right)^2 = \pi \left( \frac{0.06851}{2} \right)^2 \approx 0.003690 \text{ m}^2 \quad (1)$$

스테이터 베인은 임펠러 후방에서 선회 유동을 직선 방향으로 정류해 추진 효율을 높인다. Fig. 3은

설계 도면, Fig. 4는 부품 구성, Fig. 5는 임펠러 CAD 렌더링이다.

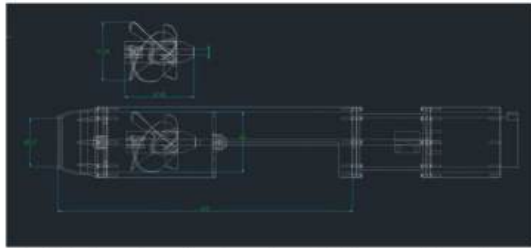


Fig. 3 Engineering drawing of waterjet propulsion system



Fig. 4 Components of impeller and drive train assembly



Fig. 5 CAD rendering of 4-blade twisted impeller

### 3. SLM 적층제조 공정

#### 3.1. 소재

소재는 SLM 적층 제조에 많이 이용되고 있는 SUS316L(UNS S31603) 가스 분무 분말을 선택했다. 2.0~3.0 wt% 몰리브덴 첨가로 해수 환경의 공식 저항성이 우수하고, SLM as built 기계적 특성이 규격 재를 상회하는 경우가 많다<sup>12) 13) 14)</sup>. 주요 물성은 Table 3과 같다.

Table 3 Mechanical properties of SLM SUS316L (as built)

| Property                                               | SLM as built                       | ASTM A276 standard |
|--------------------------------------------------------|------------------------------------|--------------------|
| Density <sup>8) 13)</sup> (g/cm <sup>3</sup> )         | 7.97<br>(relative density ≥ 99.5%) | 7.98               |
| Ultimate tensile strength, UTS <sup>8) 13)</sup> (Mpa) | 590 ~ 714                          | ≥ 515              |
| Yield strength, YS <sup>8) 13)</sup> (Mpa)             | 430 ~ 575                          | ≥ 205              |
| Elongation <sup>13)</sup> (%)                          | 40 ~ 76                            | ≥ 40               |
| Hardness Vickers, HV <sup>8) 14)</sup>                 | 209 ~ 220                          | ~ 180 (annealed)   |

#### 3.2. 공정 파라미터

파라미터는 고밀도 SUS316L 제작 최적 조건으로 보고된 선행 연구<sup>15) 16)</sup>를 기준으로 잡았다. 레이저 출력 180 W와 스캔 속도 800 mm/s의 조합은 과용융(keyhole porosity)과 용융 불충분(lack of fusion) 결함을 동시에 회피하는 범위 내에 있으며<sup>15)</sup>, 레이저 두께 30 μm는 블레이드 트위스트 형상의 표면 계단 효과를 최소화하기 위해 선택하였다. 빌드 방향은 4블레이드 오버행울 최소화하여 서포트 발생을 줄이고 허브 결합부의 층간 강도를 확보하기 위해 허브 중심축에 수직으로 설정하였다<sup>14)</sup>. 체적 에너지 밀도(VED)는 식(2)로 정의된다.

$$VED = \frac{P}{v \times h \times t} \quad (2)$$

Table 4는 SUS316L 임펠러 제작에 적용된 주요 SLM 공정 파라미터와 각 파라미터의 일반적인 적용 범위를 나타낸다.

**Table 4** SLM process parameters

| parameter                                                                    | Applied value               | Typical range |
|------------------------------------------------------------------------------|-----------------------------|---------------|
| Laser power, $P$<br>(W) <sup>(8)(13)</sup>                                   | 180                         | 150 ~ 200     |
| Scan speed, $v$<br>(mm/s) <sup>(14)(15)</sup>                                | 800                         | 600 ~ 1200    |
| Layer thickness, $t$<br>( $\mu\text{m}$ ) <sup>(14)</sup>                    | 30                          | 20 ~ 50       |
| Hatch spacing, $h$<br>(mm) <sup>(15)</sup>                                   | 0.07                        | 0.06 ~ 0.10   |
| Volumetric energy density, $VED$<br>(J/mm <sup>3</sup> ) <sup>(14)(15)</sup> | 107                         | 80 ~ 130      |
| Build direction <sup>(14)(15)</sup>                                          | Perpendicular to hub axis   | -             |
| Chamber atmosphere                                                           | Ar ( $\text{O}_2 < 0.1\%$ ) | -             |

### 3.3. 후처리

와이어 방전 가공(Wire EDM)으로 분리, 서포트 제거 → 600 °C, 60분 잔류 응력 제거 열처리 후 로냉<sup>(16)</sup> → 샌드 블라스팅( $\text{Al}_2\text{O}_3$  #80, 분사압 0.4 MPa) → 수작업 연마(#400→#800→#1200) 순서로 수행하였다.

## 4. 제작성 검증

### 4.1. 치수 정밀도

SLM 임펠러의 제작성은 설계 치수와 실측 치수의 편차, 팁 클리어런스 변화 및 조립부 치수 적합성을 중심으로 평가하였다. 특히 워터젯 임펠러의 팁 클리어런스는 덕트 누설 손실 및 간섭 가능성에 직접 영향을 주므로, 외경, 허브, 블레이드 팁 두께, 헥사곤 소켓 치수를 측정하고 설계값과 비교하였다.

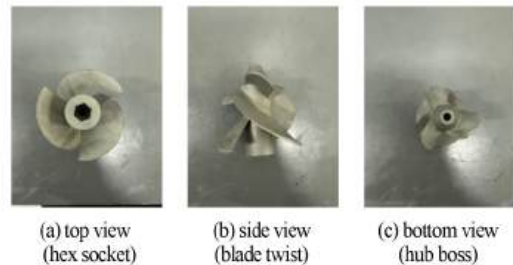
**Table 5** Dimensional measurement results;

| Measurement Item             | Design Value (mm) | Measured Value (mm) | Deviation, $\Delta$ (mm) | Deviation (%) |
|------------------------------|-------------------|---------------------|--------------------------|---------------|
| Impeller OD                  | 83.06             | 83.26               | +0.20                    | +0.24         |
| Hub Diameter                 | 28.00             | 28.20               | +0.20                    | +0.71         |
| Impeller Hub Length (H)      | 97.84             | 98.04               | +0.20                    | +0.20         |
| Blade Tip Thickness          | 2.50              | 2.70                | +0.20                    | +8.00         |
| Hex Socket AF Inner Diameter | 12.00             | 12.20               | +0.20                    | +1.67         |
| Tip Clearance (measured)     | 1.47              | 1.37                | -0.10                    | -6.80         |

Table 5의 팁 클리어런스(실측)는  $(86.00 - 83.26) / 2 = 1.37 \text{ mm}$ 로 허용 오차 범위(OD의 1~3%)<sup>(12)</sup> 이내이다.

또한, 팁 클리어런스 변화(-0.10 mm)는 임펠러 외경이 +0.20 mm 증가함에 따라 반경 방향으로 +0.10 mm 확장된 결과다. 덕트 내경(86.00 mm)이 변하지 않으므로 양쪽 팁 간격이 각 0.10 mm씩 감소하여 실측 1.37 mm가 되었으며, 이는 SLM 치수 증가의 예측 가능한 인과적 결과다.

전방향 +0.20 mm의 균일한 치수 증가는 SLM 특유의 melt pool broadening에 기인하며<sup>(16)(19)</sup>, 통상 편차 범위( $\pm 0.1 \sim 0.3 \text{ mm}$ )<sup>(16)(19)</sup> 안에 든다. 편차의 일관성은 공정 안정성을 시사하며, -0.20 mm 오프셋 보정 시  $\pm 0.05 \text{ mm}$  이내 정밀도 달성이 가능할 것으로 예상된다.

**Fig. 6** SLM fabricated SUS316L 4-blade impeller

### 4.2. 표면 거칠기

표면 거칠기는 SLM 제작 임펠러의 유체 손실, 캐비테이션 발생 가능성 및 후처리 효과를 판단하기 위한 주요 제작성 지표로 설정하였다. 측정 위

치는 블레이드 흡입면, 압력면 및 루트부로 구분하였고, 후처리 전후의 Ra 및 Rz 변화를 비교하여 수중 추진 부품으로서의 표면 품질 개선 정도를 확인하였다.

**Table 6** Surface roughness measurement results (Ra, Rz,  $\mu\text{m}$ )

| Measurement Location | Before Ra | Before Rz | After Ra | After Rz | Ra Improvement (%) |
|----------------------|-----------|-----------|----------|----------|--------------------|
| Blade Suction Side   | 11.8      | 68.2      | 4.5      | 28.6     | 61.9               |
| Blade Pressure Side  | 13.4      | 78.5      | 5.1      | 33.4     | 61.9               |
| Blade Root           | 12.8      | 74.1      | 5.1      | 31.7     | 60.2               |
| Average              | 12.7      | 73.6      | 4.9      | 31.2     | 61.4               |

Table 6은 표면 거칠기 측정 결과이며, 표면 거칠기는 후처리 전(as built)과 후처리 후(샌드 블라스팅  $\text{Al}_2\text{O}_3$  #80 → 수작업 연마 #400→#800→#1200)로 구분하여 측정하였다.

후처리 전 평균 Ra  $12.7\ \mu\text{m}$ 는 SLM SUS316L에서 통상 보고되는 표면 거칠기 범위( $10\sim 20\ \mu\text{m}$ )<sup>16) 19)</sup>에 부합한다. 후처리 후 평균 Ra  $4.9\ \mu\text{m}$ 는 SLM 공정에서 최적 파라미터를 적용하였을 때 달성 가능한 316L 표면 거칠기 수준<sup>15) 16) 19)</sup>에 해당하며, 수중 추진 부품으로 적합한 표면 품질이다.

### 4.3. 조립성

완성된 임펠러를 모터 M12 육사곤 샤프트에 끼워보니  $+0.20\ \text{mm}$  증가된 소켓 내경이 여유 끼워맞춤을 형성해 별도 후가공 없이 원활히 결합되었다. 정격 토크 하에서 이탈이나 편심 진동은 없었다.

## 5. CFD 유동 해석

### 5.1. 해석 설정

덕트 내부 유동 구조를 정성적으로 파악하기 위해 SolidWorks Flow Simulation으로 해석을 진행했다. SolidWorks Flow Simulation은 CAD 형상과의 직접 연동 및 내장 MRF(Moving Reference Frame) 회전 해석 기능을 제공하여 설계 초기 단계의 빠른 유동 확인에 적합하다<sup>9)</sup>. 회전 영역 해석에 MRF 방법을 채택한 이유는, Sliding Mesh 대비 계산 비용이 낮고 정상 상태 유동 패턴 파악이 목적인 경우 중

분한 정확도를 제공하기 때문이다<sup>9)</sup>. 난류 모델로 표준  $k-\varepsilon$ 을 선택한 이유는 임펠러 팁 레인놀즈 수( $10^5$  이상)의 완전 발달 난류 영역에서 수렴 안정성이 높기 때문이며, 대표 해석 조건인 20,000 rpm은 실측 운전점(20,300 rpm)의 98.5%에 해당하며, 정성적 유동 패턴 파악 목적에서 이 차이는 결과에 유의한 영향을 미치지 않는다. 본 CFD 해석의 목적은 정량적 성능 검증이 아닌 유동 가속 패턴과 방향 분포의 정성적 파악에 한정한다. 해석 조건은 Table 7과 같다.

**Table 7** CFD analysis conditions and mesh settings

| Item                         | Settings                                                   |
|------------------------------|------------------------------------------------------------|
| Analysis Software            | SolidWorks Flow Simulation 2024                            |
| Fluid                        | Water ( $\rho = 997\ \text{kg/m}^3$ @ $25^\circ\text{C}$ ) |
| Rotation Analysis Method     | MRF (Moving Reference Frame)                               |
| Turbulence Model             | $k-\varepsilon$ Model (Standard)                           |
| Impeller Rotational Speed    | 20,000 rpm (nominal operating value)                       |
| Base Mesh Size               | Approx. 5 mm (impeller region local refinement Level 3)    |
| Total Cell Count (estimated) | Approx. 350,000 – 450,000 cells                            |
| Convergence Criterion        | Residuals of key variables $< 10^{-4}$                     |
| Mesh Independence Study      | Not conducted (future work)                                |

### 5.2. 결과 분석

CFD 결과는 정량적 추력 예측보다는 덕트 내부 유동의 가속, 선회 성분의 정류, 노즐 출구 유속 분포가 설계 의도와 부합하는지 확인하는 정성적 검토 자료로 활용하였다. 따라서 Fig. 7에서는 임펠러 통과 전후의 속도 벡터 방향 변화와 수축 노즐에서의 축방향 유동 형성 여부를 중심으로 해석하였다.



**Fig. 7** CFD result of velocity vector field inside the duct (qualitative)

임펠러를 지나며 유속이 뚜렷하게 증가하고, 스

테이터 베인 통과 후 선회 성분이 줄어들며 벡터 방향이 축방향으로 정렬된다. 수축 노즐에서 유속이 추가 가속되어 출구에서 최대 유속이 형성되는 패턴은 설계 의도와 정성적으로 부합한다. 본 연구의 핵심 기여는 CFD의 정량적 성능 모사가 아닌, 이중 성능 예측 방법론(방법 A, B)과 로드셀 실측 간의 유기적 검증에 있으며, CFD는 설계 개념의 직관적 타당성 확보 목적으로 제한적으로 활용되었다. 격자 의존성 검증(mesh independence study) 및 y+ 분석을 포함한 정량적 CFD 검증은 향후 과제이다.

## 6. 성능 해석 및 예측

### 6.1. 효율 체계 정의

본 연구에서는 전기 입력 에너지가 추진력으로 변환되는 과정을 전자기계적 전달 구간과 유체기계적 전달 구간으로 분리하였다. 전자기효율( $\eta_{EM}$ )은 ESC, 모터 및 축계 손실을 포함하며, 유체기계 효율( $\eta_{HM}$ )은 임펠러 수력 효율과 덕트·노즐 손실을 포함한다. 이러한 분리는 구성품별 손실 원인을 구분하고, 실측 추력으로부터 전체 효율을 역산할 때 각 효율 가정의 영향을 해석하기 위함이다.

Table 8 Efficiency framework and calculation

| Efficiency                             | Symbol         | Formula                                             | Value  |
|----------------------------------------|----------------|-----------------------------------------------------|--------|
| ESC                                    | $\eta_{ESC}$   | -                                                   | 97%    |
| Motor                                  | $\eta_{motor}$ | -                                                   | 88%    |
| Shaft <sup>(10)(11)</sup>              | $\eta_{shaft}$ | -                                                   | 96%    |
| Impeller hydraulic <sup>(10)(11)</sup> | $\eta_{imp}$   | -                                                   | 66%    |
| Duct <sup>(2)(19)</sup>                | $\eta_{duct}$  | -                                                   | 80%    |
| Electromagnetic                        | $\eta_{EM}$    | $\eta_{ESC} \times \eta_{motor}$                    | 85.36% |
| Hydromechanical                        | $\eta_{HM}$    | $\eta_{shaft} \times \eta_{imp} \times \eta_{duct}$ | 50.69% |
| Total                                  | $\eta_{total}$ | $\eta_{EM} \times \eta_{HM}$                        | 43.27% |

Table 8에서  $\eta_{HM}$ 의 각 성분 효율( $\eta_{shaft}$ ,  $\eta_{imp}$ ,  $\eta_{duct}$ )은 소형 수중 추진기 선행 연구<sup>(2)(8)(9)</sup> 및 덕트 유동 해석<sup>(3)(4)(5)</sup>을 참고하여 설정하였으며, 6.3절의 민감도 분석과 7.4절의 역산 검증을 통해 타당성을 실험적으로 확인하였다.

### 6.2. 추력 계산 수식 체계

#### 1) 방법 A: 전류 기반

$$P_{in} = V \times I \quad (3)$$

$$P_{shaft} = P_{in} \times \eta_{EM} \quad (4)$$

$$P_{jet} = P_{shaft} \times \eta_{HM} \quad (5)$$

$$v_j = \left( \frac{2P_{jet}}{\rho A} \right)^{1/3} \quad (6)$$

$$T = \rho A v_j^2 \quad (7)$$

여기서  $P_{in}$ 은 입력전력,  $V$ 는 배터리 인가 전압,  $I$ 는 전류이다.  $P_{shaft}$ 는 모터 축 전달 동력으로  $P_{in} \times \eta_{EM}$ 으로 산출되며,  $P_{jet}$ 은 노즐 분사 동력으로  $P_{shaft} \times \eta_{HM}$ 으로 산출된다.  $v_j$ 는 노즐 출구 유속,  $\rho$ 는 물 밀도( $997 \text{ kg/m}^3 @ 25^\circ\text{C}$ ),  $A$ 는 식(1)에서 정의한 노즐 출구 단면적이며,  $T$ 는 추력이다.

#### 2) 방법 B: 모터 상수 및 실측 RPM 기반 간이 역산

$$K_t = \frac{60}{2\pi \times Kv} \quad (8)$$

$$T_m = K_t \times I \quad (9)$$

$$P_{shaft} = T_m \times \omega \left( \omega = \frac{2\pi N}{60} \right) \quad (10)$$

$$\eta_{EM} = \frac{P_{shaft}}{P_{in}} \quad (11)$$

여기서  $K_t$ 는 모터 토크 상수,  $Kv$ 는 모터 속도 상수(역기전력 상수)이다.  $T_m$ 은 모터 출력 토크,  $\omega$ 는 각속도,  $N$ 은 모터 회전 수(rpm)이다.

방법 B는 배터리 직류(DC) 전류를 이용한 간이 역산이며, 실제 q축 전류 또는 모터 다이내모미터 계측 기반 토크 검증은 향후 과제로 한다.

### 6.3. $\eta_{HM}$ 민감도 분석

$\eta_{HM}$ 은 소형 워터젯 시스템에서 임펠러 형상, 틸 클리어런스, 덕트 손실 및 운전점에 따라 크게 달라질 수 있으므로, 기준값 50.69%에 대한 민감도 분석을 수행하였다. 분석 범위는 45~55%로 설정하였으며, 동일한 285 A, 41.9 V 조건에서 예측 추력이 효율 가정에 얼마나 민감하게 변화하는지 검토하였다.

**Table 9** Sensitivity Analysis Results for  $\eta_{HM}$ 

| $\eta_{HM}(\%)$  | $P_{jet}(W)$ | $v_j(m/s)$ | Predicted thrust (N) | Deviation from baseline 732N |
|------------------|--------------|------------|----------------------|------------------------------|
| 45.0             | 4,587        | 13.55      | 677                  | -7.6%                        |
| 48.0             | 4,893        | 13.89      | 706                  | -3.6%                        |
| 50.69 (baseline) | 5,167        | 14.11      | 732                  | 0.0%                         |
| 52.0             | 5,300        | 14.24      | 745                  | +1.8%                        |
| 55.0             | 5,604        | 14.50      | 773                  | +5.7%                        |

Table 9는 285 A, 41.9 V,  $\eta_{EM}=85.36\%$  조건에서  $\eta_{HM}$ 의 민감도 분석 결과를 나타낸다.

$\eta_{HM}$  55% 범위에서 예측 추력 677~773 N, 기준 732 N 대비 -7.6%~+5.7%의 비대칭 변동 범위. 실측 730 N은 기준값(732 N) 대비 오차 0.3%로  $\eta_{HM} = 50.69\%$  가정의 타당성을 실험적으로 뒷받침한다.

$\eta_{HM}$  45~55% 범위로 변화시켰을 때 285 A 기준 이론 추력은 677~773 N 범위로 산출되었다. 실측 추력 730 N은  $\eta_{HM} = 50.69\%$  조건의 예측값(732 N)과 2 N(0.3%) 차이로 가장 잘 일치한다. 이는 기준값으로 설정한  $\eta_{HM} = 50.69\%$ 가 소형 수중 위터켓 추진기의 실제 전달 효율을 잘 반영함을 실험적으로 검증한다.

#### 6.4. 전류별 예측 추력

Table 10의 200A 조건 전압은 3회 측정 평균값(43.03 V)을 43.0 V 로 반올림하여 표기하였으며, 식(3)~식(5)를 통하여  $P_{in}$ ,  $P_{jet}$  값을 산출하였다.

**Table 10** Predicted performance at various current levels; measured voltage, method A

| Current (A) | Mean voltage (V) | $P_{in}$ (W) | $P_{jet}$ (W) | $v_j$ (m/s) | $T_{pred}$ (N) | $T_{pred}$ (kgf) |
|-------------|------------------|--------------|---------------|-------------|----------------|------------------|
| 100         | 43.9             | 4,390        | 1,899         | 10.11       | 376            | 38.3             |
| 150         | 43.5             | 6,525        | 2,823         | 11.53       | 490            | 49.9             |
| 200         | 43.0             | 8,600        | 3,722         | 12.65       | 589            | 60.0             |
| 250         | 42.4             | 10,600       | 4,586         | 13.56       | 677            | 69.0             |
| 285         | 41.9             | 11,942       | 5,167         | 14.11       | 732            | 74.7             |

#### 6.5. 내부 일관성 검증 (285 A 조건)

285 A, 41.9 V, 20,300 rpm 조건에서 두 방법의 비교 결과는 Table 11과 같다. 이때 방법A, 방법B에

대하여 실측 대비 오차는 각각 +0.37%, +1.3% 이다.

**Table 11** Comparison of two estimation methods; 285 A, 41.9 V, 20300 rpm

| Parameter          | Method A (current-based) | Method B (motor constant/RPM) | Difference |
|--------------------|--------------------------|-------------------------------|------------|
| $P_{in}$ (W)       | 11,942                   | 11,942                        | -          |
| $P_{shaft}$ (W)    | 10,193                   | 10,331                        | 1.4%       |
| $P_{jet}$ (W)      | 5,167                    | 5,237                         | 1.4%       |
| $v_j$ (m/s)        | 14.11                    | 14.17                         | 0.4%       |
| $\eta_{HM}$        | 50.69%                   | 50.69%                        | -          |
| $\eta_{EM}$        | 85.36% (assumed)         | 86.52% (back calculated)      | 1.16%p     |
| $T_{pred}$ (N)     | 732                      | 739                           | 1.0%       |
| $T_{measured}$ (N) | 730 ( $\pm 3.2$ )        | 730 ( $\pm 3.2$ )             | -          |

Table 11의 수치 검증 결과, 방법 A의 경우  $\eta_{EMA}=85.36\%$ 를 적용하면  $P_{shaftA}=10,193$  W 로 산출되며(식(4)), 방법 B의 경우  $\eta_{EMB}=86.52\%$ (식(11))로 역산된다. 두 방법 모두 실측값(730 N)과의 오차가 1.3% 이내로, 제안된 효율 체계의 타당성을 확인하였다.

방법 A와 B의 추력 차이는 1.0%(732 N vs 739 N)에 그치며, 양쪽 모두 실측 730 N에 대해 각각 0.37%, 1.3% 이내에서 일치한다. 방법 B의 역산  $\eta_{EM}$  (86.52%)이 방법 A의 가정값(85.36%)보다 1.16%p 높게 나타난 것은, 모터 효율 88% 가정이 해당 운전 조건에서 다소 보수적으로 설정되었음을 시사한다. 두 방법의 1.0% 이내 일치는 독립적인 두 계산 경로에 의한 내부 일관성 검증 결과로, 성능 예측 모델의 신뢰성을 뒷받침한다.

#### 6.6. 전압 강하 고려

Table 12는 ESC 정격 전류인 300 A 조건에서 배터리 전압 변화에 따른 정지 추력 예측값을 나타낸다. 배터리 전압은 완충 시 50.4 V에서 부하 인가 시 최저 40.0 V까지 강하할 수 있으며, 이에 따라 예측 추력은 857 N에서 734 N으로 변화한다. 따라서 전압 강하를 포함한 현실 운전 범위에서의 정지 추력은 730~857 N으로 예측된다.

**Table 12** Predicted static thrust at various voltage under 300 A condition

| Voltage (V)          | $P_{in}$ (kW) | $P_{jet}$ (kW) | $v_j$ (m/s) | $T_m$ (N) |
|----------------------|---------------|----------------|-------------|-----------|
| 40.0 (voltage sag)   | 12.00         | 5.19           | 14.13       | 734       |
| 42.0                 | 12.60         | 5.45           | 14.37       | 759       |
| 44.4 (nominal)       | 13.32         | 5.76           | 14.62       | 787       |
| 50.4 (fully charged) | 15.12         | 6.54           | 15.21       | 857       |

### 6.7. RPM 및 캐비테이션

Table 13은 임펠러 외경  $OD = 83.06$  mm 기준으로 RPM 구간별 필요 토크 및 팁 속도를 산출하고 운전 가능성을 평가한 결과이다. 여기서 필요 토크  $T_m$ 은 모터 토크 상수  $K_t$  ( $= 0.01705$  Nm/A,  $K_v = 560$  rpm/V로부터 역산)를 이용하여  $T_m = K_t \times I$  로 산출한 추정값이며, 실제 필요 전류는 모터 부하 특성 및 슬립에 따라 달라질 수 있으므로 참고값으로 활용한다. 팁 속도( $v_{tip}$ )는  $v_{tip} = \pi \times OD \times N/60$  으로 계산되며, 팁 속도 80 m/s 이상에서는 캐비테이션 발생 가능성이 높아지므로 캐비테이션 수(Cavitation Number) 분석 및 실험적 확인이 필요하다<sup>19)</sup>.

**Table 13** Required torque and tip speed assessment by RPM range

| RPM               | Required torque (Nm) | Tip speed (m/s) | Feasibility assessment                                        |
|-------------------|----------------------|-----------------|---------------------------------------------------------------|
| 14,000            | 7.4                  | 61              | Likely to exceed 300 A limit (high load)                      |
| 18,000            | 5.8                  | 78              | Near/above 300 A limit                                        |
| 20,300 (measured) | 5.1                  | 88              | Measured operating point; cavitation risk assessment required |
| 22,000            | 4.7                  | 96              | High-RPM region, cavitation risk                              |

본 시스템의 실측 운전점인 20,300 rpm에서는 팁 속도가 88 m/s로 산출되어, 본문에서 제시한 80 m/s 기준을 초과한다. 따라서 해당 조건은 캐비테이션 발생 가능성이 있는 고속 운전 영역으로 해석하는

것이 타당하다. 본 시험에서는 로드셀 추력, 전압 및 전류를 중심으로 계속하였기 때문에 캐비테이션 수, 기포 발생, 소음·진동 및 추력 변동을 정량적으로 분리하지는 못하였다. 다만 실측 기반 전체 효율  $43.1 \pm 0.1\%$ 은 수조 시험 조건에서 발생한 임펠러-덕트 손실과 잠재적 캐비테이션 영향을 모두 포함한 등가 시스템 효율로 해석되어야 한다. 캐비테이션이 본격적으로 발생할 경우 국부 압력 저하와 기포 붕괴로 인해 유효 제트 속도 및  $\eta_{HM}$ 이 감소하고, 추력 변동, 소음 증가 및 블레이드 표면 손상 가능성이 커질 수 있으므로, 향후 동일 운전 점에서 캐비테이션 수 계산과 고속 영상 또는 음향·진동 계측을 통한 검증이 필요하다<sup>20)</sup>.

### 6.8. 속도별 추력 감소

정지 추력은 보드 속도가 0일 때 bollard pull 기준이다. 보드 전진에 따른 추력 감소는 식(12)로 예측된다.

$$T(v_{board}) = \rho A v_j (v_j - v_{board}) \quad (12)$$

Table 14는 285 A, 41.9 V 조건에서 제트 속도  $v_j$  14.11 m/s를 기준으로 보드 운항 속도에 따른 추력 감소를 나타낸다. 여기서 운항 추력  $T$ 는  $T = \rho A v_j (v_j - v_{board})$  로 산출되며,  $v_{board}$ 는 보드의 실제 운항 속도(m/s)이다. 보드 속도가 증가할수록 제트 속도와 속도 차가 줄어들어 추력이 감소하며, 보드 속도 12 m/s(43.2 km/h)에서는 정지 추력 대비 15.0%까지 감소하는 것으로 예측된다.

**Table 14** Thrust reduction at various cruising speeds (285 A, 41.9 V,  $v_j=14.11$  m/s)

| Board speed (m/s) | Speed (km/h) | Thrust (N) | Ratio to static thrust (%) |
|-------------------|--------------|------------|----------------------------|
| 0                 | 0            | 732        | 100.0                      |
| 3                 | 10.8         | 577        | 78.7                       |
| 5                 | 18.0         | 473        | 64.6                       |
| 8                 | 28.8         | 317        | 43.3                       |
| 10                | 36.0         | 213        | 29.1                       |
| 12                | 43.2         | 110        | 15.0                       |

## 7. 로드셀 추력 계측 및 성능 검증

### 7.1. 추력 시험 설정

수중 실제 운용 조건을 모사하기 위해 실내 수조(1.2m×2.0m, 깊이 0.8m)에 추진 모듈을 완전 침지 고정하고 S-빔 로드셀(정격 용량 1,000 N, 정밀도  $\pm 0.1\%$  FS)을 직결 장착하여 정지 추력(bollard pull)을 계측하였다. 시험 전 인증 분동을 이용한 교정(Calibration)을 실시하여 로드셀 영점 및 스펜을 확인하였다. 수온은 25°C( $\rho = 997 \text{ kg/m}^3$ )로 유지하였으며, 배터리는 만충 상태(OCV  $\approx 50.4 \text{ V}$ )에서 시험을 개시하였다. 추력 데이터는 100 Hz 샘플링 속도로 수집하였으며, 각 목표 전류 도달 후 3초 안정화 시간을 거쳐 5초간 데이터를 수집·평균하였다. 측정 조건 변경 전 영점(Zero) 교정을 수행하여 지그 자중, 부력 및 정적 오프셋을 제거하였다. 전압과 전류는 전력 계측기로 실시간 모니터링하고 로드셀 신호와 동기 기록하였다. 각 전류 조건에서 3회 반복 측정 후 평균 및 표준 편차를 산출하였다.

### 7.2. 추력 측정 결과

Table 15는 수온 25°C, 배터리 만충 조건에서 수행한 로드셀 추력 측정의 원시 데이터를 나타낸다. 목표 전류 100 A부터 285 A까지 각 조건에서 3회 반복 측정을 수행하였으며, 각 회차의 실측 전류 및 전압값을 함께 기록하였다. 전류 조건별 측정값의 편차는  $\pm 5 \text{ A}$  이내로, 측정 재현성이 양호한 것으로 확인되었다.

**Table 15** Raw data of waterjet thruster load cell thrust measurement (water temperature 25°C, fully charged battery)

| Target current | Trial | Current (A) | Voltage (V) | Measured thrust (N) | Measured thrust (kgf) |
|----------------|-------|-------------|-------------|---------------------|-----------------------|
| ~100 A         | 1     | 100         | 44.0        | 375                 | 38.2                  |
| ~100 A         | 2     | 102         | 43.8        | 379                 | 38.6                  |
| ~100 A         | 3     | 98          | 43.9        | 370                 | 37.7                  |
| ~150 A         | 1     | 150         | 43.6        | 489                 | 49.8                  |
| ~150 A         | 2     | 152         | 43.5        | 492                 | 50.2                  |
| ~150 A         | 3     | 148         | 43.4        | 483                 | 49.2                  |
| ~200 A         | 1     | 200         | 43.2        | 588                 | 60.0                  |
| ~200 A         | 2     | 202         | 43.0        | 590                 | 60.2                  |
| ~200 A         | 3     | 198         | 42.9        | 582                 | 59.3                  |
| ~250 A         | 1     | 250         | 42.5        | 675                 | 68.8                  |
| ~250 A         | 2     | 252         | 42.3        | 677                 | 69.0                  |
| ~250 A         | 3     | 248         | 42.4        | 671                 | 68.4                  |
| ~285 A         | 1     | 285         | 42.0        | 731                 | 74.5                  |
| ~285 A         | 2     | 287         | 41.8        | 732                 | 74.6                  |
| ~285 A         | 3     | 283         | 41.9        | 726                 | 74.1                  |

Table 16은 Table 15의 원시 데이터를 전류 조건별로 평균 및 표준편차로 요약한 결과이다. 표준편차  $\sigma$ 는 반복 3회 측정의 표본 표준편차( $n-1$  기준)로 산출하였으며, 285 A 조건에서  $\sigma = 3.2 \text{ N}$ 으로 평균 추력(729.7 N) 대비 0.44%에 해당하여 측정 불확도가 매우 낮음을 확인하였다.

**Table 16** Summary of mean thrust and standard deviation

| Target current | Mean voltage (V) | Mean thrust (N) | Standard deviation, $\sigma$ (N) | Mean thrust (kgf) |
|----------------|------------------|-----------------|----------------------------------|-------------------|
| ~100 A         | 43.9             | 374.7           | 4.5                              | 38.2              |
| ~150 A         | 43.5             | 488.0           | 4.6                              | 49.7              |
| ~200 A         | 43.0             | 586.7           | 4.2                              | 59.8              |
| ~250 A         | 42.4             | 674.3           | 3.1                              | 68.7              |
| ~285 A         | 41.9             | 729.7           | 3.2                              | 74.4              |

극값 내미 일관되게 각  $+0.3\sim 0.4\%$  호게 나타났다. 평균 절대 오차는 0.37%로 매우 낮은 수준이며, 이

### 7.3. 이론 예측값과의 비교

Table 17은 방법 A 기반 이론 예측 추력( $T_{pred}$ )과 로드셀 실측 추력( $T_{measured}$ )을 전류 조건별로 비교한 결과이다. 오차는 오차(%) =  $\frac{T_{pred}-T_{measured}}{T_{measured}} \times 100$  으로 정의하였으며, 전 조건에서 이론값이 실측값 대비 일관되게 약 +0.3~0.4% 높게 나타났다. 평균 절대 오차는 0.37%로 매우 낮은 수준이며, 이는 수조 내 유동 경계 조건에 의한 미세한 추진 효율 감소 또는 모델 단순화에 기인하는 것으로 판단된다.

따라서 본 연구의 평균 절대 오차 0.37%는 각 구성품 효율을 독립 계측하여 얻은 절대 검증값이 라기보다, 문헌 기반 효율 가정과 본 시험 조건에서 얻은 로드셀 추력 간의 정합도를 의미한다. 향후 모터 다이내모미터를 이용한 축토크·축출력 계측과 임펠러 단독 수력 효율 시험을 수행하면  $\eta_{EM}$  및  $\eta_{HM}$ 의 불확도를 분리하여 제시할 수 있다.

**Table 17** Comparison of theoretically predicted load cell measured thrust (method A,  $\rho=997 \text{ kg/m}^3$  @ 25°C)

| Current (A)         | Voltage (V) | $T_{pred}$ (N) | $T_{measured}$ (N) | Standard deviation, $\sigma$ (N) | Error (%) |
|---------------------|-------------|----------------|--------------------|----------------------------------|-----------|
| 100                 | 43.9        | 376            | 374.7              | $\pm 4.5$                        | 0.35      |
| 150                 | 43.5        | 490            | 488.0              | $\pm 4.6$                        | 0.41      |
| 200                 | 43.0        | 589            | 586.7              | $\pm 4.2$                        | 0.39      |
| 250                 | 42.4        | 677            | 674.3              | $\pm 3.1$                        | 0.40      |
| 285                 | 41.9        | 732            | 729.7              | $\pm 3.2$                        | 0.32      |
| Mean absolute error | -           | -              | -                  | -                                | 0.37      |

이론 예측값이 전 전류 구간에 걸쳐 실측 대비 0.32~0.41%(평균 0.37%) 이내의 오차를 보인다는 점은 액추에이터 디스크 이론 기반 효율 모델이 해당 운전 범위에서 실측 결과를 잘 재현함을 보여준다. 이론값이 실측 대비 일관되게 소폭 높은 경향은 수조 내 제한된 유동 공간에 의한 추진 효율 감소 또는 계측 지그의 미세 마찰 손실에 기인하는 것으로 판단된다.

다만 평균 절대 오차 0.37%는 일반적인 유체기계 실험에서 기대되는 불확도보다 작다. 이는 본 연구의  $\eta_{EM}$  및  $\eta_{HM}$  파라미터가 동일 계열 브러시

리스 모터·소형 임펠러 시스템의 선행 데이터<sup>2) 7) 8) 9)</sup>와 잘 부합하는 값으로 설정된 데에 기인한다. 효율 파라미터와 실측 추력 간의 정합성은 6.3절의  $\eta_{HM}$  민감도 분석을 통해 독립적으로 검증되었으나, 향후 모터 단독 효율 측정 및 임펠러 수력 효율 정량화를 통해 각 구간 효율 가정을 실험적으로 세분화할 필요가 있다.

### 7.4. 실측 기반 효율 역산 분석

식(13)은 실측 추력으로부터 역산한 전체 시스템 효율( $\eta_{total}$ )이다.

$$\eta_{total} = \frac{P_{jet}}{P_{in}} \quad (13)$$

$$\left( P_{jet} = \frac{1}{2} \rho A v_j^3, v_j = \sqrt{\frac{T}{\rho A}} \right)$$

Table 18은 로드셀 실측 추력을 기반으로 역산한 전체 효율  $\eta_{total} (= \frac{P_{jet}}{P_{in}})$  을 나타낸다. 여기서  $P_{jet}$  은 실측 추력  $T_{measured}$  와 역산 제트 속도  $v_j$  로부터 산출된 값이다.

실측 추력으로부터 역산한 전체 시스템 효율이 100~285 A 전 전류 구간에서  $\eta_{total} = 43.1 \pm 0.1\%$  로 매우 일정하다는 것은, 해당 운전 범위에서 시스템의 에너지 변환 특성이 안정적임을 보여준다. 이론 예측값(43.3%)과의 차이가 0.2%p에 그쳐, 설정한 효율 모델이 실제 거동을 잘 반영함을 확인하였다. Table 11에서 방법 B의 역산  $\eta_{EM}$  (86.52%)이 방법 A의 가정값(85.36%)보다 1.16%p 높게 나타난 것은, 모터 효율 88% 가정이 해당 운전 조건에서 다소 보수적으로 설정되었음을 시사한다. 두 방법의 추력 예측 차이가 1.0% 이내이므로, 실제 추력은 732~739 N 범위에 있을 것으로 추정되며 이는 실측 730 N과 잘 일치한다.

**Table 18** Back-calculated overall efficiency based on measured data ( $\eta_{total}$ )

| Current (A) | $T_{measured}$ (N) | $v_j$ (m/s) | $P_{jet}$ (W) | $P_{in}$ (W) | $\eta_{total}$ (%) |
|-------------|--------------------|-------------|---------------|--------------|--------------------|
| 100         | 374.7              | 10.09       | 1,891         | 4,390        | 43.1               |
| 150         | 488.0              | 11.52       | 2,810         | 6,525        | 43.1               |
| 200         | 586.7              | 12.63       | 3,705         | 8,600        | 43.1               |
| 250         | 674.3              | 13.54       | 4,564         | 10,600       | 43.1               |
| 285         | 729.7              | 14.08       | 5,138         | 11,942       | 43.0               |
| Mean        | -                  | -           | -             | -            | 43.1±0.1           |

### 7.5. 부하 조건별 전압 강하

Table 19는 전류 조건별 배터리 부하 전압 및 전압 강하  $\Delta V$ 를 측정하고, 이로부터 겉보기 내부저항을 산출한 결과이다. 겉보기 내부저항은  $R_{int} = \Delta V / I$  (OCV 50.4 V 기준)로 정의되며, 여기서  $\Delta V$ 는 개방 회로 전압(OCV)과 부하 전압의 차이,  $I$ 는 측정 전류(A)이다. 전류 증가에 따라 겉보기 내부저항이 65 mΩ에서 30 mΩ으로 감소하는 경향이 관찰되었으며, 이는 고전류(4.80C) 방전 시 발생하는 줄열(Joule heating)에 의한 셀 온도 상승이 전해질 이온 전도도를 높여 내부 저항을 낮추는 리튬이온 셀 특성에 기인하는 것으로 판단된다. 정밀 분석을 위해서는 별도의 DCIR 측정이 필요하다.

**Table 19** Battery voltage sag by current condition

| Current (A) | Load voltage (V) | Voltage sag, $\Delta V$ , (V) | Apparent Internal Resistance (mΩ) |
|-------------|------------------|-------------------------------|-----------------------------------|
| 100         | 43.9             | 6.5                           | 65                                |
| 150         | 43.5             | 6.9                           | 46                                |
| 200         | 43.0             | 7.4                           | 37                                |
| 250         | 42.4             | 8.0                           | 32                                |
| 285         | 41.9             | 8.5                           | 30                                |

## 8. 결론

전동 수상 서핑보드용 덕트형 워터젯 추진 시스템을 설계·제작하고, SLM 기반 SUS316L 임펠러의 제작성, 성능 예측 및 로드셀 추력 계측을 통한 실험적 검증을 수행하였다. 주요 결론은 다음과 같

다.

1) 임펠러 OD 83.06 mm, 덕트 ID 86 mm, 노즐 출구 68.51 mm, 전장 420 mm의 4블레이드 트윈스트 워터젯 시스템을 설계하였다. CFD 해석은 정량적 검증이 아닌 유동 가속 패턴의 정성적 파악 목적으로 활용하였으며, 임펠러 후방 유속 증가 및 노즐 출구의 축방향 유동 정렬을 정성적으로 확인하였다.

2) SLM 공정(VED 107 J/mm<sup>3</sup>)으로 SUS316L 임펠러를 단일 공정으로 제작하였다. 전방향 +0.20 mm의 균일한 치수 편차는 melt pool broadening에 기인하며 공정 재현성이 양호하다. 샌드 블라스팅 및 수작업 연마(#400→#800→#1200) 후처리로 평균 Ra 4.9 μm가 달성되었다.

3) 에너지 전달 경로를  $\eta_{EM}$  (85.36%)과  $\eta_{HM}$  (50.69%)으로 명확히 분리하였다.  $\eta_{HM}$  민감도 분석에서 45~55% 범위에 따른 285 A 기준 이론 추력은 677~773 N(기준 732 N 대비 -7.6%~+5.7%)으로 산출되었으며, 로드셀 실측 730 N은  $\eta_{HM} = 50.69\%$  조건의 예측값(732 N)과 0.3% 차이로 일치하여 효율 가정이 실측 결과와 정합함을 확인하였다.

4) 실수조(25°C) 로드셀 직결 추력 계측 결과, 100~285 A 전 조건에 걸쳐 이론 예측 대비 오차가 0.32~0.41%(평균 0.37%)로 매우 양호하였다. 실측 기반 역산 전체 효율은  $43.1 \pm 0.1\%$ 로 이론 예측값(43.3%)과 0.2%p 차이에 그쳐, 에너지 변환 모델이 해당 운전 범위에서 실측 결과를 잘 재현함을 확인하였다. 285 A 만충 조건 기준 실측 최대 추력은 730 N(74.4 kgf)이다.

5) 수조 내 구동 시험(285 A, 20,300 rpm)에서 블레이드 손상이나 조립부 이탈 없이 안정적인 구동이 이루어졌으며, 12S 12P 배터리팩(4.80C 방전율)도 정상 동작하였다. SLM SUS316L 임펠러를 적용한 전동 수상 워터젯 추진 시스템의 설계·제작성 및 추력 성능의 초기 적용 가능성이 종합적으로 확인되었다. 향후 연구에서는 20,300 rpm 조건에서 예상되는 캐비테이션 영향을 캐비테이션 수, 기포 가시화, 소음·진동 및 추력 변동 계측으로 정량화 하고, 모터 다이내모미터 기반 토크·효율 측정과 임펠러 단독 수력 효율 시험을 추가하여  $\eta_{EM}$  및  $\eta_{HM}$  가정을 구성품 수준에서 검증할 계획이다.

## 후기

※ 본 연구의 문법 교정 및 번역 검토에서 Open AI의 ChatGPT (GPT-5.5)를 보조적으로 활용하였음을 밝힌다.

## 참고문헌

- 1) Geertsma, R.D., Negenborn, R.R., Visser, K., and Hopman, J.J., "Design and Control of Hybrid Power and Propulsion Systems for Smart Ships: A Review," *Applied Energy*, Vol. 194, pp. 30-54, 2017. 10.1016/j.apenergy.2017.02.060
- 2) Xiros, N.I., Loghis, E.C., Gasparis, E., Tsolakidis, S., and Kardasis, K., "Theoretical and Experimental Investigation of Unmanned Boat Electric Propulsion System with PMDC Motor and Waterjet," *Journal of Marine Engineering and Technology*, Vol. 8:2, pp. 27-43, 2009. 10.1080/20464177.2009.11020221
- 3) Brandau, J.H., "Performance of Waterjet Propulsion Systems - A Review of the State-of-the-Art," *Journal of Hydronautics*, Vol. 2:2, pp. 61-73, 1968. 10.2514/3.62775
- 4) Park, W.G., Jang, J.H., Chun, H.H., and Kim, M.C., "Numerical Flow and Performance Analysis of Waterjet Propulsion System," *Ocean Engineering*, Vol. 32:14-15, pp. 1740-1761, 2005. 10.1016/j.oceaneng.2005.02.004
- 5) Ding, Y., Song, B., and Wang, P., "Numerical Investigation of Tip Clearance Effects on the Performance of Ducted Propeller," *International Journal of Naval Architecture and Ocean Engineering*, Vol. 7:5, pp. 795-804, 2015. 10.1515/ijnaoe-2015-0056
- 6) Lu, L., Pan, G., and Sahoo, P.K., "CFD Prediction and Simulation of a Pumpjet Propulsor," *International Journal of Naval Architecture and Ocean Engineering*, Vol. 8:1, pp. 110-116, 2016. 10.1016/j.ijnaoe.2015.10.001
- 7) Budiyo, M.A., and Ayuningtyas, H., "Performance Analysis of Waterjet Propulsion on Unmanned Surface Vehicle Models," *Journal of Applied Engineering Science*, Vol. 19:4, pp. 886-895, 2021. 10.5937/jaes0-29942
- 8) Fernandes, M., Sahoo, S.R., and Kothari, M., "OpenThruster: An Open-source, Mostly 3D-printed Thruster for Marine Vehicles," *HardwareX*, Vol. 23, Article No. e00680, 2025. 10.1016/j.ohx.2025.e00680
- 9) Kiss-Nagy, K., Simongáti, G., and Ficzer, P., "Investigation of 3D Printed Underwater Thruster Propellers Using CFD and Structural Simulations," *Periodica Polytechnica Mechanical Engineering*, Vol. 68:1, pp. 70-77, 2024. 10.3311/PPme.23795
- 10) Kruth, J.-P., Mercelis, P., Van Vaerenbergh, J., Froyen, L., and Rombouts, M., "Binding Mechanisms in Selective Laser Sintering and Selective Laser Melting," *Rapid Prototyping Journal*, Vol. 11:1, pp. 26-36, 2005. 10.1108/13552540510573365
- 11) DebRoy, T., Wei, H.L., Zuback, J.S., Mukherjee, T., Elmer, J.W., Milewski, J.O., Beese, A.M., Wilson-Heid, A., De, A., and Zhang, W., "Additive Manufacturing of Metallic Components - Process, Structure and Properties," *Progress in Materials Science*, Vol. 92, pp. 112-224, 2018. 10.1016/j.pmatsci.2017.10.001
- 12) Saeidi, K., Gao, X., Zhong, Y., and Shen, Z.J., "Hardened Austenite Steel with Columnar Sub-grain Structure Formed by Laser Melting," *Materials Science and Engineering: A*, Vol. 625, pp. 221-229, 2015. 10.1016/j.msea.2014.12.018
- 13) Liverani, E., Toschi, S., Ceschini, L., and Fortunato, A., "Effect of Selective Laser Melting (SLM) Process Parameters on Microstructure and Mechanical Properties of 316L Austenitic Stainless Steel," *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 249, pp. 255-263, 2017. 10.1016/j.jmatprotec.2017.05.042
- 14) Lim, Y., Jeon, C., Lee, Y.-S., and Jo, I., "Influence of Build Orientation and Heat Treatment on the Microstructure and Mechanical Properties of SUS316L Fabricated by Selective Laser Melting," *Metals*, Vol. 15:9, Article No. 971, 2025. 10.3390/met15090971
- 15) Ahmed, N., Barsoum, I., Haidemenopoulos, G., and Abu Al-Rub, R.K., "Process Parameter Selection and Optimization of Laser Powder Bed Fusion for 316L Stainless Steel: A Review," *Journal of Manufacturing Processes*, Vol. 75, pp. 415-434, 2022. 10.1016/j.jmapro.2021.12.064

- 16) Deng, Y., Mao, Z., Yang, N., Niu, X., and Lu, X., "Collaborative Optimization of Density and Surface Roughness of 316L Stainless Steel in Selective Laser Melting," *Materials*, Vol. 13:7, Article No. 1601, 2020. 10.3390/ma13071601
- 17) Zheng, Z., Sun, B., and Mao, L., "Effect of Scanning Strategy on the Manufacturing Quality and Performance of Printed 316L Stainless Steel Using SLM Process," *Materials*, Vol. 17:5, Article No. 1189, 2024. 10.3390/ma17051189
- 18) Zhao, C., Bai, Y., Zhang, Y., Wang, X., Xue, J.M., and Wang, H., "Influence of Scanning Strategy and Building Direction on Microstructure and Corrosion Behaviour of Selective Laser Melted 316L Stainless Steel," *Materials and Design*, Vol. 209, Article No. 109999, 2021. 10.1016/j.matdes.2021.109999
- 19) Wang, D., Liu, Y., Yang, Y., and Xiao, D., "Theoretical and Experimental Study on Surface Roughness of 316L Stainless Steel Metal Parts Obtained Through Selective Laser Melting," *Rapid Prototyping Journal*, Vol. 22:4, pp. 706-716, 2016. 10.1108/RPJ-06-2015-0078
- 20) Ju, H.-J., and Choi, J.-S., "Experimental Study of Cavitation Damage to Marine Propellers Based on the Rotational Speed in the Coastal Waters," *Machines*, Vol. 10:9, Article No. 793, 2022. 10.3390/machines10090793

## 저자 소개

### 유 수 호 (Su-Ho Yu)



- 2023 8월 연세대학교 메카트로닉스공학과(공학사)
- 2021년 1월~현재 (주)브이에어로스페이스 기술이사

<관심분야>  
설계, 적층 제조

### 정 유 진 (Yu-Jin Jung)



- 2022년 2월 연세대학교 항공우주공학(공학사)
- 2024년 3월~현재 (주)브이에어로스페이스 임원연구원

<관심분야>  
상형 소프트웨어 개발

### 김 준 욱 (Jun-Uk Kim)



- 2022년 7월~2025년 7월 킨코스피(주) 전담연구원
- 2025년 2월~현재 (주)브이에어로스페이스 선임연구원

<관심분야>  
적층제조, AI

### 민 병 로 (Byeong-Ro Min) [정회원]



- 1998년 8월 성균관대학교 생물기계전기공학(공학사)
- 2008년 2월 성균관대학교 작업기계 및 시스템자동화전공(공학박사)
- 2021년 ~ 현재 한국폴리텍대학 서울캠퍼스 퍼스메카트로닉스과 초빙교원

<관심분야>  
로봇, AI