



원전 해수 펌프 임펠러 합금의 케비테이션 피로 손상 해석

홍성모, 이민구*, 김광호, 이창규

한국원자력연구소 원자력나노소재응용팀

An Analysis on Fatigue Fracture of Nuclear Pump Impeller Alloys by Ultrasonic Vibratory Cavitation Erosion

Sung-Mo Hong, Min-Ku Lee*, Gwang-Ho Kim, Chang-Kyu Rhee

Nuclear Nanomaterials Development Lab, Korea Atomic Energy Research Institute, P.O. Box 105,
 Yuseong, Taejeon 305-353, South Korea

(Received 1 February 2006 ; accepted 24 February 2006)

Abstract

In this study, the fatigue properties on the cavitation damage of the flame quenched 8.8Al-bronze (8.8Al-4.5Ni-4.5Fe-Cu) as well as the current nuclear pump impeller materials (8.8Al-bronze, STS316 and SR50A) has been investigated using an ultrasonic vibratory cavitation test. For this the impact loads of cavitation bubbles generated by ultrasonic vibratory device quantitatively evaluated and simultaneously the cavitation erosion experiments have been carried out. The fatigue analysis on the cavitation damage of the materials has been made from the determined impact load distribution (e.g. impact load, bubble count) and erosion parameters (e.g. incubation period, MDP). According to Miner's law, the determined exponents b of the $F-N$ relation ($F^b \cdot N = \text{Constant}$) at the incubation stage (N : the number of fracture cycle) were 5.62, 4.16, 6.25 and 8.1 for the 8.8Al-bronze, flame quenched one, STS316 and SR50A alloys, respectively. At the steady state period, the exponents b of the $F-N'$ curve (N' : the number of cycle required for 1 μm increment of MDP) were determined as 6.32, 5, 7.14 and 7.76 for the 8.8Al-bronze, flame quenched one, STS316, and SR50A alloys, respectively.

Keywords : Cavitation, Erosion, Impact load, Aluminum bronze, Fatigue fracture, Miner's law

1. 서 론

8.8알루미늄 청동합금(8.8Al-bronze) 및 316계 스테인리스강(STS316) 그리고 6Mo 슈퍼 오스테나이트 스테인리스강(SR50A) 등의 경우 내식성과 내부식성 그리고 기계적 성질등이 우수하여 해양환경에 널리 이용되고 있으며, 주로 수력터빈이나 해수 펌프 임펠러 또는 선박용 프로펠러와 같은 수력기계의 재료로서 사용되고 있다¹⁾. 그러나 이처럼 유체 속에서 고속으로 회전하는 기계의 경우 케비테이션이 발생되어 기포붕괴에 따른 높은 충격압력에 의해 케비테이션 침식이 일어남으로서 기계의 성능저하와 부품재료의 수명 및 설계에 있어 문제점을 드

러내고 있다. 일반적으로 케비테이션 침식손상은 반복적인 기포붕괴 압력에 따른 충격하중에 의해 재료에 손상 및 파괴가 발생하기 때문에 피로적 파괴(fatigue fracture) 현상으로 연구되어 왔다²⁻⁶⁾. 케비테이션 침식거동에서 대부분의 금속은 재료손실이 거의 없고 눌림(depression) 형태의 소성변형만이 발생하는 잠복기(incubation period)를 거쳐 재료손실이 급격히 발생하는 정상상태 구간(steady state period)으로 진행되는데, Leith와 Thomson 등⁷⁾은 이러한 잠복기가 재료의 피로수명을 결정하는데 있어 좋은 형태라고 보고하였고, Mori 및 Hattori 등⁸⁾의 경우 잠복기 및 정상상태를 결정된 후 각 구간에서의 충격하중과 그에 따른 충격횟수를 측정하여 관계를 결정함으로써 피로적 관점으로 논의된 바 있다. 또한 케비테이션 충격하중과 침식 및 손상에 관

*Corresponding author. E-mail : leeminku@kaeri.re.kr

한 Iwai 등³⁾의 연구 결과에 의하면, 알루미늄과 구리 그리고 연강의 경우 케비테이션 기포붕괴 시 재료표면에 약 4 μm 이상의 핏(pit)을 형성시키기 위한 기포의 충격횟수는 전체 기포수의 약 5.9, 4.7, 0.7%에 불과하였다. 이러한 결과는 결국 재료표면에 핏을 형성시키는 하중이하의 작은 충격하중을 가진 기포들이 반복적으로 충격을 가함으로써 손상이 발생하는 것으로서 피로파괴를 의미한다. 따라서 케비테이션 기포붕괴 시 잠복구간 및 정상상태 구간에서의 충격하중 세기와 분포특성 그리고 충격횟수와와의 관계를 평가하는 것은 재료의 피로파괴 현상을 이해하는데 있어 매우 중요하다고 할 수 있다.

본 연구에서는 케비테이션 초음파 진동 장치와 충격하중 측정 시스템을 사용하여 현재 원자력 발전소에서 해수 펌프 임펠러의 재료로 사용 중인 8.8Al-bronze, STS316, SR50A 그리고 화염급냉 공정(flame quenching process)에 의해 표면 개질된 8.8Al-bronze합금에서 케비테이션 침식시간에 따른 재료의 손실량을 통해 각 재료별 잠복기와 M DPR (mean depth of penetration rate, $\mu\text{m}/\text{h}$)을 결정하였고, 케비테이션 기포붕괴 시 각각의 재료에서 진폭 변화에 따른 충격하중 및 충격횟수를 정량적으로 측정하고자 하였다. 또한 각 재료에서의 케비테이션 손상에 관한 피로분석을 위해 케비테이션 시험 조건에 따른 충격하중의 개수 및 잠복기와 M DPR 을 이용하였으며, 피로손상 누적법칙(Miner's law)에 기초를 둔 Mori 등⁸⁾의 연구와 유사한 방법으로 수행되었다.

2. 실험방법 및 장치

본 연구에 적용된 케비테이션 침식장비 및 실험 조건은 ASTM G32-92⁹⁾의 기준에 의해 진행되었다. 침식시험을 위해서 주파수 20 kHz의 초음파 진동 장치(ultrasonic vibratory device)를 사용하였고, 충격하중을 조절하기 위하여 초음파 발전부에 부착

되어있는 진동 혼(horn)의 진폭을 35 μm , 45 μm , 50 μm 으로 변화시켰다. 침식시험은 2000 cm^3 크기의 수조안에서 이루어졌고, 시험표면과 진동 혼에 부착된 팁(tip)과의 거리는 1 mm로 일정하게 유지시켰다. 진동 혼에 부착된 팁의 경우, 직경은 16 mm 이었고, 일반 강에 비해 케비테이션 침식저항성이 약 6배 정도 우수하고 진동 혼과 동일재료인 Ti 합금을 사용하였다. 또한 정기적으로 시험수를 교체 함으로써 팁으로부터 떨어져 나온 고체입자에 의한 시험편의 손상을 최소화하였고, 시험수의 온도를 $25 \pm 1^\circ\text{C}$ 로 일정하게 유지하였다. 침식시험에 이용된 재료는 현재 해수 펌프 임펠러의 재료로 사용되고 있는 8.8Al-bronze합금(ASM B148-C95800)과 STS316(ASM A351 CF-8M), SR50A(6Mo super austenitic stainless steel) 그리고 화염급냉 공정에 의해 표면 개질된 8.8Al-bronze합금(FQ900)^{10,11)}등 4종류의 재질이였다. 침식시험의 크기는 $10 \times 10 \times 10 \text{ mm}^3$ 이었고, 시험 표면은 0.3 μm 알루미늄 분말까지 미세 연마하였으며, 침식에 의한 재료손상을 평가하기 위하여 0.1 mg까지 측정 가능한 미세저울을 사용하여 케비테이션 시간에 따른 시험편의 무게 감량을 측정하였다. 각 시험편의 화학적 조성과 기계적 특성을 표 1에 나타내었다.

케비테이션 진동 시 측정되는 신호는 기포붕괴 시 재료에 전달되는 충격파에 의한 충격펄스(V)인데, 이러한 충격파에 의해 재료표면에 가해지는 충격펄스를 정확히 측정해야만 충격하중을 정량적으로 평가할 수 있다. 충격펄스의 측정을 위하여 본 연구에서는 공명주파수 5 MHz의 압전센서(piezoelectric)를 이용하였고, 압전세라믹은 PZT(PbTiO_3 , PbZrO_3)로서 직경 6.35 mm, 두께는 0.41 mm이었다. 또한 케비테이션 기포붕괴 시 충격펄스에 의한 신호처리 및 정확한 데이터 획득을 위해 하이패스필터(high pass filter), 피크홀더(peak holder), 아날로그/디지털(A/D) 변환기와 대기억 용량의 컴퓨터로 구성되어 있는 케비테이션 충격하중측정장치(cavitation impact

Table 1. Chemical compositions and mechanical properties of the test materials

Materials	Cu wt. %	Al wt. %	Ni wt. %	Fe wt. %	Mn wt. %	Si wt. %	Cr wt. %	Mo wt. %	N wt. %	Y.S (MPa)	T.S (MPa)	Hv
8.8Al-bronze*	80.8	8.8	4.5	4.4	1	0.04	-	-	-	296	668	169
FQ900**	"	"	"	"	"	"	-	-	-	-	-	165
STS316	-	-	10.1	66.8	0.88	0.83	18.8	2.55	-	303	524	239
SR50A	0.19	-	20.3	49.2	0.69	0.51	22.6	6.45	0.26	304	598	228

*the as-cast 8.8Al-bronze alloy consisted of the α matrix and κ precipitates [ref. 11].

**the surface layers of the flame-quenched 8.8Al-bronze (FQ900) had 56% α and 40% β' martensite with a very small amount of κ phase [ref. 11].

load analyser)를 사용하였다. 케비테이션 기포붕괴 시 충격펄스 검출시편은 길이 21 mm, 직경 3 mm 인 봉(bar)의 형태로 압전센서 표면과 정밀하게 밀착시켜 고정하였다. 검출시편의 직경을 작게 한 이유는 동일한 하중을 가진 수많은 기포들이 시편표면에 동시에 붕괴될 때 측정되지 못하는 기포들의 수를 줄이기 위함이다.

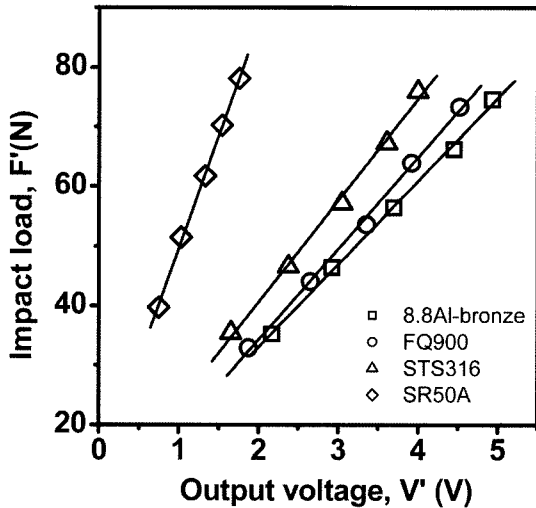


Fig. 1. The relation between the output voltage V' and impact load F' by a ball-drop test.

3. 실험결과 및 고찰

3.1 케비테이션 충격하중 및 침식손상 측정

케비테이션 진동에 의한 충격펄스를 측정하기 위해 케비테이션 충격펄스를 충격하중으로 변환하기 위해서는 충격펄스와 충격하중간의 보정이 필요하다¹⁰⁾. 이를 위해 강구의 위치에너지 변화를 이용한 강구 낙하시험을 실시하여 강구의 위치에너지에 따른 충격펄스의 크기를 측정하였다. 그림 1에서 보는바와 같이 강구 낙하시험 결과 각 재료별 충격하중(F')과 출력전압(V')과의 관계를 구하였고 선형관계($F'=AV'$, A: 재료상수)를 잘 만족하고 있음을 확인하였으며, 얻어진 재료상수 A는 8.8Al-bronze, FQ900, STS316, SR50A합금이 각각 약 5.08, 3.51, 6.35, 11.87로 결정되었다. 케비테이션 진동에 의해 측정된 충격펄스는 이러한 강구 낙하시험에 의해 얻어진 충격펄스의 크기와 비교 보정함으로써 최종적인 케비테이션 충격하중으로 정량화 되었다. 케비테이션 진동 후 강구 낙하시험을 통해 얻어진 충격하중값과의 보정을 통해 계산된 충격하중과 기포들의 누적개수분포를 그림 2에 나타내었다. 그림 2는 8.8Al-bronze합금, FQ900, STS316, SR50A에서 진폭변화에 따라 1분 동안 측정된 기포들의 충격하

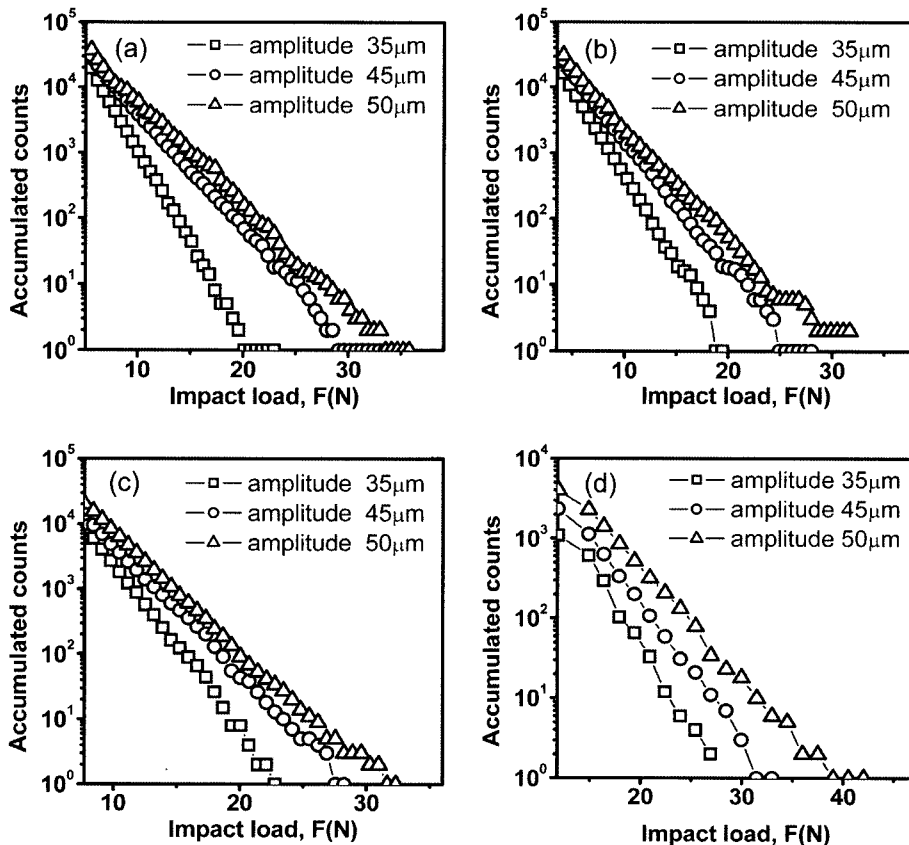


Fig. 2. Impact load distributions as a function of double amplitude for 1min. exposure: (a) 8.8Al-bronze, (b) FQ900, (c) STS316, (d) SR50A.

중 누적분포를 보여준다. 전반적으로 충격하중이 작은 기포들에 비해 충격하중이 큰 기포들의 개수가 현저히 적음을 볼 수가 있고, 케비테이션 진폭이 증가할수록 하중변화에 따라 붕괴되는 기포들의 개수가 증가하는 것으로 나타났다.

케비테이션 침식현상은 기포들의 반복적 충돌에 의해 재료표면에 파괴 및 손상 발생하기 때문에 피로파괴로서 해석될 수 있을 것이다. 케비테이션 침식기동은 전형적으로 재료손실이 거의 없고 소성변형만이 발생하는 잠복기를 거쳐 재료손실이 일정한 기울기를 가지고 발생하는 정상상태 구간으로 진행되는데, 이러한 두 단계는 모두 여러 크기의 충격하중과 충격횟수의 관계에 따라 피로파괴로서 분석되었다. 잠복구간에서는 일정한 충격하중(F)하에서 잠복기가 끝나는 지점까지의 기포의 충격횟수(N)를 측정하였고, 정상상태 구간에서는 일정한 충격하중(F)과 함께 MDP(mean depth of penetration)가 $1\ \mu\text{m}$ 씩 증가하는데 필요한 충격횟수(N')를 측정하였다. 그림 3은 케비테이션 진폭 $50\ \mu\text{m}$ 시 각각의 재료에서 케비테이션 노출시간에 따른 하중별 기포 충격의 누적개수변화를 나타낸다. 각각의 재료에서 기포들은 진폭 및 충격하중에 따라 각각 3구간으로 나누었으며, 각 구간에서의 평균충격하중에 대한 기포들의 충격횟수를 구하였고, 기포들의 충격횟수는

케비테이션 시간에 따라 직선적으로 증가함을 나타내었다. 각 구간에서 단위시간당 충격하중의 발생 개수 n' 은 직선의 기울기로부터 측정되었으며, 그 결과를 표 2에 나타내었다.

그림 4는 각각의 재료에서 진폭변화에 따라 케비테이션 실험을 실시한 후 침식시편의 손실량으로부터 측정된 MDP 커브이며, 각 재료의 잠복기 t_i 및 정상상태 구간의 기울기의 결정방법을 보여준다. 여기서 모든 재료는 재료손실이 거의 발생하지 않는 잠복구간과 재료손실이 급격히 발생하는 정상상태구간으로 진행되는 것을 볼 수가 있다. 정상상태 구간의 기울기는 침식속도(erosion rate)를 의미하며 MDP로부터 결정되었다. 보는바와 같이 잠복기 t_i 의 경우 잠복구간과 정상상태의 구간을 선형화(linear fit)한 후 만나는 지점으로부터 결정하였고, MDP는 정상상태 구간의 선형성(linearity)으로부터 결정하였다. 각 재료에 대한 잠복기 t_i 및 MDP의 측정결과, 화염급냉 처리된 FQ900의 경우 8.8Al-bronze합금에 비해 침식저항성이 현저히 향상되었음을 볼 수가 있었고, 침식저항성은 STS316 < 8.8Al-bronze < SR50A < FQ900의 순으로 나타났는데, 이는 FQ900합금이 다른 재료들에 비해 케비테이션 기포붕괴 시 경험하는 충격하중이 작았음을 의미한다. 각 구간에서 결정된 진폭별 각 재료의 잠

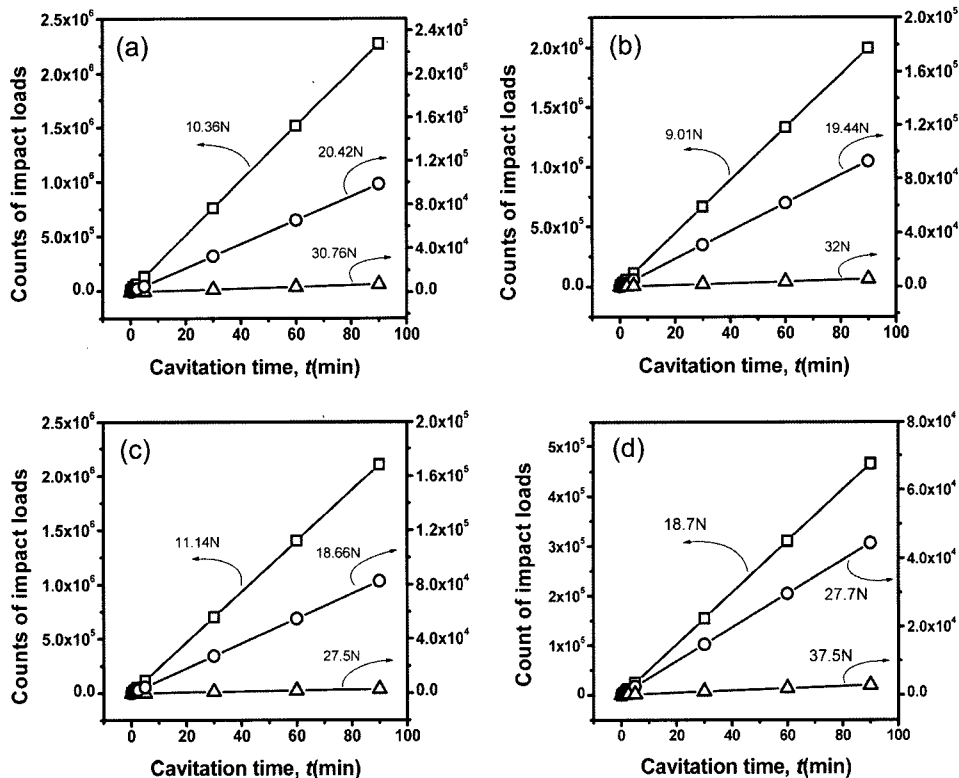


Fig. 3. Variation in accumulated count of impact loads for amplitude $50\ \mu\text{m}$: (a) 8.8Al-bronze, (b) FQ900, (c) STS316, (d) SR50A.

Table 2. Summary on the number of impact loads, incubation period t_i and MDPR for 8.8Al-bronze, FQ900, STS316 and SR50A

	Double amplitude (μm)	10.36N, n'_1 (5.6~15.12N) cycle/hr	20.42N, n'_2 (15.7~25.14N) cycle/hr	30.76N, n'_3 (25.72~35.8N) cycle/hr	t_i (hr)	MDPR ($\mu\text{m/hr}$)
8.8Al-bronze	35	9.89×10^5	-	-	6.73	0.8676
	45	1.46×10^6	2.3×10^4	-	2.07	3.648
	50	1.52×10^6	6.55×10^4	4.6×10^3	1.37	4.2
FQ900	Double amplitude (μm)	9.01N, n'_1 (4.11~13.92N) cycle/hr	19.44N, n'_2 (14.53~24.3N) cycle/hr	32N, n'_3 (24.96~35.4N) cycle/hr	t_i (hr)	MDPR ($\mu\text{m/hr}$)
	35	9×10^5	-	-	8.13	0.6726
	45	1.308×10^6	3.11×10^4	-	2.467	2.442
STS316	Double amplitude (μm)	11.14N, n'_1 (7.7~14.56N) cycle/hr	18.66N, n'_2 (15.24~22N) cycle/hr	23.5N, n'_3 (22.76~32.3N) cycle/hr	t_i (hr)	MDPR ($\mu\text{m/hr}$)
	35	5.56×10^5	-	-	6.533	1.028
	45	7.3×10^5	3.47×10^4	-	2.6	4.185
SR50A	Double amplitude (μm)	18.7N, n'_1 (14.9~22.4N) cycle/hr	27.7N, n'_2 (23.9~31.4N) cycle/hr	37.5N, n'_3 (33~42N) cycle/hr	t_i (hr)	MDPR ($\mu\text{m/hr}$)
	35	3.96×10^4	-	-	6.233	0.8
	45	1.98×10^5	1.21×10^4	-	2.716	2.72
	50	3.10×10^5	2.96×10^4	1.85×10^3	2.133	3.24

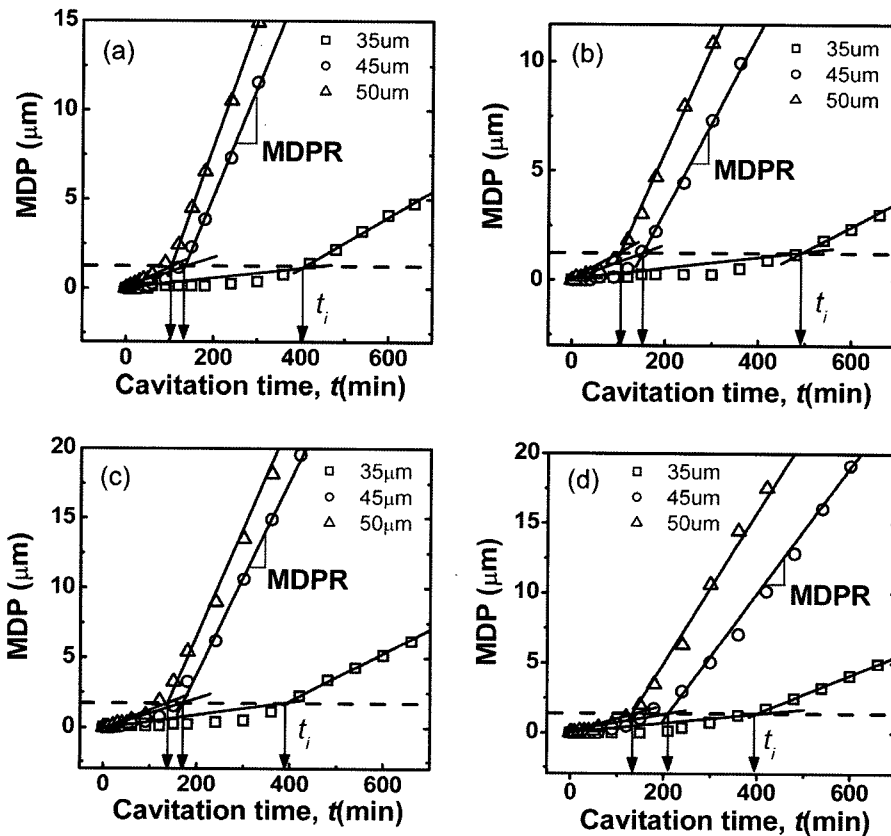


Fig. 4. Determination of the incubation time (t_i) and MDPR: (a) 8.8Al-bronze, (b) FQ900, (c) STS316, (d) SR50A.

복기 t_i 및 M DPR을 표 2에 요약하였다.

3.2 잠복기 및 정상상태 구간에서의 $F-N$ 관계

본 절에서는 8.8Al-bronze, FQ900, STS316, SR50A의 재료에 대해 잠복기에서의 충격하중의 세기와 잠복기가 끝나는 지점까지의 충격횟수를 측정하였고, Miner's law를 이용하여 여러 충격하중 하에서 각 재료의 피로파괴 수명을 측정하고자 하였다.

$$\sum(n_i/N_i) = C \quad (C: \text{constant}) \quad (1)$$

여기서, n_i 와 N_i 는 각각 일정한 충격하중 하에서 적용된 충격 횟수와 파괴가 발생되기까지의 충격횟수를 나타낸다. 케비테이션 침식과정에서 잠복기의 끝은 파괴 및 재료손실이 발생하므로 재료의 피로수명이라고 가정하면, 손상값 D_i 는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$D_i = n_i/N_i \quad (2)$$

여기서, n_i 와 N_i 는 각각 일정한 충격하중(F_i) 하에서 적용된 충격횟수와 잠복기의 끝까지 진행된 충격횟수를 나타낸다. 그러므로 누적 손상값 D 는 다음과 같이 정의 된다.

$$D = \sum D_i = \sum(n_i/N_i) \quad (3)$$

따라서 $D=1$ 은 여러 레벨의 충격하중 하에서 잠복기의 끝임을 의미한다. 케비테이션에 의한 기포붕

괴 압력은 수많은 레벨의 충격하중들이 섞여 있으므로 일정한 충격하중 하에서 $F-N$ 커브를 얻기가 어렵다. 따라서 본 연구에서는 여러 레벨의 충격하중을 3구간으로 나누어 각 구간의 평균 충격하중에 대한 충격횟수로 정리하였다. 예를 들어, 표 2에 나타난 바와 같이 8.8Al-bronze의 경우 진폭 35 μm 에서 기포들은 평균 충격하중 10.36N으로 시간당 n_1 (9.89×10^5)회 표면에 충돌하였을 때 재료의 잠복기에 도달하였다면, 손상식 (3)에 의해 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$(n_1/N_1) = 1 \quad (4)$$

n_1 의 측정은 진폭 35 μm 에서의 잠복기($t_{i, 35\mu\text{m}}$)가 6.73 (hour)이므로 n_1' 과의 곱에 의해 계산되었다. 따라서 $N_1=n_1$ 이므로 $N_1(6.656 \times 10^6)$ 을 구하였다. 진폭이 45 μm 일 경우, 충격하중 10.36N에서의 충격횟수 $n_1(1.46 \times 10^6)$ 과 20.42N에서의 충격횟수 $n_2(2.3 \times 10^4)$ 에 의해 잠복기에 도달하였다면 손상식은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$n_1 = (n_1')(T_i)_{45\mu\text{m}}, \quad n_2 = (n_2')(T_i)_{45\mu\text{m}} \\ (n_1/N_1) + (n_2/N_2) = 1 \quad (5)$$

따라서 식 (5)에 n_1, n_2, N_1 을 대입하여 $N_2(8.72 \times 10^5)$ 를 얻을 수 있었다. 또한 N_3 는 진폭이 50 μm 일 때의 결과로부터 위와 같은 방법으로 계산하여 $N_3(1.85 \times 10^5)$ 를 얻을 수 있었고, N_1, N_2, N_3 를 각각의 평균 충격하중에 대하여 log-log 스케일로 도식화하

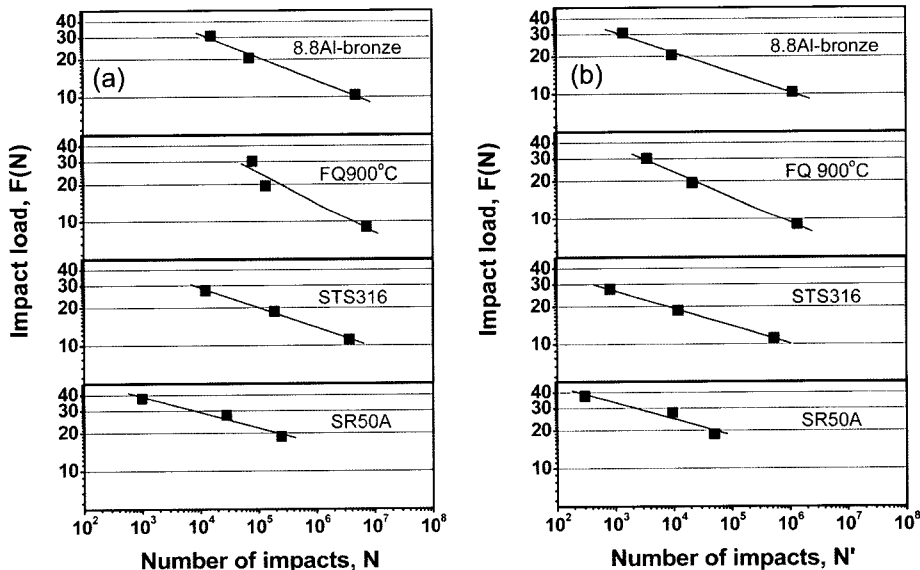


Fig. 5. $F-N$ relation for 8.8Al-bronze, FQ900, STS316 and SR50A alloy: (a) $F-N$ curve for the incubation, (b) $F-N$ curve steady-state period.

면 잠복기에서의 $F-N$ 관계를 얻을 수 있다. 8.8Al-bronze합금 이외에도 FQ900, STS316, SR50A시편도 위와 동일한 방법을 이용하여 잠복구간에서의 $F-N$ 관계를 얻을 수 있었으며, 이와 같은 피로수명곡선은 어느 일정한 충격하중 하에서 피로수명의 한계를 의미한다. 그림 5(a)는 각각의 재료에서 잠복기까지의 기포 충격횟수와 일정한 충격하중 사이에서 얻어진 $F-N$ 관계를 나타낸다. 이때 $F-N$ 관계는 다음 식과 같이 나타낼 수 있다.

$$F^b \cdot N = C \quad (C: \text{constant}) \quad (6)$$

여기서, 지수 b 는 8.8Al-bronze, FQ900, STS316, SR50A합금의 경우 각각 약 5.62, 4.16, 6.25 8.1로 나타났다.

잠복구간이 끝난 후에는 재료손실이 케비테이션 시간에 따라 일정한 기울기를 가지고 발생하는 정상상태 구간으로 진행되는데, 잠복기와 마찬가지로 정상상태 구간의 케비테이션 침식 거동 또한 반복적인 충격하중에 의해 발생되므로 피로파괴 수명을 고찰할 수 있다¹²⁾. 정상상태 구간에서의 $F-N'$ 커브는 일정한 충격하중과 함께 MDP가 $1\mu\text{m}$ 씩 증가하는데 필요한 충격횟수를 측정함으로써 얻을 수 있었다. 정상상태 구간의 손상값 D'_i 는 다음과 같이 정의 된다.

$$D'_i = n_i/N'_i \quad (7)$$

여기서, N'_i 은 MDP값이 $1\mu\text{m}$ 씩 증가하는데 필요한 충격횟수를 나타내며, N'_i 는 표 2에 요약된 각 재료에서의 MDP를 각 진폭에서의 n'_i 에 나누어 계산되었다. 그림 5(b)에서 보는바와 같이 8.8Al-bronze, FQ900, STS316, SR50A합금에서의 $F-N'$ 관계를 얻을 수 있었으며, 정상상태 구간에서 얻어진 지수 b 는 8.8Al-bronze, FQ900, STS316, SR50A합금이 각각 약 6.32, 5, 7.14, 7.76으로 나타났다. 이와 같이 잠복기와 정상상태 구간에서 지수 b 의 결정을 통해 각각의 재료에 대한 피로수명관계식을 완성함으로써 충격하중의 변화에 따른 피로수명 예측이 가능해졌다.

4. 결 론

원자력발전소등의 해수 임펠러 재료로서 이용되고 있는 8.8Al-bronze, STS316, SR50A 그리고 화염급냉 처리에 의해 표면 개질된 8.8Al-bronze합금에 대해 케비테이션 침식실험 및 기포붕괴 시 재료

에 가해진 충격하중을 정량적으로 측정하였다.

케비테이션 침식실험 결과, 각 재료에 대한 잠복기 t_i 및 MDP를 결정하였고, 화염급냉 처리에 의해 표면 개질된 FQ900의 경우 타 재료에 비해 침식저항성이 현저히 향상되었다. 또한 케비테이션 진폭변화에 따른 충격하중 측정결과, 충격하중이 작은 기포들에 비해 큰 기포들의 개수가 현저히 적었고, 진폭이 증가할수록 하중변화에 따라 붕괴되는 기포들의 개수가 증가하였다. 케비테이션 손상에 관한 피로분석은 각각의 재료에서 진폭변화에 따른 충격하중의 분포와 잠복기 및 MDP를 결정함으로써 수행되었고, 피로손상 누적법칙(Miner's law)을 이용하여 여러 충격하중 하에서 각 재료의 피로파괴 수명을 고찰하였다. 잠복기에서의 $F-N$ 관계($F^b \cdot N = \text{constant}$)를 결정하였고, 그 결과 지수 b 는 8.8Al-bronze, FQ900, STS316, SR50A합금에서 각각 약 5.62, 4.16, 6.25 그리고 8.1로 나타났다. 정상상태 구간에서의 $F-N'$ 관계는 일정한 충격하중(F)과 함께 MDP가 $1\mu\text{m}$ 씩 증가하는데 필요한 충격횟수(N')와의 관계를 통해 얻을 수 있었고, 결정된 지수 b 는 8.8Al-bronze, FQ900, STS316, SR50A합금에서 각각 약 6.32, 5, 7.14, 7.76으로 나타났다.

후 기

본 연구는 산자부 원자력 중·장기 연구 개발 사업(MOCIE)의 원진기술 혁신분야의 재정적 지원에 이루어진 것으로 이에 감사드립니다.

참고문헌

1. A. Karimi, J. L. Martin, Int. Met. Review, 31 (1986) 1.
2. T. Okada, Y. Iwai, K. Awazu, Wear., 133 (1989) 219.
3. Y. Iwai, T. Okada, S. Tanaka, Wear., 133 (1989) 233.
4. Y. Iwai, T. Okada, H. Mori, Wear., 150 (1991) 367.
5. T. Okada, Y. Iwai, S. Hattori, N. Tanimura, Wear., 184 (1995) 231.
6. S. Hattori, H. Mori, T. Okada, Trans. ASME J. Fluids. Eng., 120 (1998) 179.
7. W. C. Leith, A. L. Thomson, Trans. ASME J. Basic. Eng., 82 (1960) 795.
8. H. Mori, S. Hattori, T. Okada, JSME Int. J., 41 (1998) 96.
9. Annual Book of ASTM Standards G32-92, Standard Test Method for Cavitation Erosion Using Vibratory Apparatus, (1992) 110.
10. M. K. Lee, S. M. Hong, G. H. Kim, K. H. Kim, W. W. Kim, Met. Mater. Inter., 10 (2004) 313.

11. S. M. Hong, M. K. Lee, G. H. Kim, K. H. Kim, W. W. Kim, S. I. Hong, J. Kor. Inst. Surf. Eng., 37 (2004) 234.
12. K. Endo, T. Okada, Y. Baba, Bull. JSME., 12 (1969) 729.