

ALE기법을 이용한 수중함의 수중폭발 충격응답 해석에 관한 연구

김재현^{*}
현대중공업(주) 구조연구실

Shock Response Analysis under Underwater Explosion for Underwater Ship using ALE Technique

Jae-Hyun Kim^{*}

Structure Research Department, Hyundai Heavy Industry Co. Ltd., Ulsan, Korea

요 약

본 연구는 생존성 측면에서 잠수함의 내충격 설계시 고려해야 하는 수중폭발 충격응답해석 기법에 관하여 고찰하였다. 생존성을 고려하는 것은 현대의 모든 함정설계에 필수요건이며, 특히 잠수함의 수중폭발에 대한 내충격 설계는 반드시 고려되어야 할 사항이다. 기존의 수중함에 대한 내충격 설계는 가정된 이론에 의한 충격가속도를 정적해석의 결과를 통하여 단순하게 적용하였으나 본 연구에서는 직접해석법에 수중폭발 충격응답해석을 수행함으로써 기존의 방법보다 매우 합리적이고 신뢰성 높은 결과를 제시하였다. 특히 본 연구에서는 직접해석법 중에서 기존 수상함에서 널리 사용하고 있는 LS-DYNA/USA code의 적용보다 LS-DYNA code만으로 사용자가 보다 손쉽게 접근할 수 있는 ALE기법을 이용하여 잠수함 액화산소탱크를 대상으로 수중폭발해석 방식을 제안하고자 하였다.

Abstract – In modern naval ships, the design of submarines has continually evolved to improve survivability and it is also important to design ship against shock response. Existing underwater ship design has been performed due to results of static analysis considering shock acceleration by simple method. However, it can not be anticipated good assesment. The present study applied the Arbitrary Lagrangian-Eulerian (ALE) technique, a fluid - structure interaction approach, to simulate an underwater explosion and investigate the survival capability of a damaged submarine liquefied oxygen tank. The Lagrangian-Eulerian coupling algorithm and the equations of state for explosives and seawater were also reviewed. It is shown that underwater explosion analysis using the ALE technique can accurately evaluate structural damage after attack. This procedure could be applied quantitatively to real structural design.

Keywords: Submarine(잠수함), Underwater Explosion(수중폭발), ALE Technique(Arbitrary Lagrangian-Eulerian 기법), Survivability (생존성), Liquefied Oxygen Tank(액화산소탱크)

1. 서 론

현대의 전투환경은 급속히 변하고 있으며 특히 공격무기는 매우 다양하게 발전하고 있다. Fig. 1(Weber[2005])은 1950년대 이후 미국 해군 함정이 적으로부터 가장 많은 피해를 받은 것은 수중무기 중 하나인 기뢰(mine)에 의한 공격임을 보여주고 있다. 따라서 점차 대형화되고 있는 현대의 잠수함 설계에 있어서는 생존성(survivability)을 고려한 설계가 필수적으로 대두되고 있다. 그러나 종래의 수중함 설계는 전통적인 충격 압력식으로 수중폭발에 의한

충격하중을 구하고 이를 여러 임의의 가정을 통한 단순 정적해석을 수행하여 그 결과를 설계에 적용하는 등 생존성 설계 측면에서 크게 미흡하다.

본 연구에서는 수중함의 생존성 향상 측면에서 보다 합리적인 내충격 설계를 수행하기 위하여 초기 설계단계에서 적용할 수 있는 수중폭발 충격응답해석 기법에 관하여 고찰하였다. 이를 위해 먼저 수중충격해석 이론 및 구조-유체 연성을 이용한 해석 기법에 대하여 살펴보았으며 이를 바탕으로 잠수함에서 가장 중요한 장비 중 하나인 액화산소탱크를 중심으로 잠수함의 수중폭발 충격응답 해석을 수행하였다. 본 연구에서는 수중폭발 현상의 모사를 위해 상용 동적 과도응답해석 프로그램인 LS-DYNA(Hallquist[2004])를

^{*}Corresponding author: jhkim2007@empal.com

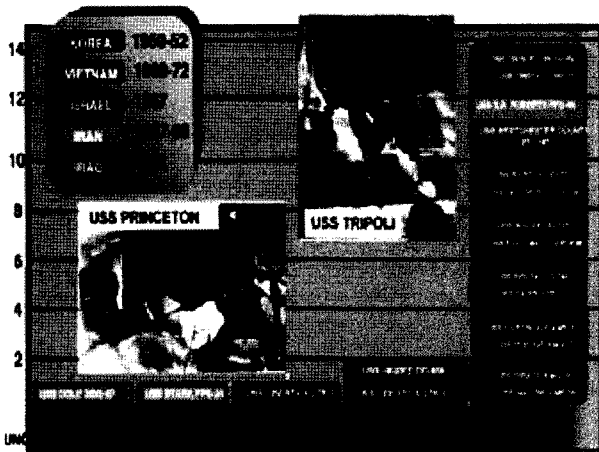


Fig. 1. US Navy ship casualties since 1950.

사용하였고, 구조-유체 연성 모델링을 위해 ALE(Arbitrary Lagrangian and Eulerian) 기법을 적용하였다.

2. 수중폭발 충격응답 해석의 ALE기법 적용성 검토

2.1 구조-유체 연성기법의 활용

일반적인 폭발에 대한 해석법은 크게 충격계수 설계법과 직접해석법으로 나눌 수 있다(Scavuzzo and Pusey[2000]). 충격계수 설계법은 충격파와 가스 구체에 의한 유체력을 이론적으로 추정하고, 구조-유체 연성작용을 점수 표면에 국한시켜 구조계의 거동을 수치적으로 해석한다. 직접해석법은 유체 중에서의 폭발현상을 폭발 모델의 급격한 팽창에 의한 압력 발생으로 모사하고, 이로 인해 발생하는 충격파의 전파 현상까지도 다면체 요소로 분할된 유체장의 압력 변화로써 모사할 수 있다. 또한, 유체와의 접촉에 의해 구조물에 가해지는 충격하중의 산정 및 구조물에 의해 반사 및 산란되는 유체장의 변화도 파악이 가능하다.

이러한 구조-유체 연성기법은 자동차 분야에서는 air-bag 해석, 타이어 수막 해석, 항공기 분야에서는 bird-striking 문제 등이 수행되고 있으며 선박 분야에서는 상선에서 적용한 슬로싱(sloshing) 해석(Kim 등[1994])이 수행된 바가 있다. 국내에서는 90년 중반부터 함정의 수중 폭발 충격응답 해석의 연구가 진행되기 시작하면서 서부터 선박 분야에 본격적인 구조-유체 연성 문제가 적용되기 시작하였다 (Lee 등[2000], Lee 등[2001]).

2.2 수중함 설계에 적용하는 구조유체 연성기법 제안

현재 수상함의 내충격 설계를 위하여 충격파의 전파 시 발생하는 광역 캐비테이션(bulk cavitation) 현상을 고려할 수 있는 LS-DYNA/USA code를 널리 사용하고 있다(Lee 등[2000], Lee 등[2001]). 이 해석법은 이미 미 해군 등에서 실선 충격 실험 등을 통하여 정확성이 검증된 바 있다.

수중함은 수상함과 달리 자유표면 효과에 의해서 발생하는 광역 캐비테이션 현상과 같은 유체의 비선형성 문제가 고려되지 않으

로 초기 폭발시 발생하는 충격파와 버블(bubble)에 발생하는 휘핑(whipping) 문제 등이 있을 수 있으며, 특히 지금의 잠수함이 최종 강도 관점에서 설계가 수행되기 때문에 휘핑보다는 충격파에 의한 문제가 주된 관심이라 할 수 있다(HDW[2003]).

2.2.1 LS-DYNA/USA code와 ALE기법의 비교

현재 LS-DYNA와 CFA(Computer Fluid Analysis) 및 이중 접근 근사 기법(DAA; Doubly Asymptotic Approximation)(Geer [1971]) USA(Underwater Shock Analysis) code를 연계한 LS-DYNA/USA의 개발을 통해 수중폭발해석을 널리 사용하고 있으며 이는 수중함 및 수상함 등에서 모두 적용할 수 있다. 또한 이 기법은 유체를 Acoustic 요소로 사용하여 압력만을 변수로 하는 음파전달 요소로써 ALE 요소보다 계산시간을 상당히 단축시키는 장점이 있다. 그러나 이러한 연계 code는 LS-DYNA와 USA code와의 연계에 따른 인터페이스(interface)를 사용하여야 하는 점과 사용자 입장에서의 code 업그레이드 등의 어려운 제약이 따른다(이상갑 등[2000]).

수중구조물의 수중폭발 충격응답 해석의 경우 수상함에 비하여 구조와 유체가 가지는 상호간의 비선형성이 작으므로 이러한 수중 충격 응답해석에 대하여 LS-DYNA/USA 대신에 LS-DYNA code (또는 DYTRAN code)만을 가지고 해석에 이용할 수 있는 ALE기법이 있다(최중효 등 [1998]). 다만 ALE기법은 폭약 및 유체요소의 요소 크기에 매우 민감하며 따라서 세밀하게 요소분할을 하여야 하고 시간이 많이 소요되는 단점이 있다. 따라서 ALE기법은 원거리 폭발해석에는 적용하기가 현실적으로 어렵고 근거리 폭발에 서만 적용이 가능할 것이다.

본 연구에서는 현재 폭발해석에서 널리 사용되는 LS-DYNA/USA code 대신에 사용자 입장에서 보다 접근이 용이한 LS-DYNA code만을 이용하는 ALE기법 적용에 대하여 검토하였으며, 해의 정확성을 구하기 위하여 요소의 민감도 해석을 수행하였다.

2.3 ALE기법의 적용

본 연구에서 적용하는 ALE에 적용되는 상태방정식은 다음과 같다(Sajdak[2004], Weber[2005]).

2.3.1 ALE기법에 적용되는 폭약의 상태방정식

폭약(explosive)의 경우에는 Eq. (1)과 같은 지수 함수 형태의 Johnson-Wilkinson and Lee 상태 방정식(EOS JWL)을 사용하였다 (Carleone[1993]).

$$p = A \left(1 - \frac{\omega}{R_1 V} \right) e^{-R_1 V} + B \left(1 - \frac{\omega}{R_2 V} \right) e^{-R_2 V} + \frac{\omega E}{V} \quad (1)$$

여기서 A , B , R_1 , R_2 및 ω 는 실험상수이고, E 는 단위체적당 내부 에너지, 그리고 V 는 상대체적(relative volume)으로 Eq. (2)와 같다.

$$V = \frac{1}{\eta} = \frac{\rho_0}{\rho} = \frac{v}{v_0} \quad (2)$$

여기서 η 는 상대밀도(relative volume), ρ_0 및 v_0 는 초기 밀도 및 체적을 나타낸다. 본 연구에서 적용한 TNT 폭약의 총 중량은 100 kgf

로 하였고, 폭발실험(Carleone[1993])으로부터 얻어진 결과에서 폭약의 초기밀도 $\rho_0 = 1630 \text{ kg/m}^3$, JWL 상태방정식의 재료상수는 $A = 3.712 \times 10^{11} \text{ Pa}$, $\omega = 0.3$, $B = 3.231 \times 10^9 \text{ Pa}$, $R_1 = 4.15$, $R_2 = 0.95$, $E = 7.0 \times 10^9 \text{ J/m}^3$ 그리고 폭발 속도 $d = 6930 \text{ m/sec}$ 를 사용하였다.

2.3.2 ALE기법에 적용되는 해수의 상태방정식

해수(seawater)의 경우에는 실험에 의한 선형 다항식(linear polynomial equation) 근사 상태 방정식으로 표현 한다(Sajdak[2004]).

$$p = C_0 + C_1\mu + C_2\mu^2 + C_3\mu^3 + (C_4 + C_5\mu + C_6\mu^2)E \quad (3)$$

$$\mu = \frac{p}{\rho_0} - 1 \quad (4)$$

본 연구에서 사용된 값은 해수의 초기 밀도 $\rho_0 = 1025 \text{ kg/m}^3$, $C_0 = 0.0 \text{ Pa}$, $C_1 = 2.036 \times 10^9 \text{ Pa}$, $C_2 = 8.432 \times 10^9 \text{ Pa}$, $C_3 = 0.14 \times 10^9 \text{ Pa}$, $C_4 = 0.4934$, $C_5 = 1.3937$, $C_6 = 0$, $E = 3.84416 \times 10^6 \text{ J/m}^3$ 를 사용하였다.

폭약 및 해수의 상태방정식에서 사용하는 상수값 중 단위체적당 내부에너지값(E)은 해수 깊이에 따른 값이며, 참고문헌(Carleone [1993], Sajdak[2004])에서 수행한 폭발실험은 해수 178.6 m 수심 하에서 폭발한 실험이고, 본 해석에 적용하는 폭발 시나리오는 임의의 해수 깊이에서 폭발하는 것으로 가정하였기 때문에 참고문헌에 있는 실험값들을 그대로 적용하였다.

3. 구조-유체 연성기법을 이용한 수중폭발 충격응답 해석

3.1 수중폭발 하중 산정

폭약 등이 수중에서 폭발할 때는 고온, 고압의 가스 구체가 생성되고 급격한 에너지의 방출을 통해 주위 유체를 교란시킨다. 이런 경우에 물은 상당한 정도의 부피 변화가 생기며 압축성 유동이 발생한다. 수중폭발에 의해 생긴 교란은 구상파(spherical wave)의 형태로 전파해 가는데 이를 충격파(shock wave)라 한다. 수중폭발에 의한 충격하중의 산정을 위해서는 Fig. 2와 같이 폭약과 함정의 위치 관계 및 주위 유체장과 바다 경계, 자유수면 경계가 고려되어야 하는데, 이러한 기하학적 위치 관계를 'attack geometry'라고 하며 참고문헌(Lee 등[2000], Lee 등[2001])의 기술 내용을 참조하여 정의하였다. 폭발원으로부터 거리 만큼 떨어진 임의의 한 점에서의

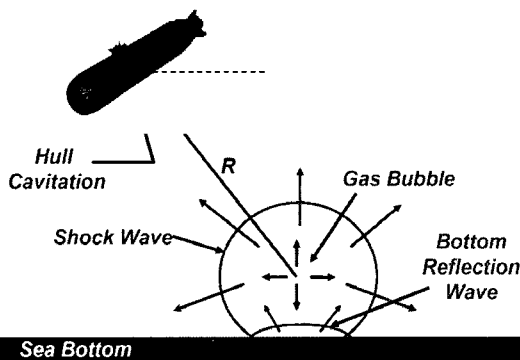


Fig. 2. Underwater explosion phenomena and attack geometry.

충격파의 압력 시간 이력은 아래와 같이 표현될 수 있다(Scavuzzo and Pusey[2000]).

$$p(t) = P_{\max} e^{-\frac{t-t_1}{\theta}}, \quad t \geq t_1 \quad (5)$$

최대압력 P_{\max} 및 감쇠상수 θ 는 폭발물의 중량 $W[\text{kg}]$ 및 폭발거리 $R[\text{m}]$ 의 함수로써 다음과 같이 주어진다.

$$P_{\max} = K_1 \left(\frac{W^{1/3}}{R} \right)^{A_1} [\text{psi}] \quad (6)$$

$$\theta = K_2 W^{1/3} \left(\frac{W^{1/3}}{R} \right)^{A_2} [\text{msec.}] \quad (7)$$

또한, 충격파의 단위면적당 임펄스 I 는 다음과 같이 표현된다.

$$I = \int_0^t p(t) dt = K_3 W^{1/3} \left(\frac{W^{1/3}}{R} \right)^{A_3} [\text{psi-sec.}] \quad (8)$$

TNT 폭약에 대한 실험상수 값은 $K_1 = 22505$, $K_2 = 0.058$, $K_3 = 1.798$, $A_1 = 1.18$, $A_2 = -0.185$, $A_3 = 0.98$ 이다(Said[1995]).

수중폭발에 의한 수중 충격 압력은 attack geometry에 따른 충격 계수(Shock Factor, S.F.), 또는 용골충격계수(Keel Shock Factor, K.S.F.)로써 평가될 수 있다.

$$S.F. = \frac{\sqrt{W}}{R'} \quad (9)$$

$$K.S.F. = \frac{\sqrt{W}}{R} \left(\frac{1 + \sin\alpha}{2} \right) \quad (10)$$

여기서, R' 은 폭약에서 선각(hull)까지의 직선거리 R 은 폭약에서 용골(keel)까지의 직선거리이다.

잠수함은 수중에서 적의 공격을 받을 때 함의 손상이 함 전체의 생존성을 위협할 수 있으므로 일반적으로 잠수함설계는 최종강도의 근거에서 설계를 하며 이는 용골계수값 1.0으로 치환될 수 있다. 따라서 본 연구에서는 충격 계수 $S.F. = 1.0$ ($W = 100 \text{ kg}$, $R = 10 \text{ m}$, $\alpha = 0^\circ$)을 해석 기준으로 선정하였다.

3.2 파라미터 스터디를 통한 해석 모델링 검토

본 연구에서 적용하고 있는 ALE기법의 가장 큰 단점은 폭약 및 해수의 모델링시 요소의 크기에 따라 그 결과가 민감하게 변할 수 있다는 것이다. 따라서 본 절에서는 이러한 요소의 민감성을 조사하고 해석의 신뢰성을 확보하기 위해, 선형 해석을 수행하였다.

3.2.1 폭약 요소 크기의 민감성 조사

폭약요소의 민감성을 알아보기 위하여 폭약의 요소 크기를 25 mm로 아주 작게 모델링 한 경우(모델 I 및 III)와 폭약의 요소 크기를 이 보가 훨씬 큰 400 mm로 모델링(모델 II)한 경우로 구분하였다.

3.2.2 해수 요소 크기의 민감성 조사

해수 모델링 시 요소 크기의 민감성을 알아보기 위하여 요소의 크기를 25~1000 mm(모델 I), 400 mm(모델 II) 그리고 요소크기를

Table 1. Characteristics of analysis models

Mesh region		Model I	Model II	Model III
Sea water mesh	number	77,000	57,000	510,000
	size[mm]	25-1000	400	25-200
Explosive mesh	number	4096	1	4096
	size[mm]	25	400	25

가장 작게 25~200 mm로 모델링(모델 III) 한 경우로 구분하였다. 그리고 구조물 응답의 차이를 보고자 잠수함의 액화산소탱크 구조를 모델 II 및 III에 포함시켰다. 두 모델에 포함되어 있는 구조물 요소의 크기는 해석의 주 관심대상이 구조물의 응력 평가가 아니므로 본 해석에서는 동일한 모델로 하였다. 또한 구조와 유체 요소는 그 경계면에서 general coupling contact을 사용함으로써 절점들을 서로 일치시키지 않았다. 한편 모델 I은 폭약이 폭발 시 구상파로 전파됨을 가장 잘 모사할 수 있도록 해수의 모델링을 구상파 형태 그대로 모델링 하였고, 모델 II 및 III은 일반적인 직사각형의 모습으로 모델링하여 두가지 형태의 모델 모습을 비교하고자 하였다.

폭약은 임의의 깊이에서 폭발하는 것으로 가정하였으므로 유체의 모든 가장자리는 비반사 경계면(non-reflecting boundary surface)으로 설정하였으며 구조물과 폭약과의 거리는 10 m, 모든 모델에서 폭약은 100 kg이 사용되었다. 3가지 모델에 대한 특징 비교는 Table 1과 같고, 각 모델의 형상은 Fig. 3~5와 같다.

3.2.3 폭약 요소 크기에 따른 비교

Fig. 6은 폭약 중심으로부터의 거리에 따른 최대압력(P_{max})을 각 모델별로 이론식과 비교한 결과이다. 충격과 최대 압력의 경우에는 수치 시뮬레이션 결과가 이론치보다 대체로 낮은 경향을 보인다. 폭발물을 큰 요소로 분할한 모델 II의 경우는 이론치와 오차가 매우 크지만 폭발물을 세밀하게 분할한 모델 I 및 III은 이론치와 비교하여 2~30% 이내의 오차이다. 그러나 최대압력값은 폭발물과 가까운 1 m 거리에서는 2% 정도로 매우 정확하지만 10 m 거리에서

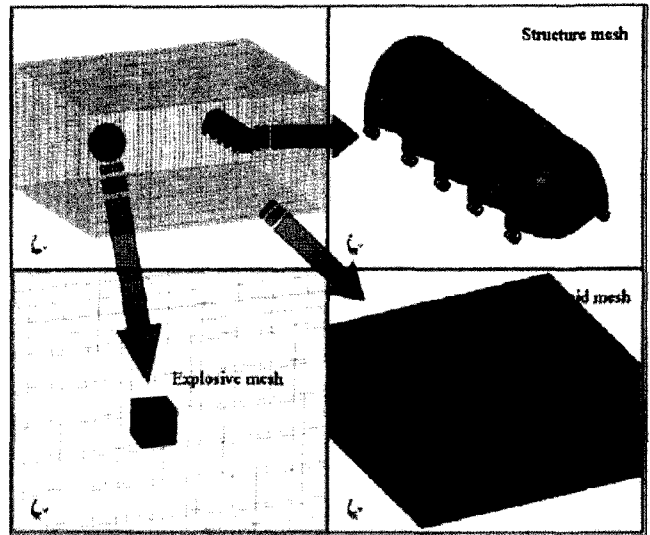


Fig. 4. Modeling scheme of model II.

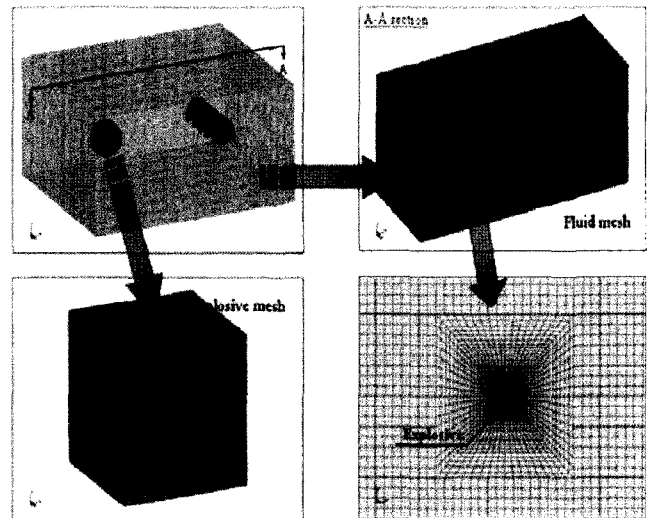


Fig. 5. Modeling scheme of model III.

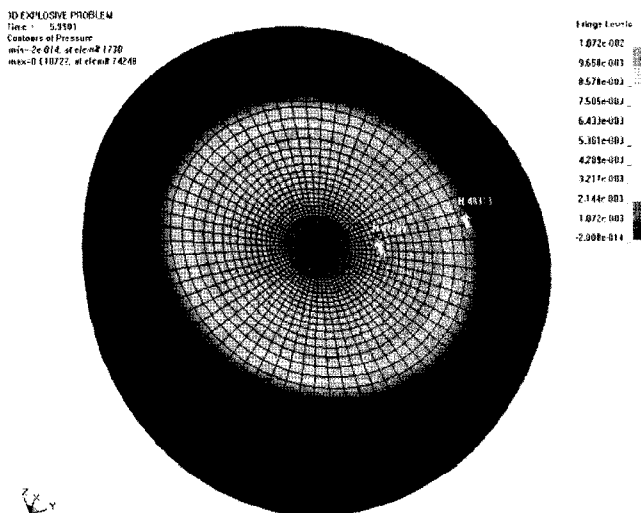


Fig. 3. Modeling scheme of model I and pressure shape of shock wave.

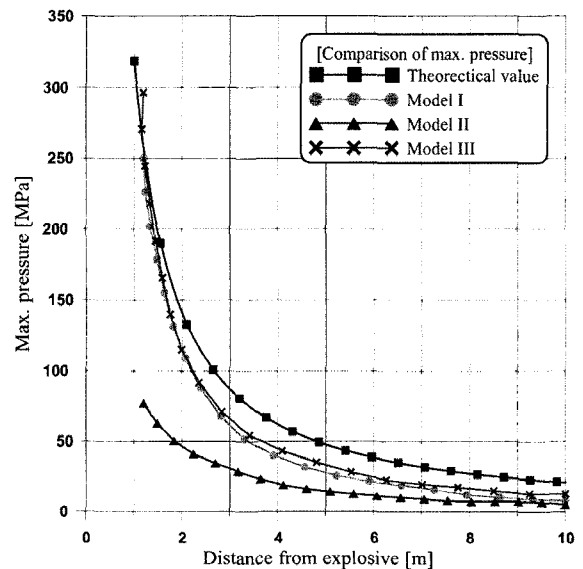


Fig. 6. Peak pressure vs. distance from explosive.

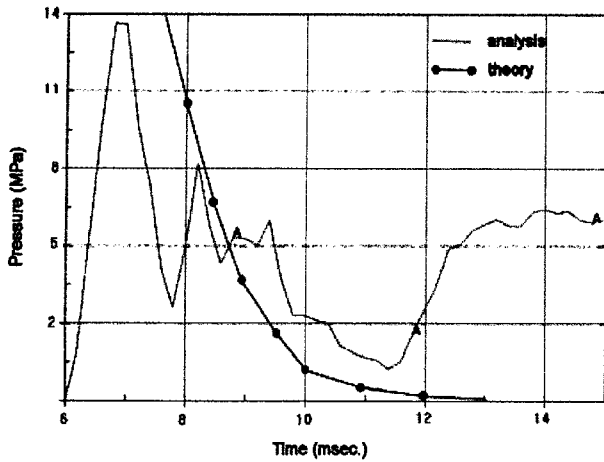


Fig. 7. Pressure vs. time (model III; 10 m location from explosive).

는 30% 내외의 오차를 보이고 있다.

3.2.4 해수 요소 크기에 따른 비교

해수 요소의 크기는 모델 I과 III가 요소의 최대 크기가 200 mm와 1000 mm로 약 5배의 차이가 있지만 최대 압력값의 차이는 10% 내의 오차이다. 또한 모델 I과 III는 해수 요소모델의 모습을 구상과 형태와 직사각형의 모습으로 각각 모델링 하였으나 결과의 차이는 거의 없다. 따라서 해수 요소의 크기에 따른 결과의 차이는 미미하며 모델링 할 때에도 어렵게 구상과 형태로 모델링 할 필요 없이 간단하게 직사각형 형태로 모델링하여도 무방함을 알 수 있다.

Fig. 7은 Eq. (5)에 있는 이론 압력계산식을 수계산으로 계산한 압력값과 모델 III의 해석에 의한 시간별 압력분포를 비교하고 있다. 그림은 폭발 후 6 msec. 이후에 폭발물로부터 10 m 거리에서 최대 압력값이 발생함을 보이고 있고 이때의 압력값은 이론값에 비하여 30% 정도 작은값이며, 해석에 의한 값들이 대체로 작은값을 보이나 폭발 후 약 9 msec. 이후에는 해석치 값이 약간 큰 값을 보이고 있다. 폭발 후 12.0 msec. 이후에는 해석치의 압력값들이 오히려 커지고 있으나 이는 압력값들이 경계면 가까이 오면서 발생하는 수치 오차로 보이며 이 시간대에는 이미 압력파가 구조물을 지나친 시간이므로 구조물에는 영향을 미치지 않을 것이다. 그러나 이런 현상을 피하려면 경계면을 좀 더 길게 모델링되어야 할 것으로 사료된다.

Fig. 8은 모델 III에 대한 해석 결과에서 시간이력에 대한 충격파 전파의 모습을 보여주고 있다.

본 선행해석에서는 모델 II 및 III에서 수중폭발시 충격압력에 의한 구조물 응답의 차이를 보고자 구조물을 모델링하였으나 모델 II 및 III에서의 압력값 차이가 커져 구조물의 응력 분포 등은 당연하게 차이가 발생하였으며 여기서는 유체요소 크기에 따른 압력분포의 차이점에 주안점을 두었기 때문에 구조물 응답 차이의 결과는 생략하였다.

전체적으로 ALE기법을 적용한 수중폭발 해석은 유체요소의 크기보다 폭약의 크기가 매우 중요하며 폭약을 모델링 할 때 요소의 크기를 25 mm 정도 세밀하게 분할하고 주위 유체장도 200 mm 정

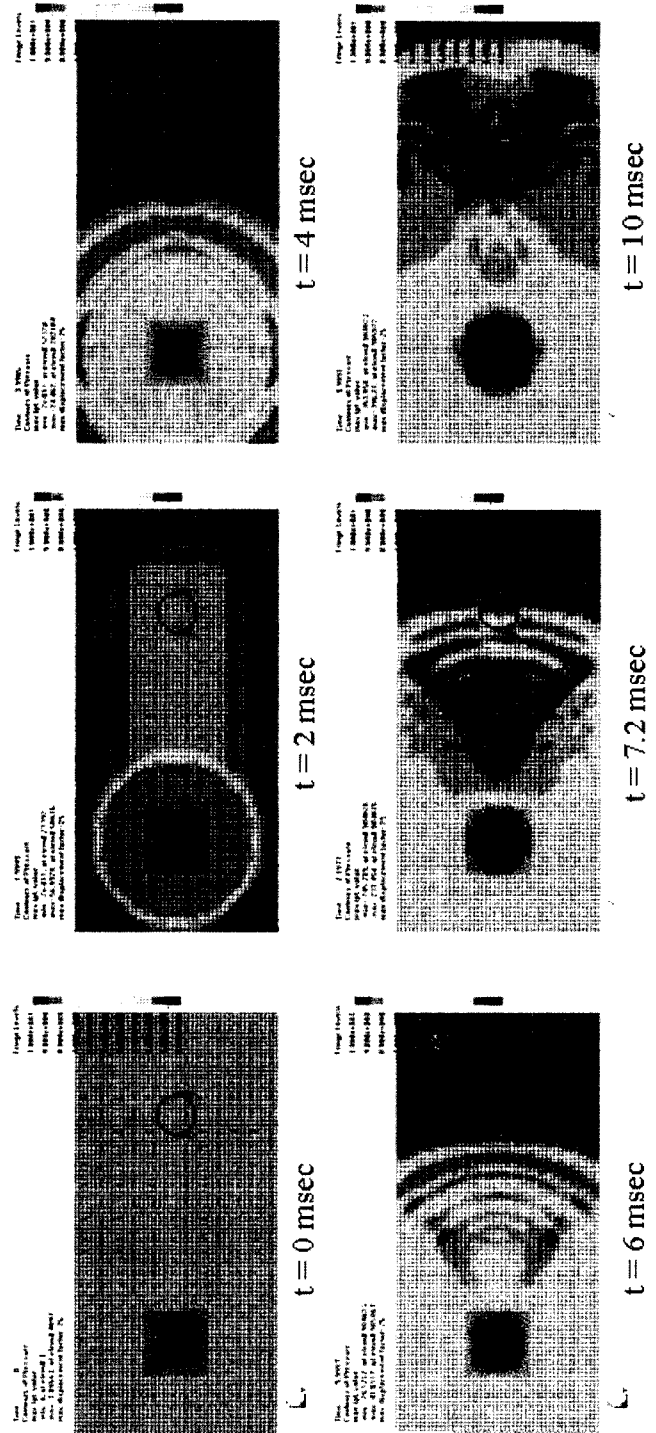


Fig. 8. Propagation of shock wave [MPa].

도 분할하면 이론치와 비교적 잘 일치함을 알 수 있으며 전체적인 충격 압력값이 이론치보다 다소 작은값을 보이는 경향이 있으므로 실제 설계에 적용할 때는 폭약의 크기에 안전율을 고려하는 것이 바람직하다고 사료된다.

3.3 수중폭발 충격응답 해석 대상

본 연구의 해석 대상인 214급 중형 잠수함은 공기 불요 시스템 (Air Independent Propulsion, AIP)의 운용을 위한 액화산소(Liquefied

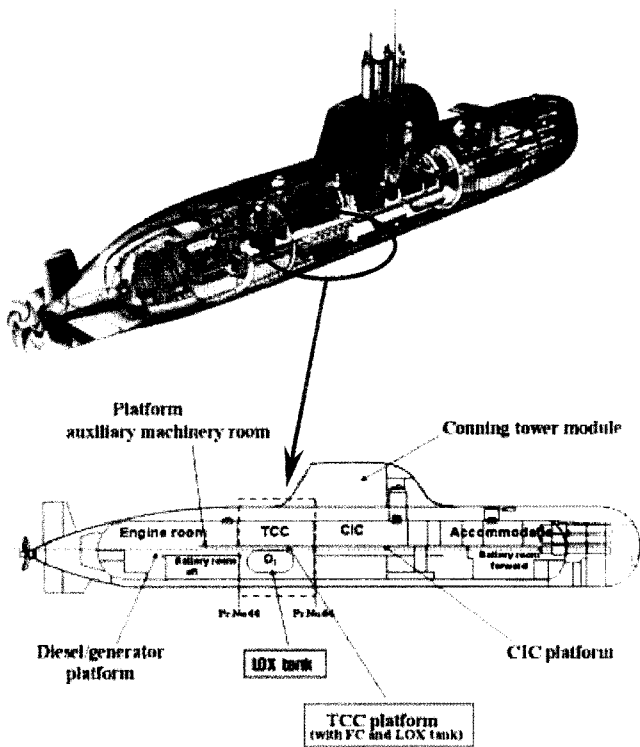


Fig. 9. Configuration of submarine.

Oxygen, LOX)탱크를 필요로 한다. Fig. 9에서의 같이 대상함의 액화산소탱크는 압력선체 내부에 설치되어 있으며, 수중폭발에 의한 충격하중이 작용할 경우 대상함의 압력선체보다 액화산소탱크가 먼저 붕괴되지 않도록 설계된다.

액화산소탱크는 잠수함의 여러 장비들 중 가장 중요한 장비 중에 하나이며 본 연구는 이 액화산소탱크를 중점 대상으로 하였다. 액화산소탱크의 재질은 오스텐나이트계열 스테인리스강 (stainless steel) 1.3964이며 잠수함 압력선체의 재질은 HY80 및 HY100강을 사용하고 있다(Table 2 및 3참조). 스테인리스강 1.3964는 파단 연신율(breaking elongation)이 35% 이상이고, 부식에 강하며 저온에서도 좋은 연성(ductility)을 나타내는 기계적 특성을 갖고 있다.

Table 2. Material property of Austenitic stainless steel (1.3964)

Young's Modulus (GPa)	195
Poisson's ratio	$\nu = 0.3$
Yield stress (MPa)	$\sigma_{0.2} = 430$
Ultimate stress (MPa)	$\sigma_u = 700$
Application part	LOX tank body & ring frame

Table 3. Material property of HY80 and HY100

	HY80	HY100
Young's Modulus (GPa)	206	206
Poisson's ratio	$\nu = 0.3$	$\nu = 0.3$
Yield stress (MPa)	$\sigma_{0.2} = 550$	$\sigma_{0.2} = 690$
Ultimate stress (MPa)	$\sigma_u = 730$	$\sigma_u = 760$
Application part	Hull body	Hull body

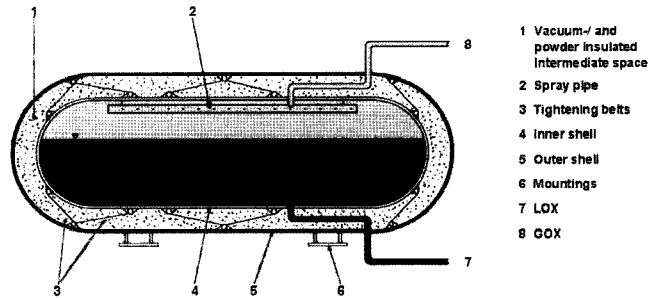


Fig. 10. Configuration of LOX tank.

액화산소탱크는 Fig. 10에 보인바와 같이 내외벽의 이중벽으로 구성되어 있으며, 액화산소탱크의 내외벽 사이에는 저온의 액화산소를 보존할 수 있는 보존재가 있다. 본 재료는 보존 역할 뿐 아니라 충격강도에도 강한 재료로써 수중폭발 시 폭발에 의한 충격압력에 액화산소탱크의 내부를 보호할 수 있는 충전재의 역할도 가능한 재료이다. 본 연구에서는 이 재료를 폭발 해석시 고려하기 위하여 재료물성치를 시험을 통하여 구하였다.

3.4 보존충진재 물성치 실험

본 연구에서 적용하는 수중폭발 해석은 비선형 충돌 전용프로그램인 LS-DYNA를 사용하였으며 재료의 물성치는 본 프로그램에서 적용 가능한 물성치값을 얻고자 실험을 수행하였다. 보존충진재는 분말가루 전체가 모래(soil)와 유사한 재료 거동을 한다고 가정하고 LS-DYNA 프로그램에 있는 재료물성치값 중에서 "MAT005 (MAT-SOIL-AND-FORM)"의 card를 사용하였고, 이 card에서 입력해야 하는 값들은 Fig. 12에서 보이는 바와 같이 적용 재료의 압력-부피변형률 관계가 도출되어야 하며 이 데이터를 얻고자 실험을 수행하였다. Fig. 11은 액화산소탱크 내부 보존충진재에 대한 압

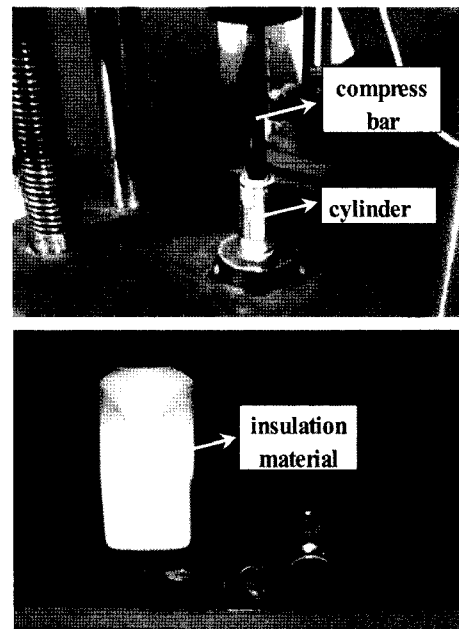


Fig. 11. Compress test of insulation material.

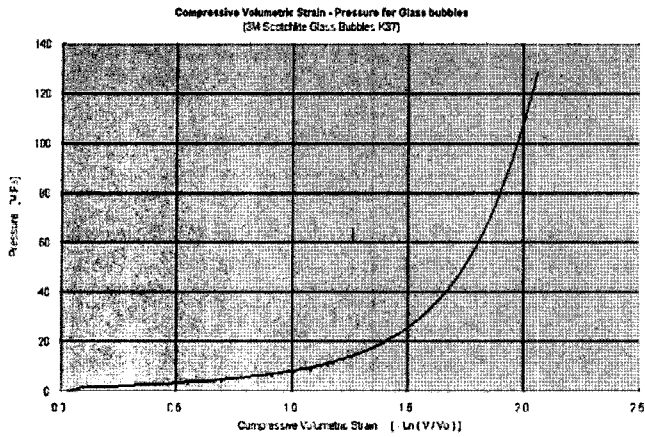


Fig. 12. Graph of volume-pressure from compress test result of 3 M material.

축 시험의 모습을 보여주고 있으며 Fig. 12은 시험 결과 얻어진 재료의 압축-부피변화를 그래프를 보여 주고 있다. 시험은 밀폐된 실린더 안에 본 재료를 가득 채우고 압축봉을 사용하여 실린더 안에 있는 재료들을 압축시키고 이 압력 변화에 따른 부피의 변화를 측정함으로써 프로그램에서 적용 가능한 재료 물성치값을 구하였다.

3.5 수중폭발 해석 모델 및 시나리오

본 연구에서 주 관심대상은 잠수함의 액화산소탱크이며 Fig. 13는 해석 대상의 구조해석 모델의 모습을 보여주고 있다. 구조해석 모델의 범위는 잠수함의 액화산소탱크를 포함한 Fr.46 및 60의 두 격벽사이를 모델링하였고 유체 영역은 이들 구조 모델을 충분히 포함할 수 있도록(Fig. 13참조) 크게 모델링하였다.

수중폭발 후 폭발압력이 유체를 매개체로 압력을 선체에 전달하고 선체에 전달된 압력은 관심대상인 액화산소탱크에 전달되므로 해석에서는 이 모든 요소가 포함되어야하며, 따라서 유체는 오일러 요소(Euler element)를 사용하여 모델링하고 선체 및 액화산소탱크의 모든 부재들을 판 요소(plate element) 사용하여 상세히 모델링하였으며, 특히 유체요소는 3.2절에서 검토한 사항에 따라 유체요소의 크기는 25 mm~400 mm로 폭발의 요소 크기는 25 mm로 각각 모델링 하였다.

해석은 Table 2 및 3에서 보인 재료 물성치를 이용한 탄소성해석을 적용하였고, 본 해석모델의 총 요소의 수는 판 요소가 47,898개, 오일러 요소는 100,019개 이다. 또한 모델의 경계조건은 구조 모델은 모델의 양 격벽(Fr.46 및 60 위치)에서 대칭조건을 유체영역은 주위 경계를 비반사 경계면(non-reflecting boundary surface)으로 설정하여 무한 유체영역으로 구현하였다. 해석에 적용되는 폭발의 위치는 함 선체의 측면에서 폭발하는 경우로 설정하였고, 폭발의 거리는 근접 폭발인 10m를 기준으로 하였다.

3.6 수중폭발 해석 결과

수중폭발 해석의 전체시간은 Xeon 2.4GHz 2CPU를 장착한 워크스테이션급 컴퓨터에서 약 8 시간 정도 소요되었으며, 초기 해석

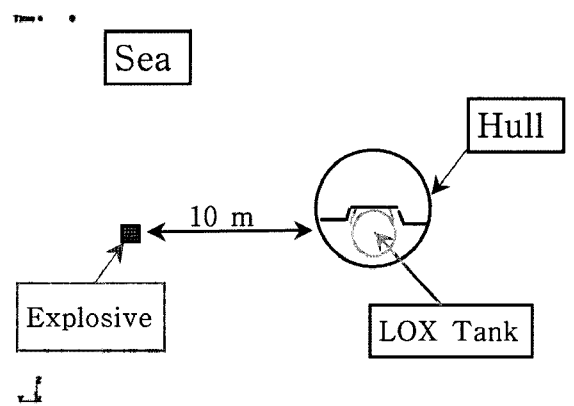
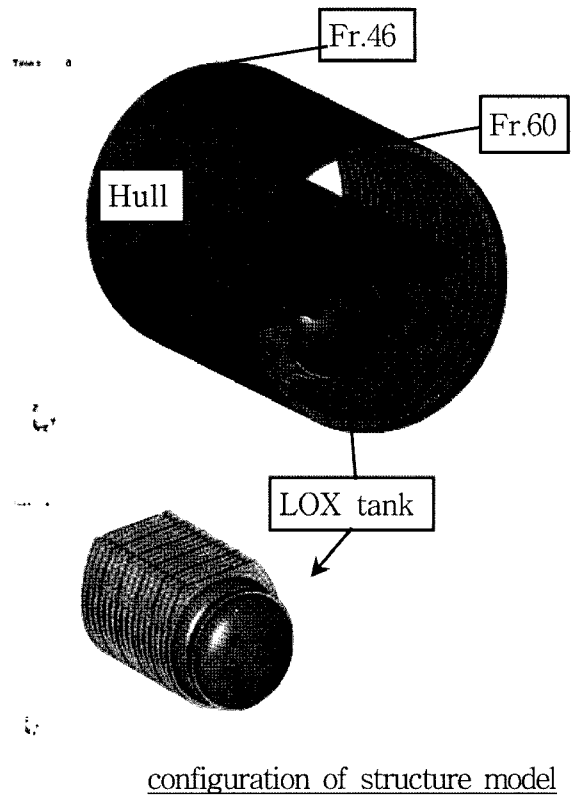


Fig. 13. Configuration of analysis model.

시간증분(timestep) 간격은 2.0×10^{-3} sec이다.

Fig. 14 및 15는 폭발 후 12.0 msec에서 본 연구의 주 관심대상인 잠수함 액화산소탱크(Fig. 13참조)의 외판 및 내판에서의 변형 및 등가응력 분포의 모습을 보여주고 있다. 앞서 언급하였듯이 본 대상 잠수함은 최종강도를 기준으로 설계하였기 때문에 해석결과에서 최대응력값이 최종강도보다 작게 발생하여야 한다.

Fig. 14 및 15를 보면 최대응력은 액화산소 탱크 외판 및 내판에서 각각 550 MPa 및 350 MPa이 발생하며 외판에서 최대응력은 항복응력(430 MPa)을 초과하나 최종강도(700 MPa)에는 미치지 않고 있으며 내판은 항복응력보다 작은값을 보이고 있다. 해석결과 본 연구대상의 잠수함 액화산소탱크는 설계 기준치에 적합함을 알 수 있다.

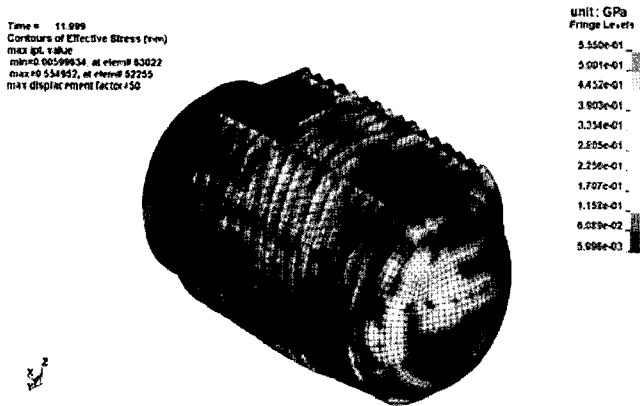


Fig. 14. Effective stress contour at LOX tank outer shell ($t = 12.0$ msec. unit: GPa).

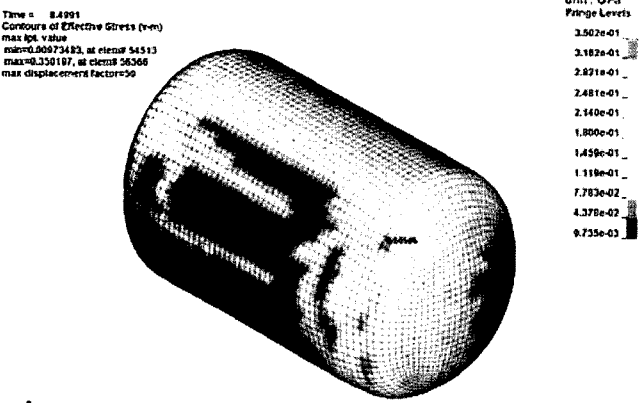


Fig. 15. Effective stress contour at LOX tank inner shell ($t = 12.0$ msec. unit: GPa).

3.7 수중폭발 정적해석 결과

종래의 수중함 설계는 Eq. (11)에서 보이는 계산식으로 충격 가속도(a)를 구하고 이를 정적해석을 통하여 그 결과를 설계에 적용하는 방법(HDW[2003])으로 수행하여 왔다

$$a = (2\pi f)^2 \times x = 40 \text{ m/sec}^2 \quad (11)$$

여기서 $f =$ 고유주파수(=5 Hz), $x =$ 허용 변위값(=40 mm)

그러나 위의 계산식은 기존의 204급 이하의 잠수함 액화산소탱크 설계시 적용하였던 식이며 특히 위에서 계산한 고유주파수 값 5 Hz 및 허용변위값 40 mm를 대형 잠수함 설계 일률적으로 적용하는 것은 모순이며 따라서 본 절에서는 이와같이 종래의 방법으로 해석한 결과와 본 연구에서 적용하는 ALE기법에 의한 해석 결과를 비교함으로써 본 연구의 해석 기법의 합리성을 보고자 하였다.

위의 Eq. (11)의 계산에 의하면 충격가속도로 약 4g(중력가속도)의 값이 계산되고 이 값을 액화산소탱크에 횡방향으로 균일하게 작용시켜 정적해석을 수행하였다.

Fig. 16는 정적해석을 위한 액화산소탱크의 모델 및 경계조건을 보여주고 있으며 Fig. 17은 수행한 정적해석의 결과를 보여주고 있다.

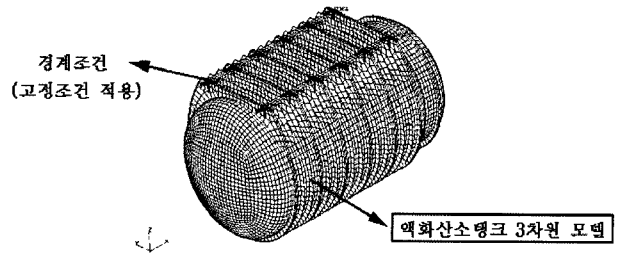


Fig. 16. Boundary condition for static analysis.

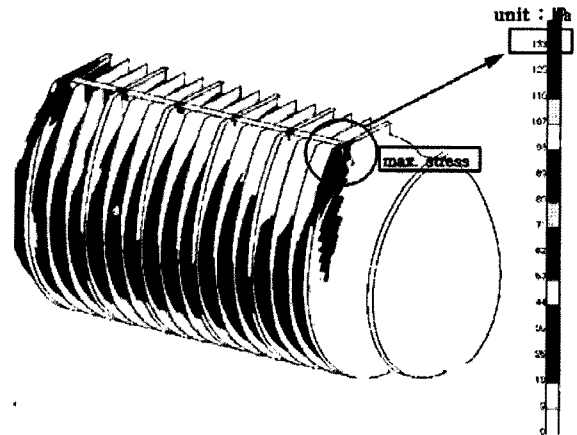


Fig. 17. Equivalent stress contour for static analysis.

Fig. 17을 보면 최대응력은 액화산소탱크와 플랫폼의 연결부위에서 133 MPa이 발생하였으며 항복응력(=430 Mpa)보다 훨씬 작은 응력값을 보여주고 있다. 그러나 이러한 응력의 분포는 앞 절에서 계산한 폭발해석 결과와는 매우 다르다. 즉, 폭발해석 결과에서는 최대응력값이 링 프레임에서 발생하며 최대응력값도 항복응력을 넘는 큰 응력이 발생하고 있으나 정적해석에서는 항복응력의 30% 정도밖에 발생하고 있지 않고 최대응력 발생 부위도 다르다.

Fig. 18은 액화산소탱크 외벽에서 최대응력이 발생하는 링 프레임 위치에서의 시간별 등가응력의 분포를 보이고 있다. Fig. 18과 같이 폭발해석에 의한 응력값은 시간에 따라 변화하고 있으며 최대응력값은 매우 짧은 시간에만 작용하므로 단순히 최대응력값으로만 상대 비교하는 것은 무리가 있을 수 있으나 그렇다 하더라도 Fig. 18 그림의 B부위처럼 충격하중이 지난 간 정상상태(steady

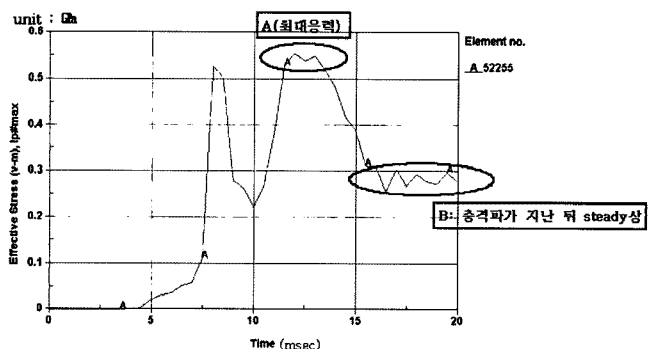


Fig. 18. Time vs. equivalent stress.

state)에서의 응력값 약 0.3 GPa의 값은 여전히 정적해석에서 발생한 응력값보다 훨씬 크다. 따라서 정적해석의 결과는 충격해석과 같은 동적해석에 비하여 상당히 작은 응력으로 평가하게 함으로써 구조물을 과소평가하게 하는 적절치 못한 방법이다.

4. 결 론

본 연구에서는 수중함 설계시 적용하는 근거리 수중폭발 충격응답해석에서 ALE기법의 적용성에 대하여 검토하였으며 이 기법을 이용하여 잠수함 액화산소탱크를 대상으로 수중폭발 해석에 대하여 수치해석을 수행하였고, 또한 기존 해석 방법인 정적해석 결과와 비교하였다. 최종적으로 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 수중함 설계에서 요구되는 근거리 폭발 해석에 적용한 ALE 기법은 수중폭발 현상을 잘 모사할 수 있으며 모델링 시 폭약 및 유체장의 요소를 세밀히 분할하여야 정량적인 신뢰를 줄 수 있다. 다만 전체적인 충격 압력값이 이론치보다 다소 작은값을 보이는 경향이 있으므로 실제 설계에 적용할 때는 폭약의 크기에 안전율을 고려하는 것이 바람직하다.

(2) 기존 수중함 설계시 적용하였던 정적해석 방법은 동적해석 결과보다 매우 작은 응력을 발생하고 또 최대응력 발생 부위도 다르며 전체적으로 그 양상이 크게 다르다. 따라서 충격하중을 고려한 해석은 충격하중을 직접 모사하여 해석하는 직접 동적해석법으로 수행하는 것이 보다 합리적인 방법이라고 사료된다.

(3) 수중함 설계시 요구되는 근거리 폭발에 대한 내충격 설계는 본 연구의 ALE 기법을 이용한 수치해석 방법으로 해석을 수행하고 그 결과로부터 주요 부재에 대한 초기 설계에 직접 적용할 수 있으며 기존의 정적해석에 의존한 방법보다 매우 합리적이고 신뢰성 높은 결과를 줄 수 있다.

4.1 향후 연구

본 연구에서는 수중폭발 해석 기법 중에서 기존 수상함에서 널리 적용하고 있는 LS-DYNA/USA code 대신에 사용자가 보다 쉽게 LS-DYNA code만으로 적용할 수 있는 ALE기법에 대한 제안을 하였다. 그러나 이 기법으로 해석한 결과 폭발 지점에서 멀리 떨어질수록 해의 정확도가 떨어지고 있으며 최소한 근접 폭발로 가정된 10 m 정도의 거리에서만이라도 해의 정확도를 높이는 연구가 필요하다. 또한 충격파가 경계면에 가까이 오면 수치적 오차가 발생하고 있으며 이에 대한 연구도 필요할 것으로 사료된다.

후 기

본 연구는 현대중공업(주) 특수선 잠수함설계부와 공동연구 결과의 일부이며 업무협조에 감사드립니다.

참고문헌

- [1] 이상갑, 권정일 정정훈, 2001, "수중구조물의 수중폭발 충격 응답해석 기법", *Proceeding of SNAK*, Koje, pp. 289-293.
- [2] 최중효, 김경수 정배훈, 1998, "수중폭발에 대한 수중구조물의 응답해석", *Proceeding of MSC Korea Users' Conference*, pp. 745-759.
- [3] Carleone, J., 1993, "Tactical missile warheads, progress in astronautics and aeronautics", *American Institute of Aeronautics and Astronautics*, vol. 155, Reston, VA.
- [4] HDW Technical Education Team, 2003, "The strength calculation of liquefied oxygen tank under underwater shock", *Technical Report*, Hyundai Heavy Industries, Co., Ltd.
- [5] Hallquist, J.O., 2004, "LS-DYNA Theoretical Manual", Livermore Software Technology Co.
- [6] Kim, J.Y., Lee, K.J. and Kang, J.M., 1994, "Evaluation of sloshing load and structural response", Hyundai Heavy Industry, Ulsan, Korea.
- [7] McNeal Shwendler, 1993, "MSC/DYTRAN user manual", ver.2.1, U.S.A.
- [8] Lloyd's Register, 1999, "Provision Rules for the classifications of Naval Ships".
- [9] Said, M.O., 1995, "Theory and practice of total ship survivability for ship design", *Journal of Naval Engineers*, pp. 191-203.
- [10] Sajdak, J.A.W., 2004, "Analysis of ship collision: determination of longitudinal extent of damage and penetration", *Doctorate of Philosophy in Naval Architecture and Ocean Engineering*, Virginia Tech, Blacksburg, VA.
- [11] Scavuzzo R.J. and Pusey H.C., 2000, "Naval shock analysis and design", *Journal of Shock and Vibration*.
- [12] Lee, S.G., Park, J.K. and Kweon, J.I., 2000, "Shock response analysis under underwater explosion considering cavitation", *Proceeding of SNAK*, April, pp. 305-309.
- [13] Lee, S.K., Kwon, J. I. and Jeong, J.H., 2001, "Effect of fluid mesh modeling on surface ship shock response under underwater explosion", *Proceeding of SNAK*, Koje, pp. 281-288.
- [14] Geer, T.L., 1971, "The residual potential and approximate methods for three dimensional fluid-structure interaction problems", *Journal of the Acoustical Society of America*, vol. 49.
- [15] Weber, K., 2005, "Investigation of close-in/proximity underwater explosion effects on ship like plates using the multi-material arbitrary lagrangian-eulerian finite element method", *Master of Science Thesis in Naval Architecture and Ocean Engineering*, Virginia Tech, Blacksburg, VA.

2007년 10월 15일 원고접수

2007년 11월 18일 수정본 채택