大 韓 造 船 學 會 論 文 集
第 36 卷 第 2 號 1999年 5月
Journal of the Society of
Naval Architects of Korea
Vol. 36, No. 2, May 1999

선저슬래밍 충격횡압력을 받는 선체 판부재의 붕괴강도 특성에 관한 연구

백점기*, 정장영*, 백영민**

A Study on the Collapse Strength Characteristics of Ship Bottom Plating Subject to Slamming Induced Impact Lateral Pressure Loads

by

Jeom Kee Paik*, Jang Young Chung* and Young Min Paik**

요 약

본 연구에서는 충격횡압력을 받는 선체 판부재의 붕괴강도 특성을 분석하고 충격하중 효과를 고려한 간이 구조설계식을 제시하고자 한다. 충격횡압력하에 판부재의 붕괴거동을 분석하기 위해 기존의 실험결과와 더불어 범용 비선형 유한요소해석 프로그램인 STARDYNE을 이용하였다. 이론적 방법으로는 먼저 강소성이론을 이용하여 정적 횡압력을 받는 판부재에 대한 붕괴강도식을 도출하였다. 또한, 변형률속도 효과를 고려하여 충격 횡압력 문제에도 적용하였다. 실제 판부재에 적용 예로써 충격횡압력을 받는 강판부재와 알루미늄합금 보강판부재에 대한 붕괴거동을 분석하였다.

Abstract

The twin aims of the paper are to investigate the collapse strength characteristics of ship plating subject to impact pressure loads and to develop a simple structural design formula considering impact load effects. The general purpose nonlinear finite element program STARDYNE together with existing experimental results is used to investigate the collapse behavior of plating under impact pressure loads. The rigid plastic theory taking into account large deflection effects is applied to the development of the design formulation. In the theoretical method, the collapse strength formulation for plating subject to hydrostatic pressure is first derived using the rigid plastic theory. By including the strain rate effects in the

접수일자: 1998년 11월 16일, 재접수일자: 1999년 2월 24일
* 정회원, 부산대학교 조선해양공학과, 기계기술연구소 연구원
** 학생회원, 부산대학교 조선해양공학과, 석사과정

formulation, it can be applied to impact pressure problems. As illustrative examples, the collapse behavior of steel unstiffened plates and aluminum alloy stiffened panels subject to impact pressure loads is analyzed.

기호설명

A 판의 단면적
a 판의 길이
b 판의 폭
C_{air} 공기중의 음속 (342.9 $m/\sec$)
$\dot{D}$ 소성절선의 단위 길이 당 내부변형에너지
D, q 인장실험 결과로부터 결정되는 실험상수
l_m 각 소성절선의 길이
M_p 소성절선에서의 단위 길이 당 소성굽힘 모멘트 $\left(\frac{\sigma_y t^2}{4}\right)$
N_p 판의 전단면 소성막력
P_c 판의 붕괴압력
P_o 충격횡압력하에 판에 작용하는 최대압력 (peak치)
r 소성절선의 개수
t 판의 두께
V 판의 처짐곡선에 의한 체적
V_o 평판과 수면과의 초기 충돌속도
W_e 외부 일
W_i 내부 일
W_o 판의 최대 영구 처짐량
β 판의 세장비 $\left(\frac{b}{t}\sqrt{\frac{\sigma_y}{E}}\right)$
$\dot{\varepsilon}$ 재료변형속도
θ_m 각 소성절선의 회전각
μ 단위 면적 당 충격압력을 받는 판 부재의 질량
ρ_{fluid} 해수밀도 (1020 kg/m^3)
σ_y 재료의 정적 항복응력
σ_{yd} 재료의 동적 항복응력
τ 펄스압력의 지속시간

1. 서 언

선박은 일반적으로 항해 중에 파랑 충격하중을 받으며, 특히 선박의 운항속도가 증가할수록 충격하중의 크기는 커진다. 액체화물 운반선의 경우 슬로싱에 의해 충격하중이 구조부재에 작용하며, 선수 선저부 및 선수 flare부에는 슬래밍에 의해 충격하중이 작용한다. 초고속선의 경우 충격하중의 크기는 일반적인 저속선에 비해 더욱 커질 가능성이 있으며, 초고속선은 경량구조이기 때문에 충격하중의 작용에 의한 구조손상의 크기와 범위는 더욱 심각해질 가능성이 있다.

하중이 충격적으로 작용할 때의 구조거동 특성은 일반적으로 하중이 준 정적으로 작용할 때와는 판이하게 다르다는 것이 알려져 있다 [1]. 그러나, 지금까지 선박의 구조설계시에는 충격하중이 작용하는 경우 충격하중의 크기를 등가한 준 정적하중으로 치환하여 다루고 있으며, 이 같은 방법은 충격하중의 작용에 따른 실제적인 구조응답 특성과 상당한 오차가 있다는 것이 밝혀져 있기 때문에 기존의 선체구조설계시에 적용하고 있는 "등가 준 정적하중 기법"으로는 충격하중 효과를 합리적으로 고려하고 있다고 말하기 어렵다.

본 연구의 목적은 슬래밍시의 선수 선저부와 같이 충격 횡압력을 받는 판부재의 붕괴거동 특성을 정량적으로 규명하고, 실제 선박 운항시 충격 횡압력의 작용에 의해 선체 판부재가 붕괴하지 않도록 하기 위한 구조설계 지침을 제시하는 것이다.

지금까지 충격하중을 받는 판부재의 파괴거동 특성을 규명하기 위한 연구가 다수 수행되어 왔다. Chuang [2]은 슬래밍에 의한 충격 횡압력 작용시 평판에 작용하는 압력특성을 실험적으로 규명하였다. Jones 등 [3]은 사각형판이 충격하중을 받을 때의 실험을 통하여 판 중앙부에서의 최대처짐량을 계측하여 이론 해석결과와 비교하였고, Mori [4]는 슬래밍에 의한 충격 횡압력 작용시 알루미

늄 초고속선체의 선수 선저보강판부재의 붕괴거동 특성을 분석하기 위하여 이론적·실험적 연구를 수행하였다. Wierzbicki 등 [5]은 강소성 이론을 적용하여 횡압력을 받는 판의 붕괴강도와 처짐량의 간이 계산식을 도출하였으며, 가장 최근에 Caridis와 Stefanou [6]는 점-탄소성 유한차분법에 의한 수치해석적인 방법으로 충격 횡압력을 받는 판의 거동특성을 분석한바 있다.

국내에서는 김경수 등 [7]은 초기균열이 있는 구조부재가 충격하중을 받을 때 동적 파괴거동을 분석하기 위해 탄소성 파괴해석 프로그램을 개발하였고, 신종계 등 [8]은 충격하중을 받는 외팔보를 대상으로 강소성이론을 적용하여 응답특성을 연구하였다.

이상의 연구성과들은 충격하중을 받는 구조부재의 거동특성을 이해하는데 좋은 지침을 제시하고 있다. 그러나, 충격하중 효과를 고려하여 선체 구조설계를 합리적이고 효율적으로 수행하기 위해서는 해결해야 할 과제가 여전히 남아 있다. 즉, 초기 구조설계 단계에서 충격하중 효과를 정밀하게 고려하여 위해서는 (1) 충격하중의 작용특성 규명, (2) 충격하중이 작용할 때의 판부재의 붕괴거동 특성, 및 (3) 충격하중 효과를 고려한 간이 구조설계식의 개발이 필요하다.

본 연구에서는 이에 관한 기초연구로서 파랑 충격 횡압력을 받는 선체 판부재를 대상으로 충격하중 특성 및 부재치수에 따른 붕괴강도 특성을 이론적 및 수치적인 방법으로 분석하였다. 수치해석에는 범용 비선형 유한요소해석 프로그램인 STARDYNE [9]을 이용하였으며, 이론해석에서는 강소성이론을 적용하였다. 이상의 연구결과를 바탕으로 충격 횡압력을 받는 선체 판부재에 대한 붕괴강도 간이 설계식을 제시하였으며, 실험 및 수치해석 결과와 비교하여 제안식의 정도와 유용성을 검증하였다.

2. 선체 판부재에 작용하는 충격하중 특성

2.1 충격압력의 시간 이력

선박이나 해양구조물에 파랑 충격하중이 가해질 때 구성 구조부재에 작용하는 충격하중의 분포특성은 충격하중이 작용하는 동안의 하중-시간관계 곡선을 이용하여 나타낼 수 있다.

따라서, 구조부재에 작용하는 충격응답의 특성 (즉, 하중의 크기와 형태, 구조응답 등)을 알기 위해서는 먼저 충격하중이 구조부재에 가해지는 동안의 하중-시간관계 곡선을 규명하는 것이 필수불가결하다. 그러나, 일반적으로 충격응답 특성은 매우 복잡하며, 현실적으로 충격하중-시간관계 곡선을 정밀하게 예측하는 것은 극히 어렵다. 이 문제에 대한 하나의 실용적인 대책은 실제 충격하중-시간곡선을 단순화시킨 등가의 충격하중-시간관계 곡선을 이용하는 것이다.

Fig. 1에는 Chan과 Melville [10]이 조파발생기로부터 발생된 파가 수조속에 수직으로 세워진 판에 충격을 가하는 실험을 통해서 얻어진 충격압력을 받는 판의 전형적인 충격압력-시간관계 곡선을 나타내고 있다. 이 그림으로부터 알 수 있는 바와 같이 충격이 가해지는 동안의 하중 (압력)-시간관계 곡선은 복잡한 양상을 보이고 있다. 그러나, 전반적으로 압력은 충격이 가해지는 순간에 일시적으로 최대치에 도달한 뒤 시간이 경과함에 따라 지수 함수적으로 감소하는 경향을 나타내고 있다. 이 같은 경향은 Keil [11]과 Kawakami [12]등의 실험결과에서도 밝혀진바 있다.

따라서, 판부재에 압력이 충격적으로 가해질 때의 압력-시간관계는 충격이 가해지는 동안의 압력 변화를 시간 (T)에 대한 지수감소 함수로 가정하여 다음과 같이 나타낼 수 있다고 생각된다.

$$P(T) = P_o e^{-T/\tau} \tag{1}$$

또한, 충격이 가해진 후 시간 T_1까지 판부재에 작용하는 충격량 (Impulse)은 (1)식을 이용하면 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$I(T_1) = \int_0^{T_1} P(T)\,dT = \tau P_o(1 - e^{-T_1/\tau}) \tag{2}$$

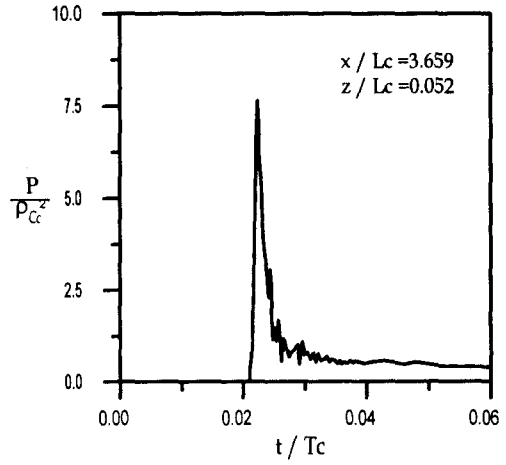


Fig. 1 Typical pressure-time histories for rectangular plates subject to impact pressure (x: distance from the mean position of the wave paddle, z: elevation above the still water level, Lc: wave length corresponding to center frequency component of wave packet, t: time scale, Tc: wave period corresponding to center frequency component of wave packet) [10]

여기서, $T_1 \gg \tau$ 일 때 $I(T_1) \simeq \tau P_o$ 가 된다.

Fig. 2에 나타내는 바와 같이 지수감소함수 형태의 압력펄스 (즉, 곡선 e)는 등가의 충격량을 가지는 삼각형 형태의 압력펄스 d와 사각형 형태의 압력펄스 a로 근사화 시킬 수 있을 것이다. Fig. 2에는 이들과의 비교를 위해 등가 사각형 압력 펄스 a가 가지는 충격량의 2배를 가진 b 및 삼각형 압력펄스 d가 가지는 충격량의 1/2배를 가진 c도 나타내고 있다.

Fig. 3에는 Fig. 2에 나타낸 다양한 압력펄스가 4변 고정된 사각형 판에 작용할 때의 판 중앙에서의 처짐량과 시간이력 관계를 후술하는 STARDYNE 프로그램을 이용하여 계산한 결과를 나타내고 있다. 이 그림에는 실험으로부터 얻어진 판 중앙부 최종 처짐량도 나타내고 있다. 실험에서는 자동적으로 지수감소 형태의 압력펄스가 고려되고 있다.

Fig. 3으로부터 알 수 있는 바와 같이 실제적인 지수감소 형태의 압력펄스, 즉 e를 적용한 경우와 등가한 충격량을 가지면서 삼각형 형태를 가진 압력펄스, 즉 d를 적용한 경우의 최종 처짐량이 실험결과와 비교하여 잘 일치하고 있다. 특히 압력펄스 d를 적용한 경우가 실험결과와 비교하여 다소 안전측에서 양호한 결과를 주고있다. 또한, 1/2

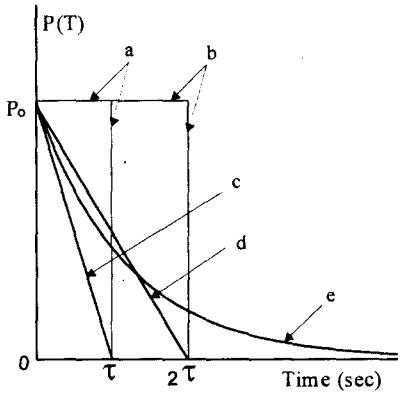


Fig. 2 Idealized types of pressure pulse

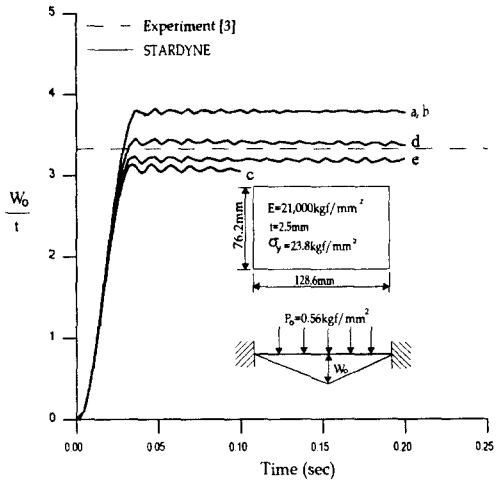


Fig. 3 Deflection-time history at center of the all edged clamped plate subject to various types of pressure pulse

의 충격량을 가진 압력펄스 c를 적용한 경우는 최종 처짐량이 다소 과소 평가되고 있다.

한편, 사각형 형태의 압력펄스, 즉 a 및 b의 경우도 실험결과와 비교하여 다소 오차가 커지긴 하였으나 여전히 안전측에서 구조거동 특성을 잘 나타내고 있다고 판단된다. 특히 주목할 수 있는 것은 삼각형 형태의 압력펄스를 적용한 경우와는 달리 사각형 형태의 압력펄스를 적용한 경우는 압력펄스의 지속시간에 관계없이 (즉, 충격량의 크기에 관계없이) 최대 초기 충격압력이 동일한 한 구조거동 특성이 서로 일치하고 있다. 이것은 최대압력크기와 충격초기의 압력형태가 판의 영구처짐량에 지배적인 영향을 미친다는 것을 의미한다. 사각형 형태인 a, b는 최대압력크기와 충격초기의 압력형태가 같기 때문에 영구처짐이 발생한 이후의 펄스의 지속시간의 영향을 받지 않았고, 삼각형 형태인 c, d는 최대압력크기는 같으나 충격초기의 압력형태가 다르므로 영구처짐량이 차이가 난 것이다. 이 결과는 Caridis와 Stefanou [6]의 연구 결과와도 일치하는 것이다.

일반적으로 압력펄스의 지속시간을 정확하게 예측하는 것은 극히 어려우므로 지수감소 형태는 현실적으로 고려하기 어렵다. 이에 비해 사각형 형태의 압력펄스는 초기 최대 압력펄스의 크기만을 알면 실용적인 범위 내에서 압력펄스의 지속시간에 관계없이 유사한 거동특성을 구할 수 있다. 즉, 기본적으로 충격량과 초기 최대 압력펄스의 크기만을 알면 된다.

따라서, 본 연구에서는 문제를 단순화하기 위하여 이후의 수치계산에서는 압력펄스의 이력으로서 지수감소 형태의 압력펄스와 동일한 충격량을 가지는 삼각형 형태, 즉, d를 취하고, 이론 해석에서는 사각형 형태, 즉 a (또는 b)를 취하여 충격압력을 받는 선체판부재의 거동특성을 분석한다.

참고로 선박의 슬래밍문제에서 선수 선저부 판에 작용하는 충격 압력펄스의 지속시간은 0.025~0.25sec의 범위에 있다는 것이 알려져 있다 [13, 14]. 따라서, 본 연구에서는 계산결과의 비교분석용으로서 압력펄스의 지속시간을 0.1sec로 가정하여 계산을 수행하였다.

2.2 초기 최대 충격 압력펄스의 크기 추정

앞 절에서는 충격하중이 판부재에 가해질 때 압력-시간이력에 관하여 고찰하고, 근사적인 압력펄스의 형태에 관하여 논하였다. 이 압력펄스를 충격응답 해석문제 적용하기 위해서는 초기의 최대 충격 압력펄스의 크기를 알아야 하며, 여기서는 그 크기를 추정하는 방법을 고찰한다.

전술한 바와 같이 파랑 충격압력이 선체 판부재에 가해질 때 나타나는 압력-시간이력은 일반적으로 극히 복잡하다. 또한, 선박의 슬래밍 문제에서와 같이 선수 선저부가 수면과 충돌할 때에는 선저 평판과 수면사이에 기포가 존재하여 압력펄스의 변화특성을 더욱 복잡하게 만든다.

평판과 수면과의 충돌시 예상되는 기포의 영향은 이론 해석적인 방법으로 규명하는 것이 극히 어렵기 때문에 지금까지는 주로 실험적 방법을 적용하여 충격응답에 미치는 기포효과를 분석해 왔다. 지금까지의 연구성과에 따르면 평판이 수면과 충돌하는 경우, 물보다 높은 압축성을 가진 기포가 존재하면 이것이 평판과 수면사이에서 완충역할을 하게되어 충격압력의 크기는 기포가 존재하지 않는 경우보다 작아진다는 것이 밝혀진바 있다 [2, 15, 16].

Chuang [2]은 기포의 영향을 고려하여 평판이 수면에 초기속도 V_o로 충돌할 때 평판에 작용하는 초기의 최대 충격압력의 크기를 다양한 실험결과를 바탕으로 다음과 같은 간이 실험식으로 나타내었다. 즉,

$$P_o = \frac{1}{32}\left[\frac{1.4^2+\pi^2}{e^{-1.4}+1}\right]\rho_{fluid} C_{air} V_o \quad (3)$$

본 연구에서는 문제를 단순화하기 위하여 이후의 계산에서 선수 선저부의 슬래밍 문제에서와 같이 선체 판부재가 수면과 충돌하는 경우 초기의 최대 압력펄스의 크기는 (3)식을 이용하여 추정한다.

3. 비선형 유한요소해석 프로그램

3.1 범용 비선형 유한요소 프로그램 STARDYNE

본 연구에서는 충격압력을 받는 선체 판부재의 붕괴거동 특성을 수치적으로 분석한다. 이를 위해서는 수치해석시에 기하학적 및 재료적 비선형성 뿐 아니라 충격하중 조건도 고려할 수 있는 기능을 가진 프로그램이 필요하다.

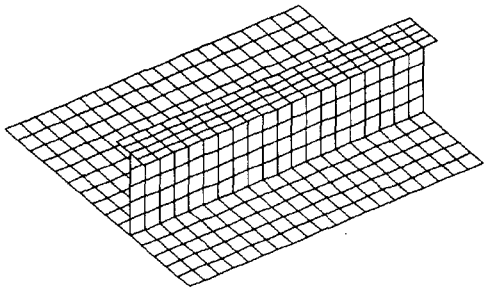
이를 위해 본 연구에서는 구조물의 충격해석문제에 널리 사용되고 있는 상용 유한요소해석 프로그램인 DYNA-3D를 기본으로 개발된 Research Engineers사의 유한요소 프로그램인 STARDYNE [9]을 사용하여 수치해석을 수행하였다.

STARDYNE은 동적문제를 해결하기 위해 1967년에 개발된 상용 유한요소해석 프로그램으로서, 당시 Rockwell사가 Apollo 우주선의 구조해석을 위해 STARDYNE을 사용하면서 널리 알려졌다. 현재 STARDYNE은 선형 및 비선형해석과 정적 및 동적해석을 할 수 있는 범용 유한요소해석 프로그램으로 널리 사용되고 있다. 특히, 본 연구에서 다루는 충격문제를 해석하기 위해 STARDYNE에는 Lawrence Livermore National Laboratory (LLNL)에서 개발한 상용 유한요소해석 프로그램인 DYNA-3D를 기본으로 개발된 STARDYNA버전이 포함되어 있다. STARDYNA버전은 충돌문제에 대한 비선형 구조해석을 위해 외연적 유한요소법 (Explicit Finite Method)을 적용하고 있다. 외연적 유한요소법은 중앙차분기법 (Central Difference Technique)을 사용하여 매우 작은 시간증분으로 수치적분을 수행하는 방법이다. 이 방법은 매 시간증분 단계 당 걸리는 해석 시간이 짧다는 이점이 있다.

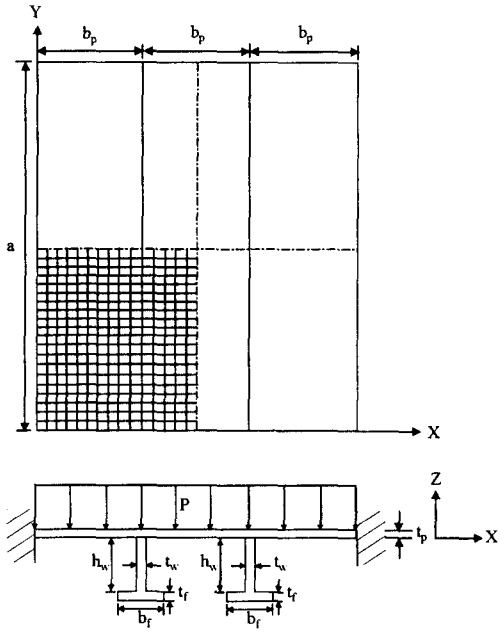
3.2 4변 고정된 판요소의 유한요소 구조 모델링

본 연구에서는 판부재가 충격 횡압력을 받을 때의 붕괴거동 특성을 분석한다. 여기서는 STARDYNE 프로그램을 적용하여 대상 판부재를 모델링하는 방법을 간략하게 설명한다.

해석 대상 판부재는 Fig. 4에 나타내는 바와 같이 선박의 선수 선저부의 보강판부재와 Fig. 5에 나타내는 바와 같은 보강재가 없는 평판부재이다. 구조모델링에서 사용한 유한요소는 4-node shell 요소(즉, Belytschko-Lin-Tsay shell element)이다.



(a) FE model



(b) Object stiffened panel

Fig. 4 STARDYNE finite element modeling for the all edges clamped stiffened plate subject to lateral impact pressure

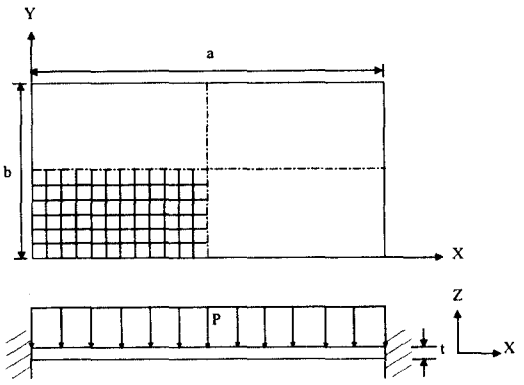


Fig. 5 STARDYNE finite element modeling for the all edges clamped rectangular plate subject to lateral impact pressure

다. 요소는 대칭조건을 고려하여 평판부재에 대해서는 판부재의 1/4에 대해 판의 길이 방향으로 12개, 폭 방향으로 6개를 취하고, 보강판부재에 대해서는 보강판부재의 1/4에 대해 판의 길이 방향으로 20개, 폭 방향으로 15개, 보강재의 웨브 높이 방향으로 5개, 플랜지 폭 방향으로 4개를 취하였다.

경계조건은 평판부재 및 보강판부재 모두 4변 고정으로 설정하였으며, 하중은 2절에서 고찰한바와 같이 삼각형 형태의 압력펄스 (Fig. 2의 d)를 시간 증분적으로 가하였다. 참고로 전술한 바와 같이 강소성이론 해석에서는 문제를 단순화하기 위해 사각형 형태의 압력펄스 (즉, Fig. 2의 a 또는 b)를 적용하였다.

4. 강소성이론에 의한 선체 판부재의 붕괴강도 간이계산식

충격 횡압력을 받는 선체 판부재의 붕괴강도 특성을 이론 해석적으로 분석하고, 간이 설계식을 도출하기 위하여 강소성이론을 적용한다. 먼저 정적 횡압력이 작용하는 경우의 붕괴강도 계산식을 도출한다. 다음으로 정적 붕괴강도 계산식에 충격하중의 작용에 따른 충격효과를 재료 변형속도 효과로서 근사적으로 고려하여 충격하중을 받을 때의 붕괴강도를 근사적으로 추정할 수 있는 방법을 제시한다. 이들 간이 계산식의 정도는 실험 및 STARDYNE에 의한 수치해석결과와 비교하여 검증한다.

4.1 정적 횡압력 작용시

강소성이론 (Rigid plastic theory)을 적용할 때 균일 분포 횡압력을 받는 4변 고정된 직사각형판의 붕괴모드는 Fig. 6과 같이 가정할 수 있다 [17]. Fig. 6에 나타내는 바와 같이 압력 P의 작용하에서 판은 붕괴하여 평형상태를 유지하고 있다고 가정한다. Fig. 6에서 점선은 소성절선 (Plastic hinge line)을 나타내며, 이들 소성절선을 따라 소성화가 발생되어 있고, 그 이외의 영역에서는 강체로서 거동한다고 가정한다.

가상일의 원리를 적용하기 위하여 가상의 처짐 W_o가 가해질 때의 외부일과 내부일을 계산한다. 먼저 균일 횡압력 P에 의한 외부일 (W_e)은 다음과 같이 계산할 수 있다. 즉,

$$W_e = \int_A P W dA = P \int_A W dA = PV \quad (4)$$

(4)식의 V는 Fig. 6에서 나타난 처짐곡선의 기하학적 형상을 고려하여 다음과 같이 계산할 수 있다.

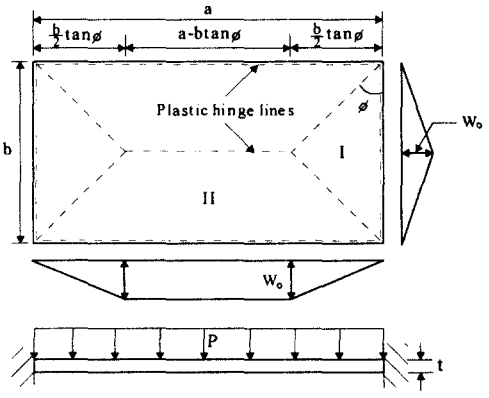


Fig. 6 Plastic hinge mechanism of the all edges clamped plate subject to uniformly distributed static pressure loads

$$V=\frac{1}{2}\,b^2 W_o\left(\frac{a}{b}-\frac{1}{3}\tan\phi\right) \tag{5}$$

(5)식을 (4)식에 대입하면 외부일은

$$W_e=\frac{1}{2}\,Pb^2 W_o\left(\frac{a}{b}-\frac{1}{3}\tan\phi\right)$$
$$=P\frac{b^2}{6}\,W_o\left(\frac{3}{\alpha}-\tan\phi\right) \tag{6}$$

여기서, $\alpha=\frac{b}{a}$

다음으로 내부일 (W_i)은 소성절선에 따라 소성 굽힘모멘트가 균일하게 분포하므로 다음과 같이 계산된다.

$$W_i=\sum_{m=1}^{r}\int_{l_m} M_p\,\theta_m\,d\,l_m \tag{7}$$

내부일은 다음과 같이 된다.

$$W_i=8M_p W_o\left(\frac{1}{\alpha}+\frac{1}{\tan\phi}\right) \tag{8}$$

가상일의 원리를 적용하면

$$W_e=W_i \tag{9}$$

(6)식과 (8)식을 (9)식에 대입하여 정리하면 붕괴압력 P_c 는 다음과 같이 얻어진다. 즉,

$$P_c=\frac{48\,M_p}{b^2\,(\sqrt{\alpha^2+3}-\alpha)^2} \tag{10}$$

판의 처짐이 커지면 막효과를 무시할 수 없으며, 이에 대한 고려가 필요하다. 이때 판에는 굽힘모멘트 M과 막력 N이 동시에 발생하게 된다. 일반적으로 4변 고정된 판에서 처짐량 W_o가 판두께 t 이하인 경우에는 막력의 효과가 크지 않지만, W_o가 t 이상으로 커지면 판의 거동에 막력이 지배적으로 영향을 미치게 된다.

가상일의 원리를 적용할 때 판의 대처짐 효과를 고려하면 다음 식이 얻어진다.

$$\int_A P\,W dA=\sum_{m=1}^{r}\int_{l_m}(M+Nw)\,\dot{\theta}_m dl_m \tag{11}$$

(11)식의 우변의 일부를 다음과 같이 취한다. 즉,

$$\dot{D}=(M+Nw)\,\dot{\theta}_m \tag{12}$$

$$\begin{bmatrix}\dot{D}=M_p\left(1+\frac{3\,W^2}{t^2}\right)\dot{\theta}_m\,, & \frac{W_o}{t}\le 1\\ \dot{D}=N_p\,W\,\dot{\theta}_m\,, & \frac{W_o}{t}\ge 1\end{bmatrix}$$

이하에서는 (11)식을 구체적으로 전개한다.

먼저, $\frac{W_o}{t}\le 1$ 일 때 다음 식으로 된다.

$$\int_A P\,\dot{W}dA$$
$$=\sum_{m=1}^{r}\int_{l_m} M_p\left(1+\frac{3\,W^2}{t^2}\right)\dot{\theta}_m\,d\,l_m \tag{13}$$

Fig. 6으로부터 알 수 있는 바와 같이 (13)식의 좌변은 (6)식과 동일하게 계산된다. 즉,

$$\int_A P\,\dot{W}dA=P\frac{b^2}{6}\left(\frac{3}{\alpha}-\tan\phi\right)\dot{W} \tag{6}'$$

또한, (13)식의 우변은

$$\sum_{m=1}^{r}\int_{l_m} M_p\left(1+\frac{3\,W^2}{t^2}\right)\dot{\theta}_m\,d\,l_m$$
$$=4M_p\left(1+4\frac{W_o^2}{t^2}\right)\left(\frac{1}{\alpha}-\tan\phi\right)\dot{W}$$
$$+\frac{4M_p}{\sin^2\phi}\left(1+\frac{4}{3}\frac{W_o^2}{t^2}\right)\tan\phi\,\dot{W}$$

$$+ 4M_p\left[1 - \frac{W_o^2}{3t^2}\right]\tan\phi\ \dot{W}$$
$$+ 4M_p\left(1 - \frac{W_o^2}{t^2}\right)\left(\frac{1}{\alpha} - \tan\phi\right)\dot{W}$$
$$+ \frac{4M_p}{\tan\phi}\left[1 - \frac{W_o^2}{3t^2}\right]\dot{W} \qquad (14)$$

(6) 및 (14)식을 (13)식에 대입하면 $\frac{W_o}{t} \leq 1$ 일 때의 붕괴압력과 처짐간의 관계식은 다음과 같이 된다.

$$\frac{P}{P_c} = 1 + \frac{1}{3}\left(\frac{W_o}{t}\right)^2\left\{\frac{\xi_o + (3-2\xi_o)^2}{3-\xi_o}\right\} \qquad (15)$$

여기서, $P_c = \dfrac{48M_p}{b^2\tan^2\phi}$

$\xi_o = \alpha\tan\phi$

다음으로 $\frac{W_o}{t} \geq 1$ 일 때의 붕괴압력과 처짐간의 관계식을 구체적으로 도출한다.

본 연구에서는 대처짐 (즉, $\frac{W_o}{t} \geq 1$ 의 범위)이 발생할 때는 Fig. 7에 나타내는 바와 같이 판의 압력-처짐 관계식을 2개의 영역, 즉 $\frac{W_o}{t} \leq 1$ 영역 및 $\frac{W_o}{t} \geq 1$ 영역으로 나누어 붕괴거동을 해석한다.

이 경우 $\frac{W_o}{t} \leq 1$ 영역에서의 압력-처짐 관계식은 (11)식과 동일하게 되며, $\frac{W_o}{t} \geq 1$ 영역에서는 (11)식에 $M = 0$, $N = N_p$를 대입하여 평가한다.

따라서, $\frac{W_o}{t} \geq 1$일 때 붕괴하중과 처짐에 관한 구성방정식은 Fig. 7에 나타낸 바와 같이 두 개의 영역에서 (11)식을 적용하여 도출한다.

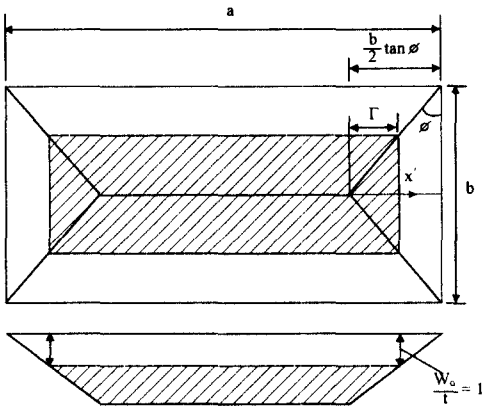


Fig. 7 Plastic hinge mechanism for the all edges clamped plate subject to uniformly distributed static pressure load taking into account large deflection effects
(⋯: Boundary with $W_o/t = 1$, ▨: Region with $W_o/t \geq 1$, □: Region with $W_o/t \leq 1$)

먼저, 외부일 ((11)식의 좌변)은 (6)식과 동일하게 계산된다. 즉,

$$\int_A P\dot{W}dA = P\frac{b^2}{6}\left(\frac{3}{\alpha} - \tan\phi\right)\dot{W} \qquad (6)''$$

또한, 내부일 ((11)식의 우변)은 다음과 같이 계산된다.

$$\sum_{m=1}^{\infty}\int_{l_m}\dot{D}dl_m$$
$$= 16M_p\frac{W_o}{t}\left(\frac{1}{\alpha} - \tan\phi\right)\dot{W}$$
$$+ \frac{16M_p}{\sin^2\phi}\left(\frac{W_o}{2t}\tan\phi - \frac{t}{2W_o}\tan\phi\right)\dot{W}$$
$$+ \frac{16M_p}{\sin^2\phi}\left(\frac{2t}{3W_o}\tan\phi\right)\dot{W} \qquad (16)$$

(11)식에 (6) 및 (16)식을 대입하면 $\frac{W_o}{t} \geq 1$일 때의 붕괴하중과 처짐의 관계식은 다음과 같이 된다.

$$\frac{P}{P_c} = 2\frac{W_o}{t}\left\{1+\frac{\xi_o(\xi_o-2)\left(1-\frac{t^2}{3W_o^2}\right)}{3-\xi_o}\right\} \quad (17)$$

4.2 충격 횡압력 작용시

전술한 바와 같이 하중이 충격적으로 작용하는 경우의 구조거동 특성은 하중이 준 정적으로 작용하는 경우와는 판이하게 다르다. 일반적으로 동적 또는 충격효과는 크게 3가지, 즉 재료의 변형속도 효과, 관성력 효과 및 마찰효과로 분류할 수 있으며, 이 중에서 변형속도 효과가 충격거동에 가장 지배적인 역할을 한다는 것이 알려져 있다 [1, 18].

따라서, 본 연구에서는 충격압력이 작용할 때의 붕괴거동을 정적 붕괴거동 계산식에 근사적으로 재료 변형속도 효과만을 고려하여 평가하고자 한다. 물론 이 방법의 신뢰성은 후술하는 바와 같이 실험 및 수치해석 결과와 비교하여 검증한다.

파랑 충격압력이 판부재에 작용할 때 압력-시간이력 관계는 전술한 바와 같이 사각형 형태의 압력펄스를 적용하여 근사적으로 나타낼 수 있다.

충격이 순간적으로 극히 짧은 시간동안에 가해지고, 충격압력이 가해지는 판부재의 크기 (즉, 면적)에 비해 압력펄스의 지속시간 τ가 매우 짧다면 (즉, $\tau \to 0$), 충격이 가해질 때의 초기속도 (즉, V_o)와 최대 압력펄스의 크기 (즉, P_o)의 관계는 다음과 같이 된다 [1].

$$\mu\, V_o = P_o\, \tau \quad (18)$$

Perrone과 Bhadra [19]에 의하면 충격하중을 받는 판의 재료 변형속도 $\dot{\varepsilon}$는 초기 충격속도 (즉, V_o)와 최대 횡처짐량 (즉, W_o)의 함수로서 다음과 같이 나타낼 수 있다. 즉,

$$\dot{\varepsilon} \simeq \left(\frac{2W_o}{3}\right)\left(\frac{V_o}{\sqrt{2}}\right)\left(\frac{1}{2L^2}\right) \quad (19)$$

여기서, $L = \frac{b}{2}$

따라서, (18)식에서 초기 충격속도를 계산하여 (19)식에 대입하면 재료의 변형속도는 부재치수와 처짐량의 함수로서 표현된다.

Cowper와 Symonds [20]는 연강재의 인장강도 특성에 대한 재료 변형속도 효과를 평가하기 위하여 동적 항복응력 (즉, σ_{yd})을 다음과 같이 나타내었다. 즉,

$$\frac{\sigma_{yd}}{\sigma_y} = 1 + \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{D}\right)^{1/q} \quad (20)$$

Cowper와 Symonds [20]는 (20)식의 실험상수로서 연강재에 대해 $D = 40.4\ \mathrm{sec}^{-1}$ 및 $q = 5$를 제시하였다. 최근에 Paik과 Wierzbicki [18]는 (20)식의 적용은 고장력강재에 대해서도 유효하다는 것을 밝혔으며, 다만 이 경우의 실험상수로서는 $D = 3200\ \mathrm{sec}^{-1}$ 및 $q = 5$를 사용할 것을 제안하였다. 또한, Jones [21]는 (20)식의 실험상수로서 알루미늄합금재에 대해 $D = 1288000\ \mathrm{sec}^{-1}$ 및 $q = 4$를 제시하였다.

(19)식을 (20)식에 대입하여 정리하면 판부재의 동적 항복응력 (즉, σ_{yd})은 다음과 같이 추정할 수 있다. 즉,

$$\frac{\sigma_{yd}}{\sigma_y} = n = 1 + \left(\frac{V_o W_o}{12\sqrt{2}\, D\, b^2}\right)^{1/q} \quad (21)$$

따라서, 하중이 판부재에 동적 또는 충격적으로 가해질 때의 붕괴거동은 (15, 17)식의 정적 항복응력 대신에 재료 변형속도 효과에 기인된 동적 항복응력 (즉, (21)식)으로 대체시켜 평가할 수 있다. 결국, 충격 횡압력을 받는 판부재의 붕괴거동은 다음 식을 이용하여 평가할 수 있다. 즉,

$$\frac{W_o}{t} = \frac{(3-\xi_o)\left[\sqrt{1+\chi(\chi-2)(1-\cos a_3\tau)/2}-1\right]}{\left[2\{1+(\xi_o-1)(\xi_o-2)\}\right]} \quad (22)$$

여기서, $a_3\tau = \dfrac{2I\sqrt{1-\xi_o+1/(2-\xi_o)}}{\chi}$

$$\chi = \frac{P_o}{P_c}$$

$$I = \frac{P_o \tau}{\sqrt{\mu t P_c}}$$

$$1 - \cos a_3 \tau \simeq \frac{a_3^2 \tau^2}{2}$$

$$a_3^2 = \frac{48 M_p (2 + \alpha \cot\phi - \alpha \tan\phi)}{\mu t b^2 (2 - \alpha \tan\phi)}$$

또는, (22)식은 다음과 같이 나타낼 수 있다. 즉,

$$\frac{W_o}{t} = \frac{(3 - \zeta_o)[\sqrt{1 + \Lambda/n} - 1]}{2[1 + (\zeta_o - 1)(\zeta_o - 2)]} \quad (23)$$

여기서,

$$\Lambda = \frac{2\rho V_o a^2 \alpha^2}{12 \sigma_{yd} t^2} (3 - 2\zeta_o)(1 - \zeta_0 + \frac{1}{2 - \zeta_o})$$

강소성이론은 기본적으로 근사적인 방법으로서 이 방법에 의한 해의 정도는 각종 인자, 이를테면 가정한 붕괴모드의 정확도나 설정한 재료의 기계적 특성 등에 의존한다. 또한, 실제 구조물에는 잔류응력이나 초기처짐 등의 초기결함이 존재하며, 이것은 이론 해석법에 의한 해석정도에 큰 영향을 미친다. Jones [1]는 다양한 실험결과를 바탕으로 (23)식의 계산에 있어 실제적인 σ_{yd}를 사용하는 대신에 σ_{yd}의 61.8%, 즉 $0.618\,\sigma_{yd}$를 사용하는 것이 실험결과와 비교하여 보다 더 실용적으로 정확한 결과를 준다는 것을 밝힌바 있다.

5. 선체 판부재의 붕괴강도 특성

5.1 정적 횡압력 작용시

Fig. 8에는 4변 고정된 직사각형판이 균일한 정적 횡압력을 받을 때 압력-중앙부 처짐관계 곡선을 이론적, 수치적 및 실험적으로 얻은 결과와 서로 비교하고 있다. 이론적인 값은 강소성이론을 적용하여 도출한 (15, 17)식을 이용하여 계산하였으며, 수치결과는 범용 유한요소 프로그램 ANSYS와 STARDYNE을 이용하여 얻은 것이다. 또한, Fig. 8의 실험결과는 Young [22]에 의해 얻어진 것이다.

Fig. 8로부터 정적 횡압력이 작용할 때 처짐량이 판 두께보다 작은 범위, 즉 $\frac{W_o}{t} \leq 1$에서는 강소성이론식에 의한 결과를 제외하고는 수치해석 결과와 실험결과가 잘 일치하고 있다는 것을 알 수 있다. 수치해석에서는 재료의 변형률 경화상수로서 탄성계수의 5%를 가정하였다.

처짐의 증가와 함께 막효과가 나타나면 강소성이론에 의한 결과도 실험 및 수치해석 결과와 잘 대응하고 있다. 그러나, 처짐량이 더욱 증가하면 이론해석 결과뿐 아니라 수치해석결과도 실험결과에 비해 내력이 낮게 평가되고 있다 (즉, 처짐량이 과대 평가되고 있다). 이것은 대처짐이 발생하였을 때 재료 변형률 경화효과가 크게 나타나게 되는데 이론 및 수치해석에서는 재료 변형률 경화효과를 적절하게 고려하지 않은데 그 원인이 있다고 판단된다.

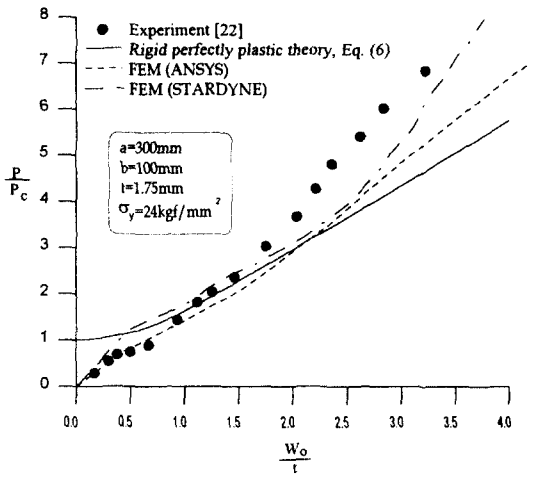


Fig. 8 Comparison of experimental results with numerical and theoretical predictions for the all edges clamped rectangular plate subject to static uniform pressure load

결론적으로 정적 횡압력이 작용하는 경우 재료 변형률 경화효과를 적절히 고려하면 본 연구에서 사용한 STARDYNE 프로그램으로 선체 판부재의 붕괴거동을 충분히 높은 정도로서 평가할 수 있다는 것을 확인할 수 있었다. 또한, 강소성이론에 의한 붕괴강도 간이 계산식도 실용적인 범위 내에서 유용하게 적용할 수 있다고 판단된다.

5.2 충격 횡압력 작용시

Fig. 9에는 4변 고정된 직사각형판이 균일한 횡충격압력을 받을 때 초기 압력의 작용속도 (즉, V_o)의 변화에 따른 판의 중앙부 최대처짐량을 비교하고 있다. 강소성이론에 의한 계산은 재료 변형속도 효과를 고려하여 도출한 (23)식을 적용하여 수행하였으며, 수치해는 5%의 재료 변형률 경화상수를 고려한 STARDYNE에 의한 결과이다. 또한, 실험결과는 Jones [3]에 의해 얻어진 것이다.

Fig. 9로부터 알 수 있는 바와 같이 STARDYNE 뿐 아니라 재료 변형속도 효과를 고려하여 도출한 강소성이론에 의한 계산식도 실험결과와 비교하여 높은 정도의 해를 주고 있으며, 이 방법들의 유용성을 확인할 수 있다.

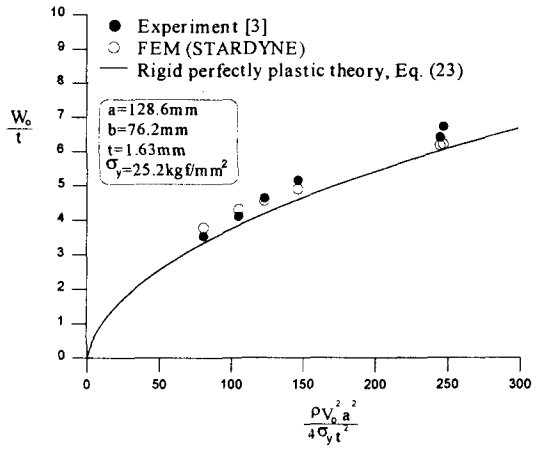


Fig. 9 Effects of loading velocity on collapse behavior of the all edges clamped rectangular plate subject to impact uniform pressure load

5.3 변형률 경화효과

전술한 바와 같이 판의 처짐량이 커지면 막효과와 함께 재료 변형률 경화효과가 붕괴거동에 큰 영향을 미친다. 따라서, 본 연구에서는 판의 붕괴거동에 미치는 재료의 변형률 경화효과를 정량적으로 분석하고, 실제 계산시에 실용적으로 이용할 수 있는 변형률 경화상수값을 제시하기 위하여 시리즈 수치해석을 수행하였다.

Fig. 10에는 정적 횡압력이 작용하는 경우의 실험결과와 함께 수치해석 결과를 나타내고 있다. 이 그림으로부터 알 수 있는 바와 같이 정적 횡압력이 작용하는 경우 탄성계수의 5%정도의 재료 변형률 경화상수를 고려하면 실험결과와 비교하여 실용적으로 충분한 정도의 해를 얻을 수 있다고 판단된다.

Fig. 11에는 횡압력이 충격적으로 가해질 때 재료 변형률 경화상수의 변화에 따른 최대 처짐량을 나타내고 있다. 이 그림으로부터 재료 변형률 경화상수의 값이 커질수록 STARDYNE 결과는 실험결과에 근접하고 있다는 것을 알 수 있다.

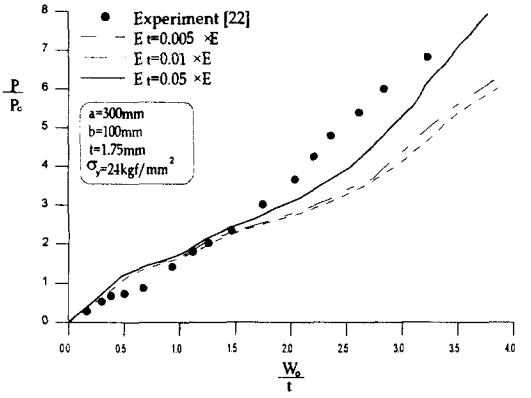


Fig. 10 Effects of strain hardening on collapse behavior of the all edges clamped rectangular plate subject to static uniform pressure load

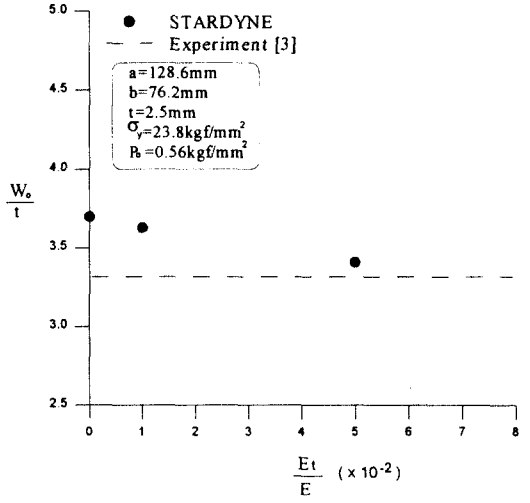


Fig. 11 Effects of strain hardening on the maximum deflection of the all edges clamped rectangular plate subject to impact uniform impact pressure load

5.4 부재치수 효과

이상에서는 STARDYNE 프로그램 및 강소성이론에 의한 간이계산식은 정하중 뿐 아니라 동 / 충격압력이 작용하는 판부재의 붕괴거동을 높은 정도로서 평가할 수 있다는 것을 확인하였다. 다음으로는 이들 수치 프로그램 및 간이 이론 계산식을 적용하여 판부재의 치수 (즉, 종횡비 및 두께)와 하중속도의 변화에 따른 판부재의 붕괴강도 특성을 고찰하였다.

Table 1과 Fig. 12에는 부재치수와 하중속도를 변화시켜 수행한 시리즈 해석결과, 즉 판의 중앙부에서의 최종 처짐량을 종합하여 나타내고 있다. 본 연구에서는 판부재의 종횡비 (즉, a/b)를 1, 2, 3의 3종류, 세장비 (즉, β)는 1.13, 1.69, 2.82의 3종류 및 하중속도 (즉, V_o)는 10, 15, 20, 25, 30 (m/sec)의 5종류로 변화시켜 가면서 시리즈 해석을 수행하였다.

Fig. 12로부터 알 수 있는 바와 같이 기본적으로 하중속도의 증가와 함께 최대 처짐량은 크게 증가하고 있다. 하중속도가 일정할 때 종횡비가 2 이상이 되면 종횡비의 영향은 거의 나타나지 않는다. 이에 비해 판부재의 세장비가 클수록 (즉, 판두께가 얇아질수록) 최대 처짐량은 급격하게 증가하고 있다.

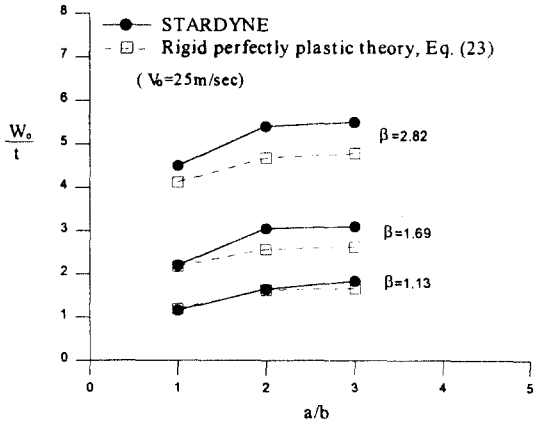


Fig. 12.a Effects of aspect and slenderness ratio on the maximum deflection of the all edges clamped plate subject to impact pressure load

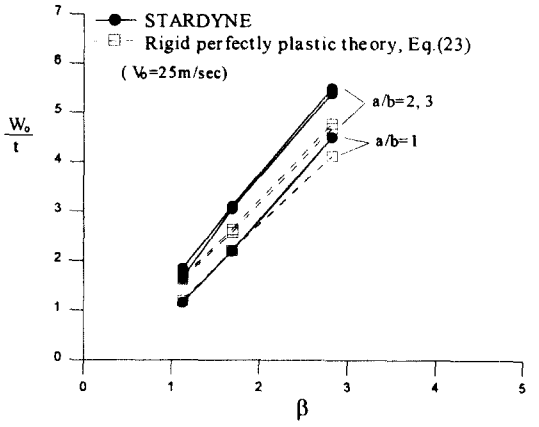


Fig. 12.b Effects of aspect and slenderness ratio on the maximum deflection of the all edges clamped plate subject to impact pressure load

Table 1 STARDYNE collapse analysis for all edges clamped plates subject to impact lateral pressure varying load velocities and dimensions

V_o (m/sec)	P_o (kgf/mm²)	$\frac{W_o}{t}$								
		$\beta=\frac{b}{t}\sqrt{\frac{\sigma_y}{E}}=1.13$			$\beta=\frac{b}{t}\sqrt{\frac{\sigma_y}{E}}=1.69$			$\beta=\frac{b}{t}\sqrt{\frac{\sigma_y}{E}}=2.28$		
		a/b=1	a/b=2	a/b=3	a/b=1	a/b=2	a/b=3	a/b=1	a/b=2	a/b=3
10	0.104	0.12	0.38	0.40	0.78	1.35	1.38	2.47	3.30	3.50
15	0.156	0.52	1.75	0.85	1.25	1.90	2.08	3.20	4.10	4.13
20	0.207	0.84	1.12	1.31	1.70	2.45	2.50	3.85	4.80	4.79
25	0.259	1.16	1.65	1.84	2.20	3.05	3.10	4.50	5.40	5.50
30	0.311	1.60	2.07	2.29	2.67	3.65	3.71	5.18	6.15	6.23

Note: $\beta=1.13$:a×b×t:500×500×15, 1000×500×15, 1500×500×15 $\beta=1.69$:a×b×t:500×500×10, 1000×500×10, 1500×500×10 $\beta=2.82$:a×b×t:500×500×6, 1000×500×6, 1500×500×6

이상의 고찰로부터 충격하중을 받는 판부재의 붕괴거동은 작용하중의 속도와 세장비의 영향을 지배적으로 받는 다는 것을 알 수 있다. 또한, STARDYNE 프로그램 뿐 아니라 강소성이론에 재료 변형속도 효과를 고려하여 도출한 간이 설계식은 충격 횡압력을 받는 판부재의 붕괴거동 평가 문제에 충분한 정도로서 적용할 수 있다는 것을 확인할 수 있다.

6. 초고속선 선수 선저보강판부재의 슬래밍 충격압력에 의한 붕괴거동 특성

본 절에서는 슬래밍 압력에 의한 초고속선의 선수 선저보강판부재의 붕괴거동특성을 규명하기 위하여 Mori [4]가 수행한 바 있는 실척 (full scale) 알루미늄합금 보강판부재 실험결과와 STARDYNE 해석 결과와 비교 분석하였다.

시험체는 Fig. 4에 나타낸 바와 같고, 그림에서의 부재치수는 a=856mm, b_p=256.5mm, h_w=94mm, b_f=56mm, $t_p=t_w=t_f$=6mm이다. 보강판부재의 재질은 A5083-O이고, 기계적 특성치는 Table 2에 나타낸 바와 같다.

Fig. 13에는 4변 고정된 보강판부재가 슬래밍 압력을 받을 때 압력과 보강재의 중앙부에서의 처짐 및 판의 중앙부에서의 처짐과의 관계를 수치해

Table 2 Mechanical property of A5083-O

Yield stress (kgf/mm²)	Young's modulus (kgf/mm²)	Poisson's ratio
13.7	7000	0.3

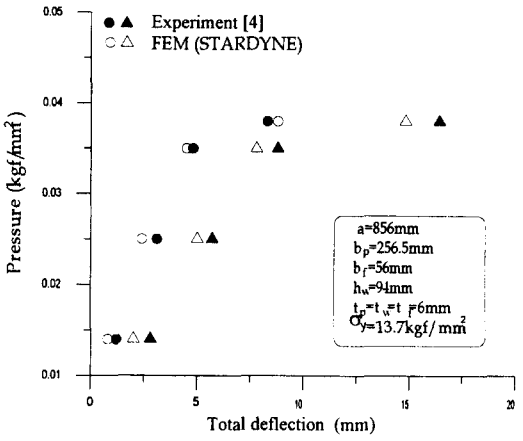


Fig. 13 Comparison of experimental results with numerical predictions for the all edges clamped aluminum alloy stiffened plate subject to impact pressure load (●○: total deflection in the middle of stiffener, ▲△: total deflection in the middle of plate)

석 결과와 실험결과를 비교하고 있다. 실험결과에서 처짐량은 초기처짐을 고려한 전체 처짐량을 나타내었고, 수치해석에서도 초기처짐을 고려하여 해석을 수행하였다.

Fig. 13에서 보는바와 같이 슬래밍 압력이 일정한 값 ($P_o = 0.035\ kgf/mm^2$)까지 증가하는 동안에는 슬래밍 압력과 처짐량이 선형관계가 유지되지만, 그 값 이상에서는 슬래밍 압력의 증가에 따라 처짐량은 급격히 증가하는 경향을 보이고 있다. 이러한 급격한 처짐량을 일으키는 슬래밍 압력은 보강판부재의 재료특성뿐 아니라 부재치수에 의해 영향을 받을 것으로 판단된다. 따라서, 이러한 붕괴거동 특성을 정확히 규명하기 위해서는 다양한 재료 및 부재치수에 따른 연구가 수행되어져야 할 것으로 생각된다.

7. 결 론

본 연구의 목적은 선박의 슬래밍에 의한 선수 선저부의 구조손상 문제에서와 같이 선체 판부재가 충격 횡압력을 받을 때의 붕괴거동을 분석할 수 있는 방법을 확립하고, 이들 방법을 적용하여 충격 횡압력을 받는 판부재의 붕괴거동 특성을 고찰하는 것이다.

이를 위해 충격하중 효과를 고려할 수 있는 범용 비선형 유한요소 프로그램 STARDYNE을 구매하여 이 프로그램의 정도와 적용성을 검토하였다. 또한, 정적 횡압력을 받는 판부재의 붕괴거동 간이 계산식을 강소성이론을 적용하여 도출하고, 이 계산식에 재료 변형속도효과를 근사적으로 도입하여 이것을 충격하중을 받는 판부재의 붕괴강도 해석문제에의 적용성을 검토하였다.

이상의 연구결과 다음의 결론을 얻었다.

(1) 범용 비선형 유한요소 프로그램 STARDYNE은 정하중 작용시 뿐 아니라 충격하중이 작용하는 경우에도 구조부재의 붕괴거동 특성을 높은 정도로서 해석할 수 있다는 것을 확인하였다.

(2) 정적 횡압력을 받는 판부재를 대상으로 도출한 붕괴강도의 강소성이론 계산식에 재료 변형속도 효과를 도입한 간이 계산식은 충격 횡압력을 받는 판부재의 붕괴거동 해석 문제에 대해서도 실용적으로 충분한 정도의 해를 주었다. 따라서, 본 연구에서 도출한 간이 계산식은 실제 선박의 구조설계시에 유용하게 활용할 수 있으리라 사료된다.

(3) 충격 횡압력을 받는 판부재의 거동은 충격시 초기 최대압력 (P_o)과 압력펄스 (τ)의 이력에 지배적인 영향을 받으며, 충격량에는 큰 영향을 받지 않는다는 것을 확인하였다. 또한, 실제 구조물에서 충격하중 작용 후 시간의 증가에 따른 충격펄스의 변화는 지수적으로 감소하는 경향을 나타내며, 이 경우 압력펄스의 이력을 동일한 초기 최대 압력과 충격량을 가진 사각형 형태의 압력펄스-시간함수로 간이화하면 안전측에서 실용적으로 충분한 정도의 해를 얻을 수 있다고 판단된다.

(4) 횡압력의 작용과 함께 판부재에서 대처짐이 발생하는 영역에서는 재료의 변형률 경화효과를 무시할 수 없다. 특히, 횡압력의 작용속도가 크거나 세장비가 큰 (즉, 판두께가 얇은) 판부재를 해석하는 경우 변형률 경화효과를 고려해 줄 필요가 있다. 본 연구에서는 충격 횡압력을 받는 판부재에 대한 실험결과를 바탕으로 재료 변형률 경화계수를 판의 세장비의 함수로서 근사적으로 정식화하였다.

(5) 충격 횡압력을 받는 판부재의 처짐량은 하중속도가 증가할수록 크게 증가한다. 일정한 하중속도 하에서 판의 최대 처짐량은 정사각형판에 비해 직사각형의 경우가 더욱 크게 나타났으나, 종횡비가 2 이상일 때의 최대 처짐량은 종횡비의 증가에 관계없이 유사한 결과를 주었다. 또한, 판의 세장비가 증가함에 따라 (즉, 판두께가 감소함에 따라) 판의 최대 처짐량은 선형 직선적으로 급격하게 증가하였다. 따라서, 충격 횡압력을 받는 실제 선체 판부재의 구조설계에서는 판의 종횡비를 1, 즉 정사각형에 가깝게 하고, 세장비를 일정 수준 이하가 되도록 하는 것이 구조손상의 파손을 방지하는 측면에서 바람직하다고 사료된다.

(6) 슬래밍 압력에 의한 선수 선저보강판부재의 붕괴거동 특성에 있어서는 슬래밍 압력이 임의의

값 이하에서는 슬래밍 압력과 처짐량이 선형관계가 유지되지만, 그 값 이상에서는 슬래밍 압력의 증가에 따라 처짐량은 급격히 증가하는 경향을 보이고 있다. 따라서, 이 임의의 값을 정확하게 규명하면 충격 횡압력 효과를 고려한 선체보강판 구조설계시의 설계기준으로 설정할 수 있으리라 사료된다.

참 고 문 헌

[1] Jones, N., "Structural impact", Cambridge University Press, 1989.

[2] Chuang, S. L., "Experiments on flat-bottom slamming", Journal of Ship Research, Vol. 10, No. 1, pp. 10-17, 1966.

[3] Jones, N., Uran, T. O. and Tekin, S. A., "The dynamic plastic behavior of fully clamped rectangular plates", International Journal of Solids and Structures, Vol. 6, pp. 1499-1512, 1970.

[4] Mori, K., "Response of the bottom plate of high speed crafts under impulsive water pressure", Journal of the Society of Naval Architects of Japan, Vol. 142, pp. 297-305, 1976.

[5] Wierzbicki, T., Chryssostomidis, D. and Wiernicki, C., "Rupture analysis of ship plating due to hydrodynamic wave impact", Proceedings of Ship Technology and Research (STAR) Symposium, SNAME, Arlington, Va., 1984.

[6] Caridis, P. A. and Stefanou, M., "Dynamic elastic / viscoplastic response of hull plating subjected to hydrodynamic wave impact", Journal of Ship Research, Vol. 41, No. 2, pp. 130-146, 1997.

[7] 김경수, 박준범, "충격하중을 받는 구조부재의 탄소성 파괴해석 프로그램 개발", 대한조선학회 논문집, 제35권, 제1호, pp. 61-71, 1998.

[8] 최호웅, 신종계, "충격하중을 받는 외팔보의 동적 강소성 응답", 대한조선학회 논문집, 제35권, 제1호, pp. 72-79, 1998.

[9] STARDYNE, User's Manual, Rev. 4.4, Research Engineers, Inc., 1996.

[10] Chan, E. S. and Melville, W. K., "Plunging wave forces on surface piecing structures", Proceedings of the 6th Offshore Mechanics and Arctic Engineering Conference, Houston, Texas, Vol. 2, pp. 61-72, 1987.

[11] Keil, A. H., "Problems of plasticity in naval structures: Explosive and impact loading", Proceedings of the 2nd Symposium on Naval Structural Mechanics, Edited by E. H. Lee and P. S. Symonds, 1960.

[12] Kawakami, M., "Wave impact on forebody of ship", Bulletin of the Society of Naval Architects of Japan, No. 524, pp. 17-27, 1973.

[13] Ochi, M. K., "Ship slamming-hydrodynamic impact between waves and ship bottom forward", Fluid-Solid Interaction, ASME, Edited by Greenspon, J. E., pp. 223-240, 1967.

[14] Wheaton, J. W., Kano, C. H., Diamant, P. T. and Bailey, F. C., "Analysis of slamming data from the S. S. Wolverine State", Ship Structure Committee, Report No. SSC-210, 1970.

[15] Lewison, G. and Maclean, W. M., "On the cushioning of water impact by entrapped air", Journal of Ship Research, Vol. 12, No. 2, pp. 116-130, 1968.

[16] Verhagen, J. H. G., "The impact of a flat plate on a water surface", Journal of Ship Research, Vol. 11, No, 4, pp. 211-223, 1967.

[17] Sawczuk, A., "Large deflections of rigid-plastic plates", Proceedings of the 11th International Congress of Applied Mechanics, pp. 224-228, 1964.

[18] Paik, J. K. and T. Wierzbicki, "A benchmark study on crushing and cutting of plated structures", Journal of Ship Research, Vol. 41, No. 2, pp. 147-160, 1997.

[19] Perrone, N. and Bhadra, P., "Simplified large deflection mode solution for impulsively loaded, viscoplastic, circular membranes", Journal of Applied Mechanics, Vol. 51, pp. 505-509, 1984.

[20] Cowper, G. R. and Symonds, P. S., "Strain hardening and strain-rate effects in the impact loading of cantilever beams", Brown University Division of Applied Mathematics

Report No. 28, September 1957.
[21] Jones, N., "Some remarks on the strain-rate sensitive behaviour of shells", Problems of Plasticity, ed. A. Sawczuk, Noordhoff, Groningen, Vol. 2, pp. 403-407, 1974.
[22] Young, A. G., "Ship plating loaded beyond the elastic limit", Transactions of the Institution of Naval Architects, Vol. 101, pp. 143-162, 1959.