
 論 文

大韓造船學會論文集
 第 35 卷 第 2 號 1998年 5月
 Journal of the Society of
 Naval Architects of Korea
 Vol. 35, No. 2, May 1998

침수시 산적화물선 파형 횡격벽 붕괴강도해석 전용 유한요소 프로그램 개발

백점기*, 김성근**

A Special Purpose FE Program for the Collapse Strength Analysis of Bulk Carrier Corrugated Bulkheads Subject to Accidental Flooding

by

Jeom Kee Paik* and Sung Geun Kim**

요 약

최근 산적화물선의 빈번한 침몰사고 발생과 함께 산적화물선의 구조안전성 확보문제가 관심의 대상이 되고 있으며, IMO, 각국 선급협회를 중심으로 구조강도 강화작업이 진행되고 있다. 특히 IMO에서는 산적화물선 침몰사고의 주요 원인중의 하나로 지적되어 온 침수시 파형 횡격벽의 붕괴문제를 방지하기 위해 신조선밖뿐만 아니라 기존선박에 대해서도 파형 횡격벽을 보강하도록 하는 규정의 제정을 서두르고 있다. 이 문제와 관련하여 보다 근본적으로는 파형 횡격벽의 최종붕괴강도 평가방법이 확립되어 있지 않은 문제점이 있다. 본 연구에서는 탄소성 대변형 유한요소 해석 기법을 적용하여 파형 횡격벽의 붕괴강도를 계산하기 위한 전용 프로그램을 개발하였으며, 구조 모형실험 결과와의 비교를 통하여 개발한 프로그램의 정도와 유용성을 검증하였다.

Abstract

Due to the collapse of corrugated bulkheads subject to accidental flooding which is thought to be a primary cause of bulk carrier losses International Maritime Organization (IMO), the International Association of Classification Societies (IACS) and the leading classification societies are taking a growing concern for the structural safety of corrugated bulkheads of bulk carriers. To prevent progressive collapse of corrugated bulkhead in flooded condition, particularly of forward cargo hold, they try to make rules which require reinforcement of

발 표 : 1997년 대한조선학회 추계연구 발표회 ('97. 11. 13)

접수일자 : 1997년 12월 12일, 재접수일자: 1998년 5월 7일

* 정회원, 부산대학교 조선해양공학과 교수, 기계기술연구소 선체구조역학 연구실장

** 학생회원, 부산대학교 조선해양공학과, 석사과정

corrugated bulkhead structure. However, we are still confronted with the urgent problem of more accurate and efficient ultimate strength assessment for corrugated bulkheads. This paper develops a special purpose nonlinear FE program for analyzing progressive collapse behavior of corrugated bulkheads subject to lateral pressure loads. As verification examples, the program is applied to collapse strength analysis of steel corrugated bulkhead test model.

1. 서 언

1980년 초부터 1990년대 중반까지 150척 이상의 대형 산적화물선이 침몰하여 1,200명 이상의 인명손실을 초래하였으며 [1], 이들 선박 중 20여 척은 행방불명된 것이다. 국제해사기구와 각국 선급에서는 이들 사고의 원인 분석과 사고 방지대책을 수립하기 위해 많은 노력을 경주해 오고 있다.

이들 해난사고의 주요 원인은 크게 다음의 세 가지로 분류할 수 있다. 즉,

- 생존부력의 상실
- 선각거더의 붕괴
- 복원성의 상실

Arvin과 Spence [2]의 조사에 의하면 침몰한 선박은 선령이 15년 이상된 것이 대부분이었으며, 특히 이들 중 몇몇은 선체에 심각한 부식 또는 피로에 의한 균열 등의 구조손상이 발견되었고, 심지어 부분적으로 구조가 떨어져 나간 경우도 있었다. 또한 사고선박의 80% 이상은 철광석과 같이 비중이 큰 화물을 수송하는 도중에 사고를 당하였다.

과도한 부식 또는 피로균열 등의 구조손상을 가지고 있는 노후된 산적화물선이 철광석과 같은 비중이 큰 화물을 수송할 때 황천시 횡요 운동에 의한 고체 화물의 쓸림에 의해 선체에 손상이 발생할 가능성이 높다. 이는 화물창으로 해수가 유입되는 원인이 될 수 있으며, 그 결과 만재 상태의 선박이 생존 부력을 잃고 침몰하게 될 가능성이 높다.

비록 구획침수 직후에 선박이 침몰하지 않았다 하더라도 유입된 해수는 작용하중을 증폭시킴으로

서 큰 횡압력의 작용에 의해 횡격벽을 붕괴시킬 가능성이 있으며, 횡격벽의 연쇄적인 붕괴에 의해 선박이 침몰할 가능성이 높다. 실제로 산적화물선 침몰사고에 대한 가장 유력한 시나리오중의 하나는 침수에 의해 과도한 횡압력의 작용으로 횡격벽 구조가 연쇄적으로 붕괴하는 것이다 [1].

횡격벽에는 보통 유체 정역학적인 횡압력과 전단력이 작용하게 되는데, 횡압력 성분은 적재화물에 의한 압력과 함께 구획침수나 pitch 운동에 의해 더욱 증폭된다. 또한, 비중이 큰 화물을 수송하는 산적화물선에서 일반적으로 적용하고 있는 격창적재 하에서는 횡격벽이 위치한 선체 횡단면에 큰 전단력이 작용하게 된다.

과도한 하중의 작용 및 손상된 선각의 잔류강도 저하로 인하여 선각은 붕괴하여 파단될 수 있으며 [3], 또한 황천에서 구획침수된 선박은 복원성을 잃고 전복될 수 있다 [4].

전통적으로 선급에서 제시하고 있는 구조설계규칙은 간단한 소성수정을 가한 구조요소의 탄성 좌굴강도에 기초하여 개발되어 왔다. 그러나 구조물이 제기능을 더 이상 수행할 수 없는 상태, 즉 최종강도가 진정한 최종 한계상태를 정의해 주기 때문에 구조 안전성 평가뿐만 아니라 구조설계를 위하여 기존의 탄성 좌굴강도에 비해 보다 합리적인 기준이 된다 [5]. 따라서, 최근에 각국 선급협회의 설계규칙도 최종강도 설계개념을 도입하는 추세에 있다 [6].

ILLC (International Load Line Convention)에 따르면 "횡격벽은 화물창이 갑자기 침수되었을 때 각 화물창의 연쇄적인 침수현상을 방지하기 위해 설치된 것이다" 라고 정의하고 있다. 그러나 선급에서 제시되고 있는 전통적인 설계지침은 건전상태에서 유체 정역학적 하중 (공칭 횡수압)을 사용

하여 구조치수를 결정하여 왔다. 전술한 바와 같이 파형 횡격벽의 붕괴와 연쇄적인 침수가 산적화물선 침몰사고의 주요한 원인이므로 최근에 각국 선급들은 설계와 장기간의 보수 유지에 있어 안전성의 기준을 개선하기 위한 노력을 경주하고 있다 [7, 8, 9]. 이 같은 측면에서 횡격벽이 침수상태에 놓이더라도 연쇄적인 침수가 생기지 않도록 충분한 강도를 가지도록 설계할 필요가 있다.

Paik 등 [10]은 파형 횡격벽구조가 유체 정역학적 횡압력, 전단력 또는 이들의 조합하중을 받을 때 파형횡격벽 구조의 붕괴 메커니즘을 분석하기 위해 파형각도, 판두께 및 하중조건을 변화시켜 가면서 붕괴실험을 수행한 바 있다.

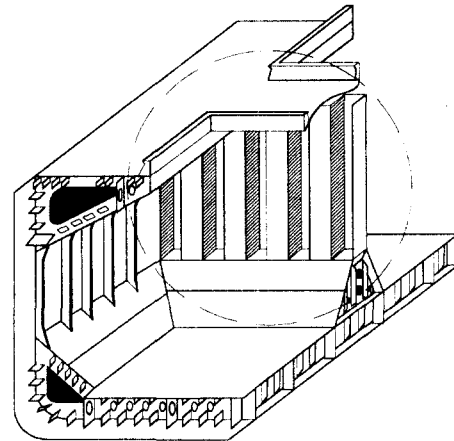
본 연구에서는 탄소성 대변형 유한요소 해석기법을 적용하고 파형 횡격벽의 구조 모델링을 자동화 시켜 파형 횡격벽의 붕괴강도를 효율적으로 계산하기 위한 전용 프로그램 CORBHD/FEM을 개발하였으며, Paik 등 [10]이 수행한 구조 모형실험 결과와의 비교를 통하여 개발한 프로그램의 정도와 유용성을 검증하였다.

2. 탄소성 대변형 유한요소해석 이론

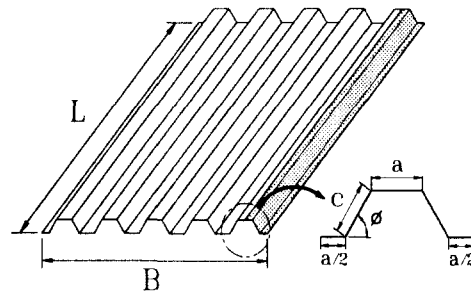
Paik과 Kim [11]은 초기결함을 가진 판이 최종 강도에 도달하기까지 나타내는 탄소성 대변형 거동을 해석하기 위하여 단순화된 유한요소 해석이론을 정식화한 바 있으며, 본 연구에서는 기본적으로 이들의 해석이론을 적용한다.

유한요소는 4개의 절점을 가진 사각형 판요소로서 면의 뿐만 아니라 면내의 대변형 거동에 의한 기하학적 비선형성의 효과도 고려하였다. 또한 요소의 소성거동에 대한 취급은 소성절점법 [12, 13]을 적용하여 판두께방향의 소성영역을 일일이 고려하는 대신에 판두께방향의 중앙부에 생성되는 소성절점에 집약시켜 나타내는 방법으로 단순화하며, 그 결과 요소의 탄소성 강성행렬은 판두께방향의 수치적분을 수행할 필요없이 간단한 행렬연산만으로 얻어지기 때문에 기존의 유한요소법에 비해 상당한 수치계산 시간의 절약이 가능하다.

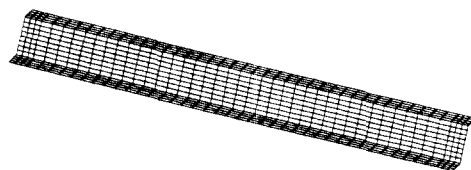
일반적으로 침수에 의한 파형 횡격벽의 연쇄적



(a) Corrugated transverse bulkhead in cargo hold of actual bulk carrier



(b) Nomenclature of a corrugated bulkhead structure model



(c) A half pitch of corrugation

Fig. 1 Extents of the analysis

인 붕괴는 파형판 또는 파형격벽과 주변 구조간의 접합부에서의 파단에 의해 발생한다. 따라서, 횡압력의 증가에 따른 파단의 발생에 관한 정보를 얻는 것이 필요하다. 본 프로그램에서는 각 유한요소내의 누적된 등가 소성 변형률이 사전에 설정된 재료의 한계 파단 변형률에 도달하면 파단이 발생한다고 가정하여 파단 발생 상황을 분석하고 있다. 해석이론의 상세한 설명은 참고문헌 [11]에 있으므로 여기서는 생략한다.

3. 파형격벽의 유한요소 모델링

Fig. 1은 본 연구에서 해석대상으로 하는 1/2 피치 파형보의 유한요소 모델링 과정을 보여주고 있다. Fig. 1(a)는 실제 산적화물선의 화물창내 파형 횡격벽구조를 나타내고 있다. Fig. 1(b)는 Paik 등 [10]이 구조 모형실험에서 사용한 5개의 연속 파형구조요소를 갖는 시험체의 치수를 정의하고 있다. 여기서 L , B 는 파형격벽 시험체의 길이와 폭이고 a 및 c 는 단일 파형구조요소의 플랜지 및 웨브폭이며 ϕ 는 파형각도를 나타낸다.

Caldwell [14]은 알루미늄 합금재 및 연강재 연속 파형격벽구조에 대하여 횡수압 붕괴실험을 수행한 바 있다. 실험결과 각 파형구조요소의 수직방향의 처짐량은 바깥쪽 가장자리 부근의 파형구조요소를 제외하고는 거의 일정하다는 것을 알 수 있었다. 따라서 파형격벽의 단부조건이 동일하다는 가정하에서 파형격벽 전체의 거동을 중앙부 한 개의 파형구조요소의 거동으로 대표시킬 수 있다는 결론을 얻었다. 이 결론은 Paik 등 [10]의 실험에서도 확인된 바 있다.

본 연구에서는 단일 파형구조요소 중에서 Fig. 1(c)에 제시한 바와 같이 반 파형보만을 모델링하여 수치해석을 수행하였다. 4개의 절점으로 이루어진 8개의 직사각형 판요소가 웨브와 플랜지를 구성하고 있다. 또한 해석모델은 갑판 또는 선저의 주변 구조부재와 접하는 부위에서 좀 더 요소를 세밀하게 하였으며, 길이방향으로 총 43개의 요소로 구성하였다.

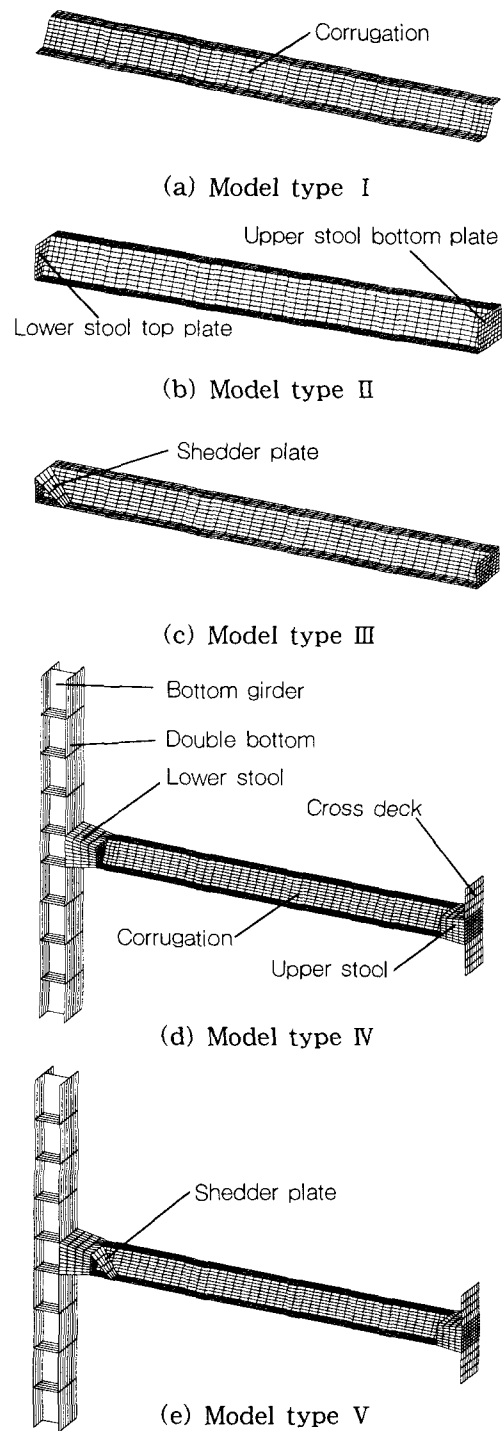


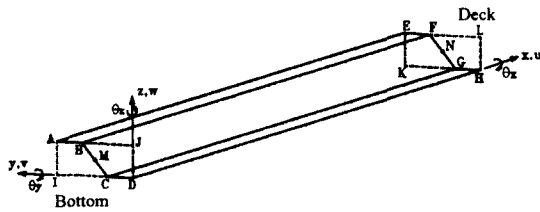
Fig. 2 CORBHD/FEM model types

3.1 해석범위

일반적으로 실제 선박의 파형격벽은 Fig. 1(a)에 나타난 바와 같이 파형격벽의 강도와 강성 및 붕괴거동에 영향을 미치는 이중저 및 갑판과 같은 주변 구조와 접합되어 있다. 따라서 본 프로그램에서는 단순히 파형격벽만이 아니라 상부스틀과 하부스틀, 이중저와 갑판 그리고 shedder 판과 같은 주변 구조의 영향을 단계별로 고려할 수 있도록 Fig. 2와 같이 5가지 Model type을 마련해 두었다.

3.2 경계조건

파형격벽의 단부 구속조건은 주변 구조부재의



Edges to be restrained	Restrained displacement
DH, AE	$v = \theta_x = \theta_z = 0$
ABCD, EFGH	$v = w = \theta_x = \theta_y = \theta_z = 0$
AI, IC, BJ, JD, EK, KG, FL, LH	$v = w = \theta_x = \theta_y = \theta_z = 0$
M	$u = 0$

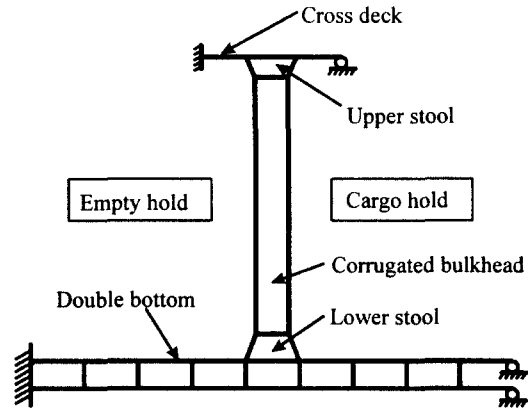
(a) Both ends are clamped

Edges to be restrained	Restrained displacement
DH, AE	$v = \theta_x = \theta_z = 0$
ABCD	$v = w = \theta_x = \theta_y = \theta_z = 0$
EFGH	$v = w = \theta_x = \theta_z = 0$
AI, IC, BJ, JD	$v = w = \theta_x = \theta_y = \theta_z = 0$
EK, KG, FL, LH	$v = w = \theta_x = \theta_z = 0$
M	$u = 0$

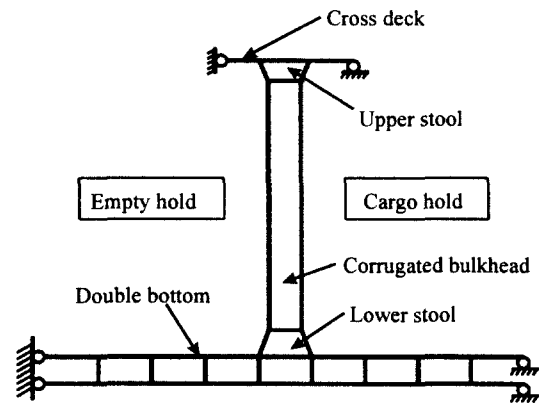
(b) Clamped at lower stool end and simply supported at upper stool end

Edges to be restrained	Restrained displacement
DH, AE	$v = \theta_x = \theta_z = 0$
ABCD, EFGH	$v = w = \theta_x = \theta_z = 0$
AI, IC, BJ, JD, EK, KG, FL, LH	$v = w = \theta_x = \theta_z = 0$
M	$u = 0$

(c) Both ends are simply supported



(d) Rotational restraints of adjoining structures (Clamped at center of cargo hold)



(e) Rotational restraints of adjoining structures (Simply supported at center of cargo hold)

Fig. 3 Boundary conditions

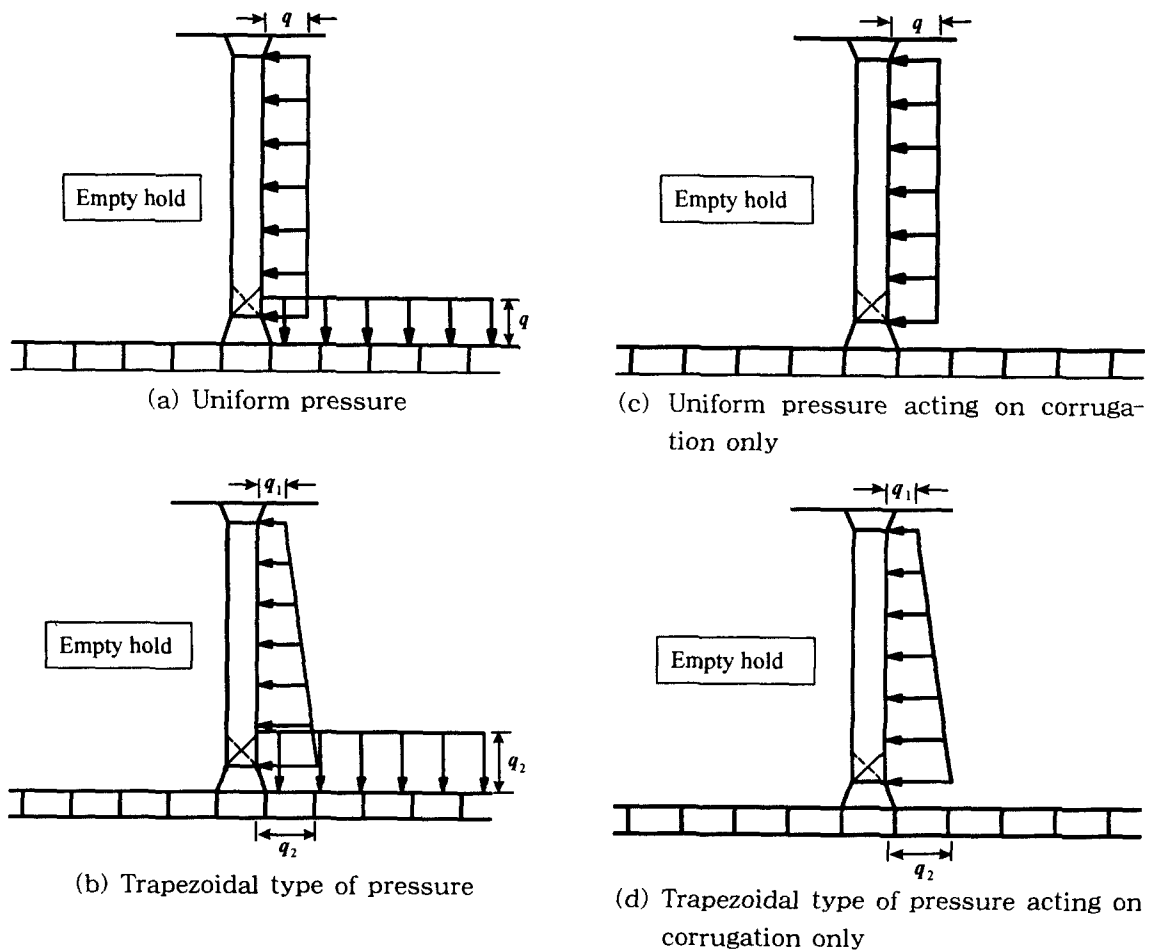


Fig. 4 Load conditions

비틀림에 대한 저항 정도에 의존한다. 만약 주변 구조부재의 비틀림 강성이 매우 작다면 단부 조건은 단순지지로 취급될 수 있을 것이다. 반면에 비틀림 강성이 매우 크다면 이는 고정상태로 취급될 수 있을 것이다.

실제 선박의 파형격벽의 경우 이중저 및 갑판과 같은 주변 구조와 접합되어 유한의 회전구속이 존재하게 되므로, 파형격벽의 최종강도 해석시에 단부 회전구속을 0 또는 무한히 큰 값으로 하는 단순지거나 고정조건이 결코 될 수 없다. 따라서 파형격벽의 최종강도 해석시에 단순히 파형격벽의

양단을 단순지거나 고정으로 가정하여 해석하기 보다는 파형격벽과 주변 구조간의 경계조건을 정확히 고려해서 평가하는 것이 중요하다. 본 프로그램에서는 Fig. 3과 같은 5가지 경계조건을 마련하여 사용자가 보다 높은 정도의 해석결과를 얻을 수 있도록 하였다.

3.3 하중조건

선박의 화물창내 적재화물과 침수시 유입된 해수는 작용하중을 증폭시킴으로서 파형격벽을 붕괴시킬 가능성이 있다. 본 프로그램에서는 파형 횡

격벽에 작용하는 정적 횡압력을 해당 절점에 있어서의 등가 절점력으로 고려하여 각 하중스텝마다 미소증분시킨다. Fig. 4에서는 프로그램에서 사용 가능한 4종류의 하중조건을 제시하고 있다. Fig. 4(a)는 파형 횡격벽 및 내저판에 작용하는 횡하중과 수직하중의 크기가 일정한 반면, Fig. 4(b)는 횡하중의 크기가 파형격벽의 아래로 갈수록 증가하며 내저판에 작용하는 수직하중이 파형격벽의 가장 낮은 부위에 작용하는 최대 횡하중과 같은 크기임을 보여준다. 또한 Fig. 4(c) 및 Fig. 4(d)와 같이 파형격벽에만 횡압력이 작용하는 하중조건도 제시하고 있다. 실제 선박의 경우 화물창내 적재화물에 의한 횡하중 및 수직하중의 분포는 Fig. 4(b)와 같은 형태가 될 것이다.

4. 수치해석에 및 고찰

Paik 등 [10]은 판두께 및 파형각도를 변화시키면서 9개의 연강재 파형격벽 모형 시험체에 대하여 붕괴 후에 이르기까지 실험을 수행하였다. Fig. 5는 구조 모형실험에 사용된 장치를 보여주고 있다. 공기압축기를 이용하여 탱크의 윗부분에 설치한 밸브를 통하여 압축공기를 탱크내 고무튜브로 불어 넣어 시험체에 균일분포 횡압력을 가하였다. 또한 실험중 시험체의 처짐량을 계측하기 위하여 압축탱크 하부에 변위계를 설치하였다.

시험체는 주변이 직선을 유지하면서 단순지지 조건이 되도록 하였으며, 이를 위해 Fig. 6에 보여주는 바와 같이 강체대판을 시험체의 횡방향 단부에 따라 평행하게 용접하여 강체프레임 사이에 끼워넣었다. 또한 파형격벽의 양쪽단부에는 횡단면이 평면을 유지하고, 지지부재와의 접촉을 위해 판재를 용접으로 부착하였다. 단부의 한쪽은 Fig. 5의 강체벽에 다른쪽 단부는 강체프레임에 볼트로 연결시켰다.

본 연구에서는 이들 시험체 가운데 Fig. 7에 나타난 파형판두께 1.6 mm이며 파형각도 90°를 가지는 모형시험체 P90-3의 경우에 대해 수치해석을 수행하였다. Fig. 8은 시험체의 횡압력하중 2 실험 후 파괴형상을 보여주고 있다. 시험체의 중

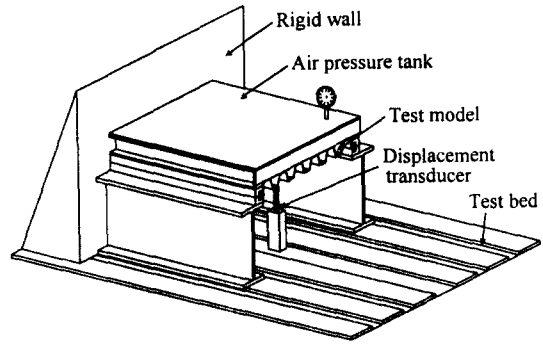


Fig. 5 Apparatus for collapse testing of the corrugated bulkhead models

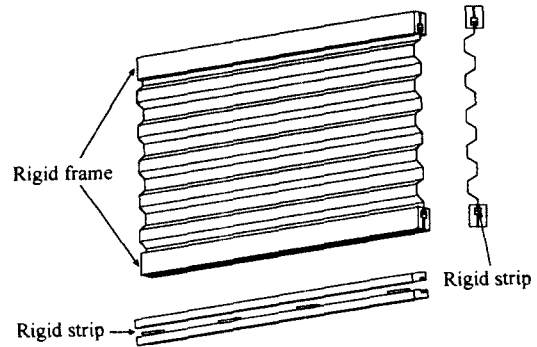


Fig. 6 Boundary condition of the test models at side edges

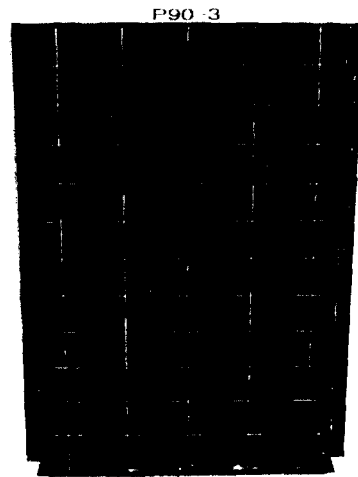


Fig. 7 Corrugated bulkhead test model P90-3 [10]

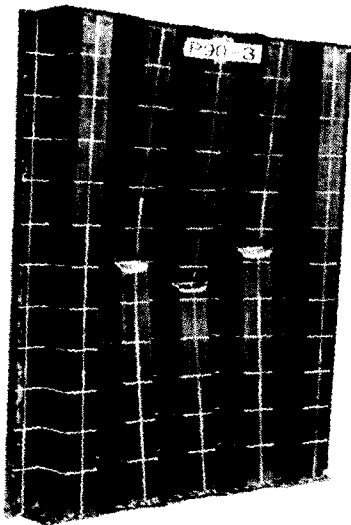


Fig. 8 Corrugated bulkhead test model P90-3 after collapse test under lateral static pressure [10]

양점에서 최대변형이 발생하였으며 압축을 받는 위쪽 플랜지 부분에서 좌굴이 발생하였다. 전술한 3.1절의 해석범위 가운데 Fig. 2(b)와 Fig. 2(e)에 나타낸 Model type II 와 Model type V의 2가지를 해석대상으로 하였다. 경계조건으로는 Model type II의 경우에 Fig. 3(c)와 같이 양단 단순지지를 적용하였고, 실제 선박의 파형격벽과 같이 주변 구조의 영향을 고려한 Model type V의 경우에는 Fig. 3(e)와 같이 화물창의 선저 중앙부를 단순지지시켰다.

화물창내 적재화물에 의해 하중분포는 사실상 Fig. 4(b)와 같이 되겠지만, 압축공기를 이용하여 균일분포의 횡압력을 가한 실험결과와 비교하기 위하여 수치해석에서는 실험시 하중조건과 마찬가지로 Fig. 4(c)처럼 파형격벽에 균일 횡압력을 적용하여 미소증분시켰다.

본 프로그램은 하중증분 방법으로 두 가지 모드를 사용할 수 있다. 한 가지는 각 하중단계에서 가장 높은 응력을 받는 절점을 반복시키는데 필요한 최소의 하중증분을 가하는 것이며, 또 하나는 모든 하중단계에서 일정한 하중 증분량을 적용하

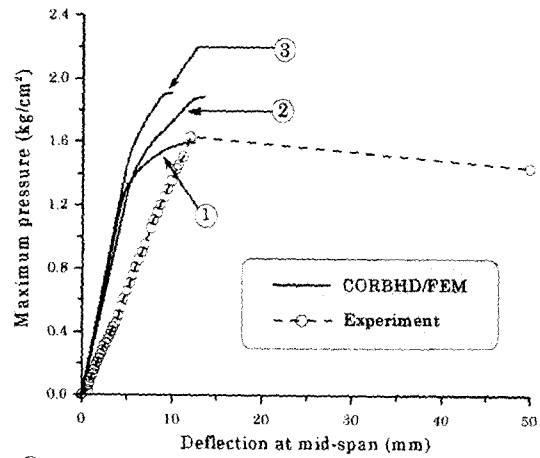


Fig. 9 Average pressure load versus deflection at mid-span
 ①: Model type II with simply supported condition at both ends
 ②: Model type V with light adjoining structures
 ③: Model type V with heavy adjoining structures

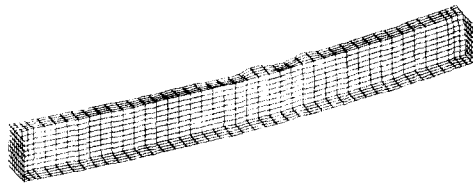
Fig. 9 Average pressure load versus deflection at mid-span

는 방법이다. 본 해석에서는 Model type II의 경우에는 전자의 방법을 Model type V의 경우에는 후자의 방법을 적용하였다.

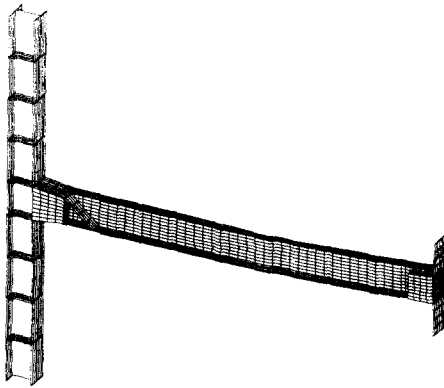
Fig. 9는 평균압력 증분에 따른 파형격벽 중앙부의 처짐량을 본 프로그램 해석결과와 모형 실험 결과를 비교하여 보여주고 있다.

수치해석은 Fig. 9에 나타난 바와 같이 3종류에 대해 수행하였다. 해석 ①은 파형격벽의 양단에서의 처짐변형이 발생하지 않고 처짐에 대한 회전구속이 없는 양단 단순지지로 가정하여 계산한 것이며, 해석 ②는 파형격벽의 양단에 파형판의 두께와 똑같은 상·하부스틀 그리고 이중저 및 갑판 같은 주변 구조가 접합되어 있다고 가정하여 해석을 수행하였다. 그러나 실제 선박의 경우 갑판 및 이중저가 파형격벽보다 훨씬 두껍기 때문에 해석 ③은 갑판 및 이중저의 판두께를 파형판보다 50% 증가시켜 해석하였다.

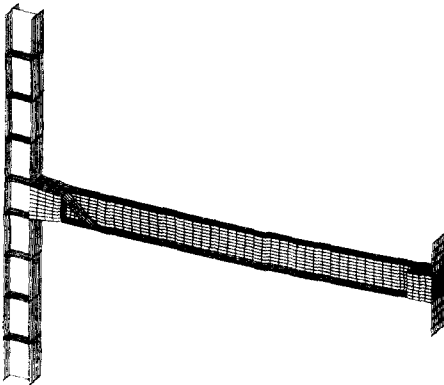
해석 ②와 ③은 파형격벽의 붕괴거동을 해석함에 있어 파형격벽의 양단 경계조건은 주변 구조에 의해 크게 좌우될 수 있기 때문에 주변 구조가 파형격벽의 붕괴강도에 미치는 영향을 고찰하기 위



(a) Deformed shape of the Model type II



(b) Deformed shape of the Model type V with light adjoining structures



(c) Deformed shape of the Model type V with heavy adjoining structures

Fig. 10 Deformed shape of the model P90-3 in the collapse state

해 수행되었다.

Fig. 10은 횡압력 작용하에서 파형격벽이 붕괴한 직후의 변형된 형상을 보여준다. Fig. 8의 실험 후 파괴형상과 마찬가지로 굽힘에 의해 압축을 받는 위쪽 플랜지부가 압축좌굴하고 인장을 받는 아래쪽 플랜지가 소성항복하여 최종강도에 도달하였다. 또한 해석결과 주변 구조를 포함한 경우에는 주변 구조에도 소성변형이 발생하였음을 알 수 있었다.

우선 Fig. 9는 모형실험의 경계조건과 같은 양단 단순지지의 경우 (해석 ①)에 실험결과와 비교하여 실용적으로 높은 정도의 해석결과를 보여주고 있다.

굽힘강성에 있어 실험결과와 수치해석결과가 차이가 나는 것은 실험에서 파형격벽의 양단 근방에서도 처짐이 다소 발생하였으며, 그 결과 파형판 중앙부의 전체 처짐이 크게 발생하는데 그 원인이 있다고 판단된다. 그러나 최종 붕괴강도 계산값은 실험결과와 잘 일치하고 있다. 또한 주변 구조가 접합되어 있는 경우에는 주변 구조의 치수설정에 따라 파형격벽의 강성 및 강도가 크게 달라지고 있음을 알 수 있다. 주변 구조의 부재치수를 파형격벽과 동일하게 설정한 경우 (해석 ②)의 결과는 단순지지 조건에 비해 강도는 높지만 강성은 더 낮게 평가되었다. 이는 실제 선박과는 달리 주변 구조의 작은 치수설정으로 처짐변형 및 회전구속이 없는 단순지지 조건에 비해 회전구속도는 어느 정도 증가하였으나 파형격벽 양단에서의 처짐변형이 추가적으로 발생함으로써 (단순지지 조건에서는 양단에서의 처짐이 발생하지 않는다고 가정하고 있음) 결과적으로는 주변 구조를 포함시켜 계산한 경우의 강성이 더 낮게 나타난 것이다. 주변 구조부재의 판두께를 50% 증가시킨 경우 (해석 ③) 파형격벽의 굽힘강성 및 붕괴강도는 양단 단순지지 조건에 비해 증가하였다.

본 해석결과로부터 주변 구조는 파형격벽의 강성 및 강도에 심각한 영향을 미칠 수 있다는 것을 알 수 있었다.

실제 선박의 파형격벽 단부는 단순지지나 고정 이 아니라 유한의 회전 및 처짐변형 구속을 가지

고 있다. 본 해석결과로부터 주변 구조가 횡압력을 받는 파형격벽의 붕괴강도에 큰 영향을 미친다는 것은 분명하다. 따라서 파형격벽의 최종강도 해석에 있어서 파형격벽과 주변 구조간의 경계조건을 정확히 고려하여 평가하는 것이 매우 중요하며, 이와 같은 관점에서 본 연구에서 개발한 CORBHD/FEM 프로그램을 유용하게 적용할 수 있을 것이다.

5. 결 언

본 연구에서는 횡압력을 받는 파형격벽의 붕괴 거동을 해석하기 위한 전용 프로그램 CORBHD/FEM을 개발하였으며, 이 프로그램의 사용상 이점으로는 다음을 들 수 있다.

(1) 사용자는 파형격벽의 해석범위를 지정하고 주요치수 및 재료 특성치만을 입력하면 대상구조물의 유한요소 모델링이 자동적으로 프로그램에서 수행된다. 즉, 유한요소 구조해석 모델링과정이 극히 간단하다.

(2) 본 프로그램은 간이화된 비선형 유한요소법을 적용하여 짧은 계산시간 내에 비교적 높은 정도의 해를 얻을 수 있다.

(3) 횡압력의 증가에 따른 파형격벽의 수직굽힘 모멘트의 변화와 연성파괴 (파단) 발생시점과 같은 파형격벽의 붕괴거동 전반에 관한 다양한 정보를 얻을 수 있다.

본 프로그램을 적용한 유한요소 해석결과와 파형격벽 모형실험 결과를 비교함으로써 본 프로그램이 정도 높은 해를 제공하고 있음을 알 수 있었다. 또한, 해석범위를 주변 구조를 포함한 모델로 확장할 수 있도록 함으로써 파형격벽과 주변 구조간의 경계조건을 보다 정확하게 고려할 수 있도록 하였다.

현재 본 프로그램을 적용하여 실제 산적화물선의 파형 횡격벽의 붕괴강도와 이에 대한 주변 구

조의 영향을 분석 중에 있으며, 추후 그 결과를 발표할 예정이다.

참 고 문 헌

- [1] RINA, "Derbyshire -The search, assessment and survey", *The Naval Architect, The Royal Institution of Naval Architects*, pp. 44-48, May 1996.
- [2] Arvin, K. and Spence, N., "The Harland and Wolff new bulk carrier design for improved safety and longevity", *Proc. of Int. Conf. on Tankers and Bulk Carriers -The Way Ahead*, Paper No. 8, RINA, London, December 1992.
- [3] Paik, J.K., "Hull collapse of an aging bulk carrier under combined longitudinal bending and shearing force", *Trans. RINA*, Vol. 136, pp. 217-228, 1994.
- [4] Turan, O. and Vassalos, D., "Dynamic stability assessment of damaged passenger ships", *Trans. RINA*, Vol. 136, pp. 79-104, 1994.
- [5] Paik, J.K., Thayamballi, A.K. and Che, J.S., "Ultimate strength of ship hulls under combined vertical bending, horizontal bending, and shearing forces", *Trans. SNAME*, Vol. 104, pp. 31-59, 1996.
- [6] ABS, "Guide for dynamic based design and evaluation of bulk carrier structures", American Bureau of Shipping, Safehull Project, March 1995.
- [7] 김종현, "선체관련 IACS 통일규칙", *대한조선학회지*, 제 34권, 제 3호, pp. 18-23, 1997년 6월.
- [8] Liu, D., Jan, H.Y., Chen, H.H., Scotto, F.J. and Akiyama, A., "Recent development of design criteria for hull structures of bulk carriers", *Proc. of Int. Symposium on Practical Design of Ships and Mobile Units (PRADS'95)*, Vol. 2, pp. 883-897, Seoul, September 1995.

- [9] Frystock, K. and Spencer, J., "Bulk carrier safety", *Marine Technology*, Vol. 33, No. 4, pp. 309-318, October 1996.
- [10] Paik, J.K., Thayamballi, A.K. and Chun, M.S., "Theoretical and experimental study on the ultimate strength of corrugated bulkheads", *J. of Ship Research*, Vol. 41, No. 4, pp. 301-317, December 1997.
- [11] Paik, J.K. and Kim, C.Y., "A simplified finite element method for the ultimate strength analysis of plates with initial imperfections", *J. of the Society of Naval Architects of Korea*, Vol. 26, No. 1, pp. 24-38, March 1989.
- [12] Ueda, Y., Yao, T. and Fujikubo, M., "Generalization of the plastic hinge method", *J. of the Society of Naval Architects of Japan*, Vol. 146, pp. 307-313, 1979 (in Japanese).
- [13] Ueda, Y. and Yao, T., "The plastic node method: A new method of plastic analysis", *J. of Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, Vol. 34, No. 1-3, pp. 1089-1104, 1982.
- [14] Caldwell J. B., "The strength of corrugated plating for ships", *Trans. RINA*, Vol. 97, pp. 495-522, 1955.