

大韓造船學會論文集
 第28卷 第1號 1991年 4月
 Transactions of the Society of
 Naval Architects of Korea
 Vol. 28, No. 1, April 1991

理想化 構造要素法에 의한 坐礁時 二重底 構造의 손상 및 強度 解析

白点基*, 金昌烈*

Strength Analysis of Double Bottom Structures in Stranding by Idealized Structural Unit Method by

Jeom K. Paik* and Chang Y. Kim*

要 約

본 연구에서는 理想化構造要素法을 적용하여 坐礁時 二重底構造의 損傷 및 強度를 효율적으로 해석할 수 있는 방법을 개발하였다. 또한 坐礁事故 발생시에 二重底構造의 內底板이 손상을 받지 않기 위해 필요한 최소한의 이중저높이, 즉 有效二重底 높이의 결정법도 제안하였다. 이중저구조모델에 대한 기존의 實驗 및 彈塑性大變形 有限要素解析 결과와 본해석법에 의한 해석결과를 비교하여 본해석법의 精度와 效率性を 확인하였다. 다음으로, 본 해석법을 二重船殼 構造設計概念을 바탕으로 설계된 4만톤급 精油運搬船의 坐礁問題에 적용하여 이중저구조의 垂直部材 간격 및 판두께와 이중저높이 등이 坐礁時 損傷에너지 흡수능력에 미치는 영향을 고찰하였으며, 또한 이들결과를 바탕으로 각 설계인자의 변화에 따른 最小二重底 높이를 계산하였다.

Abstract

In this paper, an efficient method for the analysis of damage and strength of double bottom structure in stranding is described by using idealized structural unit method. Also a procedure for the determination of the effective double bottom height which is required in order to protect the inner-bottom plate is proposed. In the comparison between the present solution and the existing experimental and numerical result in stranding, it is observed that the present method gives reasonable results requiring very short computing times.

The present method is then applied to the double bottom structure of 40K product oil carrier which is

발표 : 1990년도 대한조선학회 추계연구발표회('90. 11. 10)

접수일자 : 1990년 11월 1일 재접수일자 : 1991년 3월 8일

*정회원, 부산대학교 조선공학과

designed by the double skin design concept as an example. By performing the series of analysis, the influence of vertical member space, plate thickness and double bottom height on the energy absorption capacity of the double bottom structure in stranding is investigated. Also the minimum double bottom height with varying each design variable is calculated based on the above result.

1. 序 言

船舶은 일생동안에 일상적인 波浪荷重뿐만 아니라 돌발적인 海難事故로 인하여 발생하는 事故荷重을 받는다. 선박이 만나는 海難事故에는 坐礁, 衝突, 火災, 爆發, 顛覆 등이 있으나, 이들중에서 船體의 構造強度문제에 직접 관련되는 것은 坐礁와 衝突事故이다. 선박이 이같은 海難事故와 만나는 경우, 특히 유조선, LNG/LPG선 등의 위험물운반선에서는 선체의 構造損傷 뿐만 아니라 위험화물의 船外流出로 인하여 해양환경을 오염시킴으로써 심각한 사회적인 문제를 야기시키고 있다.

이같은 海難事故에 대한 방지대책은 運航上 및 構造設計 측면에서 검토해 볼 수 있다. 특히, 構造設計 측면에서는 사전에 海難事故에 대한 선체구조의 손상거동 및 강도특성을 상세히 파악하고 合理的인 設計指針을 확립하여 구조설계를 수행함으로써 일단사고가 발생하더라도 손상을 최소한으로 억제시켜 적재화물의 유출을 방지 내지는 극소화할 수 있는 것이다.

이상의 측면에서 지금까지 坐礁 및 衝突事故에 대한 손상 및 강도해석법에 관한 연구 성과가 다수 보고되어 있다[1, 2]. 그러나, 아직도 이들 海難事故에 대한 선체구조의 손상 및 강도특성에는 규명되지 않은 부분이 많으며, 합리적인 설계지침도 확립되어 있지 않은 실정이다. 더욱이, 최근에는 해양오염방지 대책에 관한 관심고조와 함께 油槽船에 대한 次世代의 구조방식으로 건조수요가 증대되고 있는 二重船體構造(Double Skin Ship Structure)의 安全性評價와 構造設計時에 좌초 및 충돌사고를 고려한 구조설계지침의 확립이 요구되고 있다.

일반적으로, 원자력선 등에서는 원자로격납

용기가 절대로 파손되어서는 안되기 때문에 外板과 內底板의 간격을 매우 크게 함으로써 경제적인 측면에서 비효율적인 특수구조로 되어 있다. 이에 비해 油槽船이나 LNG/LPG선과 같은 일반적인 危險貨物 運搬船의 경우에는 비교적 효율적인 구조로 되어 있으며, 이들은 기본적으로 船底外板, 內底板, Floor 및 Girder 등으로 구성된 格子構造로 되어 있다.

이 분야의 연구는 해난사고에 의한 선체 및 탱크의 손상거동을 사전에 평가함으로써 이들 결과를 바탕으로 二重底構造의 最適構造設計를 수행할 수 있고 좌초 또는 충돌사고시의 구조손상을 가능한한 억제할 수 있게 된다.

二重船體構造를 가진 일반선박의 좌초사고해석시에는 Minorsky[3]가 주안점을 둔 大規模事故(Major Accident)뿐만 아니라 船底外板 또는 船側外板의 파단이 문제시되는 小規模事故(Minor Accident)에 대해서도 상세한 분석과 고찰이 요구된다.

본 연구에서는 선박이 소규모적인 좌초사고와 만났을때 船體二重底構造의 손상 및 損傷에너지 吸收能力을 효율적으로 해석할 수 있는 새로운 해석법을 정식화하여 컴퓨터 프로그램을 개발하고, 이것을 4만톤급 精油運搬船의 二重底構造의 坐礁問題에 적용하여 각종 설계인자를 변화시킨 시리즈해석을 수행하여 좌초강도측면에서의 船體 二重底構造設計時의 기초자료를 제시하며, 坐礁時 有效 二重底 높이의 결정법에 대해서도 고찰한다.

2. 解析理論의 定式化

2.1 坐礁時 船體 二重底構造의 損傷 및 強度特性

船體 二重底構造는 기본적으로 橫 및 縱方向

으로 배치된 Floor와 Girder에 의한 格子構造의 상하부에 각각 內底板과 船底外板이 붙여져 있는 구조이다. 선박은 안개 등의 視界不良, 항로의 誤認, 颱風避航時 등에 坐礁事故와 만날 가능성이 높으며, 그 결과 船體 二重底構造에는 구조손상의 발생과 적재화물의 유출로 인해 해양오염을 야기시킬 우려가 많다.

坐礁事故는 선박의 運航狀態, 바다 및 기상 상태, 해저의 지형 및 지질상태 등에 따라 여러가지 형태로 발생하며, 선박이 받는 손상정도도 각기 다르다. 좌초사고의 분류방법에는 여러가지가 있으나, 이들 중에서 船體 二重底構造에 심각한 손상을 일으키는 사고는 선체가 암초위에 올라앉은 경우(Stranding)인데, Fig.1에는 선박이 암초위에 좌초한 상황을 예시적으로 보이고 있다.

일반적으로 船體 二重底構造가 뾰족한 암초위에 올라 앉았을때의 손상거동은 암초반력의 증가와 함께 처음에는 Floor와 Girder로 둘러싸인 외판 panel에 처짐이 생기기 시작하면서 거의 직선적인 거동을 보이며, panel에 균열이 생겨 파단하게 되면 進入量은 갑자기 증가하지만 하중은 반대로 거의 변화하지 않는다. 이 경향은 암초가 인접한 Floor 및 Girder와 접촉할 때까지 지속되며, 그 이후에는 하중이 다시 증가하다가, Floor와 Girder의 挫屈破損에 의해 進入량은 또다시 급격하게 증가하는 반면 하중은 변화하지 않거나 또는 다소 감소하게 된다. 이같은 거동은 일반적으로 암초가 二重底構造의 內底板에 도달할 때까지 반복적으로 나타난다. 坐礁時 船體 二重底構造의 損傷에 대한 吸收에너지 能力은 위의 荷重-進入量 曲線下的 면적을 적분하여 구하게 되며, 좌초사고에 대한 二重底構造의 安全性·信賴性은 吸收에너지

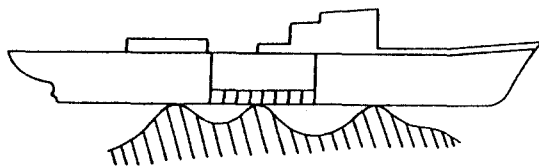


Fig.1 Configuration of a ship in stranding

의 크기를 기준으로 평가할 수 있다.

2.2 船體 二重底構造의 모델링 및 解析理論의 概要

전술한 바와 같이 船體 二重底構造는 Floor, Girder, 선저외판 및 내저판으로 구성된 전형적인 판구조로 되어 있다. 본 연구에서는 理想化構造要素法을 적용하여 좌초사고를 만난 船體 二重底構造의 손상거동을 해석하고자 한다. 따라서, 본 연구에서는 Floor와 Girder를 각각 한개의 理想化板要素로 모델링하며, Floor와 Girder로 둘러싸인 외판 및 내저판의 panel도 각각 한개의 이상화판요소로 모델링한다. 결국, 格子構造모양의 선체 이중구조는 이상화판요소의 집합체로서 모델링하게 된다.

또한, 二重底構造를 구성하는 이들 판요소의 경계는 단순지지 상태에 가깝다고 생각되므로 이상화판요소는 단순지지 경계조건하에서 개발한다. Floor와 Girder는 암초의 집중하중의 작용으로 인하여 剪斷力을 지배적으로 받으며, 부수적으로 축압축력도 가해진다. 이같은 상태하의 판요소는 하중의 증가와 함께 挫屈에 의한 大變形과 降伏에 의한 塑性變形을 일으킨다. 특히, 좌초손상은 그 특성상 극히 큰 변형을 일으키며, 그 결과 판요소의 면내방향의 대변형 영향을 결코 무시할 수 없다.

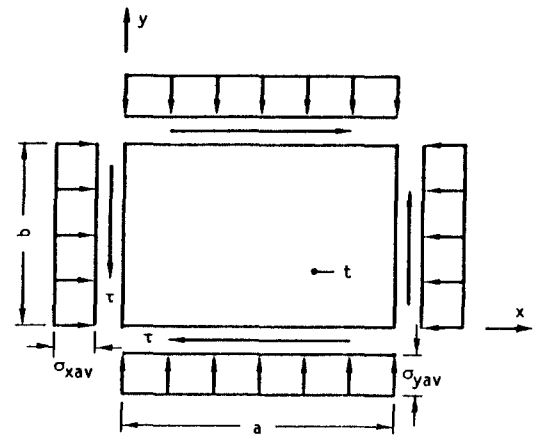


Fig.2 Applied loading condition in the rectangular plate

한편, 뾰족한 압초와 직접 접촉하게 되는 선저외판 panel은 중앙부에서 횡집중하중을 받으며 재질의 특성에 따라 균열이 발생하여 파단한다.

이상의 관점에서 본 연구에서의 이상화판 요소는 Fig.2에 나타내는 바와같이 2축방향 軸力과 剪斷力을 받는 單純支持 境界조건하의 판 요소에 대하여 面外뿐만 아니라 面內方向의 대변형효과도 고려한 幾何學的 非線形성과 소성변형에 의한 材料的 非線形성의 영향을 모두 고려하여 개발한다.

또한, 압초와 직접 접촉하는 船底外板部 panel의 거동은 사전에 해석적인 방법으로 역학적 모델을 정식화하여 두고, 압초반력의 증가에 따른 이중저구조 전체에 대한 실제해석시에는 해당부분의 理想化板要素에 panel의 변형과 강성에 상응하는 효과를 적절히 삽입하여 나타내기로 한다.

이하에서는 본 연구에서 개발한 해석이론을 구체적으로 정식화한다.

2.3 船底外板部 panel舉動의 解析理論

(1) 破斷前 荷重-進入力 關係式의 導出

Fig.3에는 Floor와 Girder에 의해 단순지지된 panel이 중앙부에 橫集中荷重을 받아 변형된 상태를 나타내고 있다. 하중의 증가와 함께 panel은 引張荷重狀態에서 항복하여 塑性 膜應力狀態에 놓이게 된다. panel의 탄성상태에서 생기는 進入量은 panel에 소성막력이 생성된 후의 크기에 비해 극히 작고 일반적으로 무시할 수 있다.

따라서, Fig.3에 나타내는 바와같이 뾰족한 압초가 panel의 중앙에 작용하여 panel이 4개의 平面膜要素로 변형했다고 가정하면 소성상태에 놓인후의 全포텐셜에너지 Φ 는 다음과 같이 계산된다.

$$\Phi = \int (\sigma_F \epsilon_F + \sigma_G \epsilon_G) dvol - PW/2 \tag{1}$$

여기서,

- σ_F : Floor쪽의 塑性 膜要素應力,
- σ_G : Girder쪽의 塑性 膜要素應力,
- ϵ_F : Floor쪽의 塑性 膜要素變形率,

- ϵ_G : Girder쪽의 塑性 膜要素變形率,
- P : 압초에 의한 集中荷重,
- W : 압초의 進入力

식(1)의 우변의 첫째항은 塑性膜力이 형성된 후의 변형거동에 대해 panel의 내부에 저장된 변형에너지이며, 둘째항은 외력포텐셜을 나타내고 있다. 또한, $\int (\cdot) dvol$ 은 panel전체에 대한 체적적분을 의미한다.

식(1)의 塑性 膜要素應力은 동일한 panel의 재료특성상 모두 동일하며 다음과 같이 나타내어진다.

$$\sigma_F = \sigma_G = \sigma_0 \tag{2}$$

여기서, σ_0 : panel의 항복응력

또한, Floor쪽 및 Girder쪽의 변형을 w_F 및 w_G 는 대변형 효과를 고려하면,

$$\begin{aligned} \epsilon_F &= \{1 + (2W/b)^2\}^{1/2} - 1, \\ \epsilon_G &= \{1 + (2W/a)^2\}^{1/2} - 1 \end{aligned} \tag{3}$$

여기서, a, b : 각각 Girder와 Floor의 길이 (Fig.3 참조)

식(2)와 (3)을 식(1)에 대입하고 panel이 4개의 평면막요소로 변형했다고 가정하고 있으므로 이들 모두에 대한 체적적분을 수행한뒤 최소포텐셜에너지 원리를 적용하면 압초에 의한 集中荷重과 進入量의 관계식은 다음과 같이 얻어진다.

$$\begin{aligned} P &= 4\sigma_0 t \{ \{1 + (2W/a)^2\}^{-0.5} b/a \\ &\quad + \{1 + (2W/b)^2\}^{-0.5} a/b \} W \end{aligned} \tag{4}$$

여기서, t : panel의 판두께

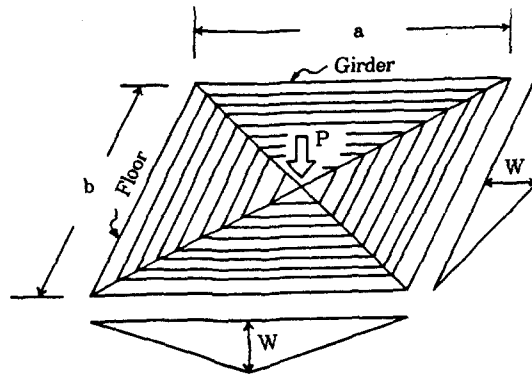


Fig.3 Plastic hinge mechanism of a rectangular plate under concentrated lateral loading

(2) panel의 破斷條件

압초에 의한 집중하중의 증가와 함께 panel의 引張變形率이 임의의 限界變形率 ϵ_c 에 도달하면 panel에 균열이 발생하여 파단하게 된다. 따라서, 식(3)의 ϵ_F 와 ϵ_G 중에서 큰 값이 한계변형률 ϵ_c 보다 커지면 panel은 파단하게 된다.

한편, panel의 파단에 대한 限界變形率은 재료특성에 따라 각기 달라지며, 引張實驗을 수행하여 설정할 수 있다. 일반적으로 재료의 限界變形率 ϵ_c 는 20%정도로 설정하면 실용적으로 충분한 정도의 결과를 얻을 수 있다는 것이 실험적으로 알려져 있으므로(4), 본 연구에서도 panel재료에 대한 인장실험을 직접 수행하지 않는 경우에는 $\epsilon_c=20\%$ 를 한시적으로 채용하기로 한다.

(3) 破斷後 舉動

panel에 균열이 발생하여 파단하게 되면 panel은 외력의 증가에 더 이상 견디지 못하고 進入量은 급격히 증가하게 된다. 따라서, 본 연구에서는 후술하는 바와 같이 압초와 직접 접촉하는 panel이 파단한 후의 理想化板要素의 剛性은 완전히 소멸한다고 가정한다. 또한, 進入量의 증가는 압초가 인접한 Floor 및 Girder와 접촉할 때까지 지속되며, 이것은 압초의 크

기나 형상에 따라 달라진다.

압초의 형상으로는 Fig.4에 나타내는 바와같이 圓錐形 등으로 모델링할 수 있으나, 어느 경우이든 이들의 직경 또는 폭이 인접한 Floor 및 Girder로 둘러싸인 panel의 폭 또는 길이와 동일해 질때까지 압초의 진입은 지속된다. 이때 압초는 파단후 면내 및 면외방향으로 복잡하게 접혀진 panel과 접촉한 상태에서 內底板 쪽으로 순간적으로 진입하게 되므로 압초반력에 대한 저항은 충분하고 하중의 저하는 거의 일어나지 않는다고 볼 수 있다.

따라서, 본 연구에서는 panel이 파단된 후, 압초의 직경 R(Fig.4 참조)이 panel의 폭 또는 길이 중 작은 쪽의 값과 동일해 질때까지 하중의 증감없이 進入量만 증가한다고 생각한다.

한편, Floor와 Girder로 둘러싸인 panel이 정사각형이 아닌 직사각형인 경우에는 Floor와 Girder가 동시에 압초와 접촉하지 않고 먼저 접촉한쪽이 挫屈破損된 후 압초가 더욱 진입한 후에 일정한 시차를 두고 접촉하게 된다. 그러나, 본 연구에서는 해석과정을 간이화하기 위하여 Floor와 Girder는 거의 동시에 압초와 접촉한다고 가정한다.

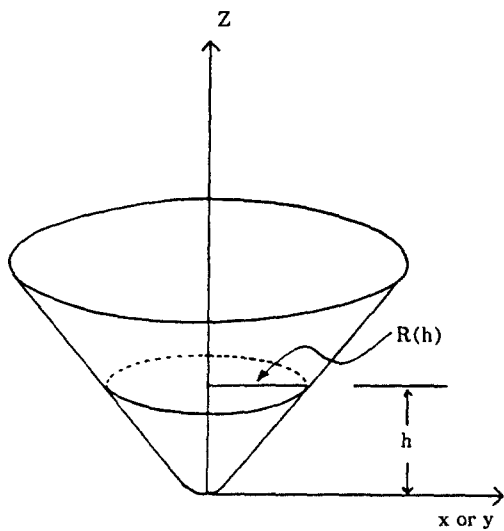


Fig.4 Modified shape of a rock

2.4 坐礁強度 解析을 위한 理想化板要素의 開發

전술한 바와 같이 본 연구에서는 船體 二重底構造의 좌초 손상거동을 理想化構造要素法을 적용하여 해석한다. 이를 위하여 船體 二重底構造를 구성하는 Floor 및 Girder와 이들의 상하부에 붙여져 있는 船底外板 및 內底板을 理想化板要素로 모델링하며, 理想化板要素는 실제구조의 하중조건과 경계조건을 고려하여 사전에 정식화하여 둔다.

특히, 二重底構造의 Floor와 Girder는 압초에 의한 집중하중을 받으면 剪斷力을 지배적으로 받으며, 그 결과 剪斷挫屈이 발생할 가능성이 높다. 또한, 이들 부재는 면외 뿐만 아니라 면내방향으로도 대변형을 일으키고 이것은 부재의 강도와 강성에 큰 영향을 미칠가능성이 높

으므로 高度精密한 非線形構造解析을 위하여 이들의 효과도 고려할 필요가 있다.

(1) 要素의 節点力과 節点變位

理想化板要素의 크기는 일반적인 有限要素에 비해 극히 크고 굽힘강성은 면내강성에 비해 무시할 수 있을 정도로 미소하다. 따라서, 본 연구에서는 판요소 of 굽힘강성을 무시하고 유한요소법에서의 膜要素에서와 같이 3개의 節点自由도를 부여하며, 절점은 요소의 각 모서리 부분에 4개를 설치한다(Fig.5 참조). 따라서, 절점력벡터 {R}과 절점변위벡터{U}는 다음과 같이 된다.

$$\{R\} = \{R_{x1} R_{y1} R_{z1} R_{x2} R_{y2} R_{z2} R_{x3} R_{y3} R_{z3} R_{x4} R_{y4} R_{z4}\}^T$$

$$\{U\} = \{u_1 v_1 w_1 u_2 v_2 w_2 u_3 v_3 w_3 u_4 v_4 w_4\}^T \quad (5)$$

여기서, R_x, R_y, R_z : x, y 및 z방향의 절점력, u, v, w: 각 방향의 절점변위

(2) 變形率-變位 關係

板要素의 면외뿐만 아니라 면내방향의 대변형효과도 고려한 變形率-變位關係式은 다음과 같이 나타내어진다.

$$\epsilon_x = u_{,x} - z w_{,xx} + 1/2\{(u_{,x})^2 + (v_{,x})^2 + (w_{,x})^2\}$$

$$\epsilon_y = v_{,y} - z w_{,yy} + 1/2\{(u_{,y})^2 + (v_{,y})^2 + (w_{,y})^2\}$$

$$\gamma_{xy} = u_{,y} + v_{,x} - 2z w_{,xy} + \{u_{,x} \cdot u_{,y} + v_{,x} \cdot v_{,y} + w_{,x} \cdot w_{,y}\} \quad (6)$$

여기서, ϵ_x, ϵ_y 및 γ_{xy} 는 판요소의 변형을 성분을 나타내며, 식(6)의 우변의 {·}항이 면내 및 면외의 大變形效果를 나타내는 항이다.

절점변위벡터 {U}는 면내방향의 변위성분벡터 {S}와 면외방향의 변위성분벡터 {W}로 분

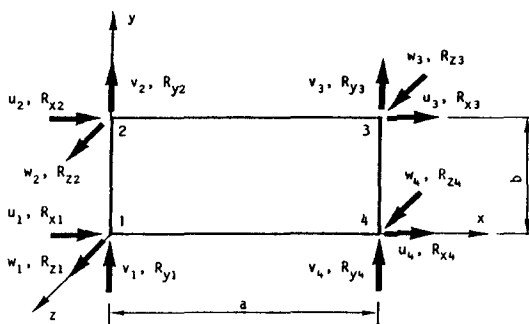


Fig.5 An idealized plate element

류할 수 있다. 따라서, 식(6)을 증분형 행렬로 표시하면 다음과 같이 된다.

$$\{\Delta\epsilon\} = [B_p]\{\Delta S\} - z[B_b]\{\Delta W\} + [C_p][G_p]\{\Delta S\} + [C_b][G_b]\{\Delta W\} + 1/2[\Delta C_p][G_p]\{\Delta S\} + 1/2[\Delta C_b][G_b]\{\Delta W\} \quad (7)$$

여기서,

$$\{\Delta\epsilon\} = \{\Delta\epsilon_x \Delta\epsilon_y \Delta\gamma_{xy}\}^T, \{U\} = \{S \ W\}^T, \{S\} = \{u_1 v_1 u_2 v_2 u_3 v_3 u_4 v_4\}^T, \{W\} = \{w_1 w_2 w_3 w_4\}^T$$

$$[B_p]\{S\} = \{u_{,x} v_{,y} u_{,y} v_{,x}\}^T,$$

$$[B_b]\{W\} = \{w_{,xx} w_{,yy} 2w_{,xy}\}^T,$$

$$[G_p]\{S\} = \{u_{,x} v_{,x} u_{,y} v_{,y}\}^T,$$

$$[G_b]\{W\} = \{w_{,x} w_{,y}\}^T,$$

$$[C_p] = \begin{bmatrix} u_{,x} & v_{,x} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & u_{,y} & v_{,y} \\ u_{,y} & v_{,y} & u_{,x} & v_{,x} \end{bmatrix},$$

$$[C_b] = \begin{bmatrix} w_{,x} & 0 \\ 0 & w_{,y} \\ w_{,y} & w_{,x} \end{bmatrix}$$

(3) 應力-變形率 關係

平面應力 狀態下的 이상화판요소의 平均應力-平均變形率關係式은 다음과 같이 나타내어진다.

$$\{\Delta\sigma\} = [D]\{\Delta\epsilon\} \quad (8)$$

여기서,

$\{\Delta\sigma\} = \{\Delta\sigma_x \Delta\sigma_y \Delta\tau_{xy}\}^T$: 막응력성분의 증분,

[D]: 平均應力-平均變形率 行列

탄성상태하에서 좌굴 등에 의해 처짐이 생기기 전의 이상화판요소의 應力-變形率行列은 다음과 같이 된다.

$$[D] = [D]^E = \frac{E}{1-\nu^2} \begin{bmatrix} 1 & \nu & 0 \\ \nu & 1 & 0 \\ 0 & 0 & (1-\nu)/2 \end{bmatrix} \quad (9)$$

여기서, E=Young률, ν =Poisson비

(4) 變位函數

挫屈前의 平板要素의 경우에는 국부적인 횡방향 처짐이 존재하지 않기 때문에 요소의 변위함수는 面內 및 面外變位 모두에 대해 선형함수로 가정할 수 있다. 즉,

$$u = a_1 + a_2x + a_3y + a_4xy + b_4/2(b^2 - y^2) \quad (10.a)$$

$$v = b_1 + b_2x + b_3y + b_4xy + a_4/2(a^2 - x^2) \quad (10.b)$$

$$w = c_1 + c_2x + c_3y + c_4xy \quad (10.c)$$

식(10.a) 및 (10.b)는 면내변위 u 및 v에 대한 변위함수로서 우변의 마지막항은 요소내의 剪斷變形率이 균일하게 되도록 부가시킨 것이다. 또한, w는 면외방향의 변위함수이다.

(5) 要素의 挫屈前 接線 彈性剛性行列의 導出

가상일의 원리를 적용하여 국부좌표계에서의 요소의 接線 彈性剛性行列을 Updated Lagrangian 기법을 바탕으로 도출하면 최종적으로 다음식이 얻어진다[5].

$$\{\Delta R\} = [K]^E \{\Delta U\} \quad (11)$$

여기서,

$[K]^E$: 挫屈前 板要素의 接線 彈性剛性行列,

$$[K]^E = [K_p] + [K_b] + [K_\sigma] \quad (12)$$

$$[K_p] = \begin{bmatrix} [K_1] & [0] \\ [0] & [0] \end{bmatrix}, \quad [K_b] = \begin{bmatrix} [0] & [0] \\ [0] & [K_2] \end{bmatrix},$$

$$[K_\sigma] = \begin{bmatrix} [K_3] & [0] \\ [0] & [0] \end{bmatrix},$$

$$[K_1] = \int [B_p]^T [D]^E [B_p] dVol,$$

$$[K_2] = \int [B_b]^T [D]^E [B_b] z^2 dVol,$$

$$[K_3] = \int [G_p]^T [\sigma_p]^E [G_p] dVol,$$

$$[K_4] = \int [G_b]^T [\sigma_b] [G_b] dVol, \quad (13)$$

$$[\sigma_p] = \begin{bmatrix} \sigma_x & 0 & \tau_{xy} & 0 \\ 0 & \sigma_x & 0 & \tau_{xy} \\ \tau_{xy} & 0 & \sigma_y & 0 \\ 0 & \tau_{xy} & 0 & \sigma_y \end{bmatrix}$$

$$[\sigma_b] = \begin{bmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} \\ \tau_{xy} & \sigma_y \end{bmatrix}$$

(6) 要素의 挫屈條件

하중의 증가와 함께 판요소는 挫屈이 발생한다. 특히, 본 연구에서 대상으로하고 있는 Floor와 Girder에 대한 판요소는 암초에 의한 집중하중의 작용으로 인한 전단력이 외에 축압축력도 작용하게 되므로 본 연구에서는 Fig.2에 나타내는 바와같이 2축방향 압축력과 전단력의 조합하중을 받는 판요소의 挫屈強度 相關關係式을 적용하여 요소의 좌굴상태를 평가하기로 한다.

著者[6]는 周邊 單純支持된 판요소가 2축방향 압축력, 2축방향 면내굽힘모멘트, 전단력의 면내하중과 횡하중의 조합하중을 받는 경우의

挫屈強度 相關關係式과 이것을 바탕으로 작성된 컴퓨터프로그램을 소개하고 있다. 여기서는 이 프로그램을 그대로 적용하되 2축방향 면내 굽힘모멘트 및 횡하중의 성분은 고려하지 않고 2축방향 축압축력 및 전단력만을 고려하였다. 따라서, 이때의 挫屈強度 相關關係式은 다음과 같이 된다.

$$\Gamma_B = (\sigma_x/c_1/\sigma_{xcr})^{c_3} + (\sigma_y/c_2/\sigma_{ycr})^{c_4} - 1 \geq 0 \quad (14)$$

여기서, σ_x, σ_y : 각각 x 및 y방향의 평균 막응력 성분,

$\sigma_{xcr}, \sigma_{ycr}$: 각각 x 및 y방향의 단위 축압축력 성분작용하의 좌굴응력

또한, 식(14)의 계수 c_1, c_2, c_3 및 c_4 는 요소의 중횡비에 따라 다음과 같이 주어진다.

$$c_1 = 1 - (\tau/\tau_{cr})^{c_5}, \quad c_2 = 1 - (\tau/\tau_{cr})^{c_6} \quad (15.a)$$

$$c_3 = 1.0, \quad \text{for } 1 \leq a/b \leq \sqrt{2}$$

$$= 0.0293(a/b)^3 - 0.3364(a/b)^2 + 1.5854 \cdot$$

$$a/b - 1.0596, \quad \text{for } a/b > \sqrt{2} \quad (15.b)$$

$$c_4 = 1.0, \quad \text{for } 1 \leq a/b \leq \sqrt{2}$$

$$= 0.0049(a/b)^3 - 0.1183(a/b)^2 + 0.6153 \cdot$$

$$a/b + 0.8522, \quad \text{for } a/b > \sqrt{2} \quad (15.c)$$

$$c_5 = -0.160(a/b)^2 + 1.080 \cdot a/b + 1.082,$$

$$= 2.90, \quad \text{for } 1 \leq a/b \leq 3.2$$

$$\text{for } a/b > 3.2 \quad (15.d)$$

$$c_6 = 0.10 \cdot a/b + 1.90, \quad \text{for } 1 \leq a/b \leq 2$$

$$= 0.70 \cdot a/b + 0.70, \quad \text{for } 2 \leq a/b \leq 6$$

$$= 4.90, \quad \text{for } a/b > 6 \quad (15.e)$$

a: 판요소의 길이, b: 판요소의 폭

식(15)의 τ 는 요소의 平均 剪斷應力이며, τ_{cr} 은 순수 전단력만이 작용할때의 挫屈應力을 나타낸다. 따라서, 식(14)와 (15)에 평균 막응력 성분을 대입하고, 식(14)가 만족되면 요소는 挫屈하게 된다. 한편, 전단력이 지배적으로 작용하는 경우에는 식(15.a)의 c_1 또는 c_2 값이 0보다 작아질때도 좌굴이 발생하게 된다는 데 주의할 필요가 있다.

(7) 要素의 挫屈後 接線 彈性剛性行列의 導出

판요소에 挫屈이 발생한후에는 횡방향으로 처짐이 생기고, 그 결과 Fig.6에 나타내는 바와같이 응력분포가 불균일하게 되어 판요소의 주변에 최대응력이 생기고 중앙부에는 최소응력

이 발생한다. 이렇게되면 판요소의 剛性은 급격히 저하되어 동일한 외하중의 증가에 대해 좌굴전에 비해 훨씬 큰 변형량이 발생한다.

이 상태에서는 이미 처짐이 생겨 있으므로 요소의 剛性行列 계산시에 식(10)에서 설정한 變位函數를 그대로 적용할 수 없다. 그러나, 본 연구에서는 좌굴변형이 생겨있는 판요소의 거동을 검토하여 처짐에 의한 面內剛性의 저하를 평가하여 등가한 평판요소로 치환함으로써 식(10)의 변위함수를 그대로 적용하기로 한다.

본 연구에서 대상으로하고 있는 판요소에는 2축방향 축력과 전단력이 작용하고 있으며, 挫屈발생후에는 축응력분포는 불균일하게 되지만 周邊單純支持된 판의 주변에서의 전단응력분포는 거의 변화하지 않고 균일하다고 생각된다. 그러나, 船體 二重底構造의 坐礁解析問題에서는 전술한 바와 같이 전단력이 지배적으로 작용하여 전단좌굴이 발생할 가능성이 높으며, 좌굴발생후에는 전단변형에 대한 剛性이 저하하게 된다.

본 연구에서는 참고문헌[7]에서 제안한 바 있는 有效 剪斷剛性率(Effective Shearing Modulus)概念을 적용하여 剪斷挫屈後의 판요소의 강성을 평가하기로 한다.

판요소에 挫屈이 발생한 후에는 횡방향으로

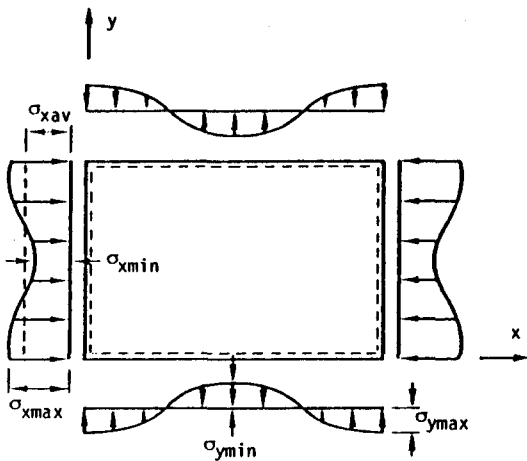


Fig.6 Membrane stress distribution of a rectangular plate under axial compression

처짐이 생기고, 그 결과 Fig.5에 나타내는 바와 같이 응력분포가 불균일하게 되어 판요소의 주변에 最大應力이 생기고 중앙부에는 最小應力이 발생한다.

판요소의 주변은 변형후에도 직선을 유지하고 있으므로 좌굴후 판요소의 평균적인 변형률은 다음과 같이 나타내어진다.

$$\left. \begin{aligned} \epsilon_x &= 1/E \sigma_{xmax} - \nu/E \sigma_y \\ \sigma_y &= -\nu/E \sigma_x + 1/E \sigma_{ymax} \\ \tau_{xy} &= \tau_{xy}/G_e \end{aligned} \right\} \quad (16)$$

여기서, σ_{xmax} , σ_{ymax} : 요소의 주변에 생기는 最大膜應力成分

σ_x , σ_y , τ_{xy} : 平均 膜應力成分

ϵ_x , ϵ_y , γ_{xy} : 平均 變形率成分

G_e : 有效剪斷變形率

식(16)의 σ_{xmax} 와 σ_{ymax} 는 2축방향 축력을 받는 周邊單純支持된 판요소의 挫屈後의 적합조건식과 평형방정식을 해석적으로 풀어서 요소내의 좌굴후 막응력분포를 구하고, 전단력의 작용에 따른 막응력의 변화는 增分 Galerkin法 [8, 9]을 적용하여 계산한뒤 이들을 수식화하면 평균 막응력성분의 함수로서 다음과 같이 얻어진다[7].

$$\begin{aligned} \sigma_{xmax} &= \sigma_x + 1.62\sigma_{xcr}(\tau/\tau_{cr})^{2.4} + \alpha_x(\zeta_x + 1)\sigma_x \\ \sigma_{ymax} &= \sigma_y + 1.62\sigma_{ycr}(\tau/\tau_{cr})^{2.4} + \alpha_y(\zeta_y + 1)\sigma_y \end{aligned} \quad (17a)$$

여기서,

$$\begin{aligned} \alpha_x &= \eta_1\sigma_x + \eta_2\sigma_y - \pi^2 m^2 D/a^2 t \eta_3 \\ \alpha_y &= \eta_2\sigma_x + a^4/m^4 b^4 \eta_1\sigma_y - \pi^2 D/b^2 t \eta_3 \\ \eta_1 &= 2m^4 b^4 / (a^4 + m^4 b^4), \quad \eta_2 = 2m^2 a^2 b^2 / (a^4 + m^4 b^4) \\ \eta_3 &= 2(a^2 + m^2 b^2)^2 / (a^4 + m^4 b^4) \\ D &= Et^3/12(1-\nu^2) \\ \zeta_x &= 0.62\tau/\tau_{cr}, \quad \text{for } \alpha_x \leq 0 \\ &= 1.3(\tau/\tau_{cr})^{1.5}, \quad \text{for } \alpha_x > 0, \tau/\tau_{cr} \leq 1 \\ &= 1.3\tau/\tau_{cr}, \quad \text{for } \alpha_x > 0, \tau/\tau_{cr} > 1 \\ \zeta_y &= 0.62\tau/\tau_{cr}, \quad \text{for } \alpha_y \leq 0 \\ &= 1.3(\tau/\tau_{cr})^{1.5}, \quad \text{for } \alpha_y > 0, \tau/\tau_{cr} \leq 1 \\ &= 1.3\tau/\tau_{cr}, \quad \text{for } \alpha_y > 0, \tau/\tau_{cr} > 1 \end{aligned} \quad (17b)$$

또한, 식(17.b)의 m은 挫屈半波數로서 종횡비와 하중성분비 등에 의존하는 整數이다. 그런데, 판요소의 종횡비는 해석당시에 이미 알려져 있으므로 m은 하중성분비만의 함수로 나

타내어지며, 다음식을 만족하는 最小整數로서 계산된다[9].

$$\frac{(m^2b^2/a^2+1)^2}{m^2b^2/a^2+\sigma_y/\sigma_x} \leq \frac{\{(m+1)^2b^2/a^2+1\}^2}{(m+1)b^2/a^2+\sigma_y/\sigma_x} \quad (18)$$

다음으로 식(16)의 有效剪斷剛性率 G_e 는 增分Galerkin법에 의한 시리즈 수치계산 결과를 바탕으로 다음과 같이 나타내어진다[7].

$$G_e/G = (e_1\sigma_x/\sigma_{xc} + e_2)(e_1\sigma_y/\sigma_{yc} + e_2)/e_2 \quad (19)$$

여기서,

$$e_1 = 12.915(\tau/\tau_{cr} - 15.0) - 5.166/(\tau/\tau_{cr} + 5.0) + 1.6482,$$

$$e_2 = 8.4/(\tau/\tau_{cr}) - 0.4$$

따라서, 식(17)과 (19)를 식(16)에 대입하고 증분형으로 표시하면 요소가 좌굴한 후의 平面應力-平面變形率관계식은 다음과 같이 얻어진다.

$$\{\Delta\sigma\} = [D]^B \{\Delta\epsilon\} \quad (20)$$

여기서, $[D]^B$: 좌굴후 판요소의 應力-變形率行列

따라서, 좌굴후 요소의 接線 彈性剛性行列은 식(13)에 식(9)의 $[D]^E$ 대신에 식(20)의 $[D]^B$ 를 대입하여 계산하면 된다.

(8) 板要素의 最終強度 條件

하중의 증가와함께 판요소에는 塑性領域이 형성되고 그 결과 剛性이 더욱 저하하여 최종 강도에 도달하게 된다. Fig.6에 나타내는 바와 같은 응력상태에서 판요소의 最終強度條件은 다음에 열거하는 3개의 조건중에서 가장 먼저 만족하는 상태에서 발생한다[5, 6].

$$\Gamma_1 = \sigma_{xmax}^2 - \sigma_{xmax} \cdot \sigma_{ymax} + \sigma_{ymax}^2 + 3\tau^2 - \sigma_0^2 \geq 0$$

$$\Gamma_2 = \sigma_{xmin}^2 - \sigma_{xmin} \cdot \sigma_{ymax} + \sigma_{ymax}^2 + 3\tau^2 - \sigma_0^2 \geq 0$$

$$\Gamma_3 = \sigma_{xmax}^2 - \sigma_{xmax} \cdot \sigma_{ymin} + \sigma_{ymin}^2 + 3\tau^2 - \sigma_0^2 \geq 0$$

$$(21)$$

식(21)의 σ_{xmin} 및 σ_{ymin} 는 좌굴후 요소의 중앙부에 생기는 x 및 y방향의 최소응력성분으로서 식(17. a)과 동일한 방법으로 계산할 수 있으며 다음과 같이 나타내어진다.

$$\sigma_{xmin} = \sigma_x - 1.3\sigma_{xc}(\tau/\tau_{cr})^{2.1} + \alpha_x(0.3\tau/\tau_{cr} + 1)\sigma_x$$

$$\sigma_{ymin} = \sigma_y - 1.3\sigma_{yc}(\tau/\tau_{cr})^{2.1} + \alpha_y(0.3\tau/\tau_{cr} + 1)\sigma_y$$

$$(22)$$

여기서, α_x, α_y : 식(17.b)

한편 압초와 직접 접촉하는 선저외판 panel의 경우는 균열에 의하여 파단이 발생할때도 더 이상의 외력증가에 견디지 못하고 最終強度狀態에 도달하게 된다.

3. 坐礁時 最小 二重底높이의 決定法

여기서는 본 해석법을 적용하여 좌초시의 압초 진입에 대해 內底板이 파손되지 않기위해 필요한 最小 二重底높이의 決定法에 대해 검토한다. 여기서, 최소이중저 높이란 좌초시 압초가 내저판에 도달하지 않아야 된다는 조건으로부터 최대압초 진입량을 의미한다. 먼저, 선박의 水線面의 형상은 전후대칭으로 생각하고, 船幅은 다음식으로 가정한다[11].

$$B(x) = B\{1 - (2x/L)^{C_w/(1-C_w)}\} \quad (23)$$

여기서, L: 배 길이, B: 船幅, C_w : 水線面係數 (= $C_b + 0.1$), x: 선체 중앙부로부터의 거리

배의 중앙부로부터 $x = x_0$ 위치에서 坐礁가 발생하여 潮差 Δd 만큼 감소한 경우, 船體 二重底에 작용하는 압초하중 F는 선체의 경사에 의한 부력변화를 고려하고 압초주위에서의 힘의 평형조건으로부터 다음과 같이 얻어진다.

$$F = \frac{\gamma C_w B(x) L \Delta d}{3(3 - 2C_w)\xi^2 + 1} \quad (24)$$

여기서, ξ : $2x_0/L$, γ : 해수밀도

따라서, 좌초위치를 식(23)에 대입하여 좌초가 발생한 위치에서의 선폭 $B(x_0)$ 를 계산하고, 이것과 潮差 Δd 를 식(24)에 대입하면 압초반력 F가 얻어진다. 이렇게 하여 얻어진 압초반력 F는 압초가 한 점에 집중적으로 진입해 올때의 것이며, 실제로는 船底部의 여러 점에서 압초와 접촉하게 되므로 접촉점수를 나누면 평균적인 압초반력이 얻어진다. 압초반력이 계산되면 앞절에서 정식화한 해석이론을 적용하여 얻어진 荷重進入量曲線으로부터 진입량이 얻어지며, 이것이 압초진입에 대해 내저판이 파손되지 않기 위해 필요한 최소한도의 二重底 높이가 된다.

4. 解析理論의 精度 檢證

4.1 컴퓨터 프로그램의 概要

이상에서 정식화한 해석이론을 바탕으로 컴퓨터프로그램을 작성하였으며, 본 연구에서 해석하는 내용은 高度의 幾何學的 및 材料的 非線形性을 다루는 문제이므로 Updated Lagrangian 기법에 의한 하중증분법을 적용하고 있다.

解析時에는 船體 二重底構造를 앞에서 정식화한 理想化板要素로 모델링하고, 각 요소의 接線 剛性行列을 국부좌표계에서 계산한 뒤 구조전체좌표계로 좌표변환하여 모두 중첩하면 해석대상의 船體 二重底 全體構造에 대한 강성행렬이 얻어진다.

본 연구에서는 압초와 접촉하는 선저외판의 panel 중앙부에 절점을 설정하지 않고 있으므로 외하중은 panel 중앙부에 직접 가하지 않고, 인접하는 Floor와 Girder의 교차점, 즉 선저외판 panel 요소의 모서리 절점에 외하중을 분산시켜 작용시킨다.

그러나, 이경우도 panel의 파단전 하중-진입량 관계식은 panel의 중앙부에 하중이 작용하는 경우의 결과를 그대로 적용하게 된다.

외하중을 증분적으로 작용시켜 剛性方程式을 풀면 각 요소의 응력과 변형상태가 얻어진다. 이때 압초가 선저외판 panel의 중앙부에 진입하는 양은 2.3절에서 도출한 破斷前荷重-進入量關係式을 적용하여 계산한다. 또한, 매 하중증분단계에서 panel의 파단여부와 인접하는 Floor 및 Girder의 좌굴 및 최종강도를 확인한다. 이때 국부적으로 파손이 일어난 요소는 파손상태에 따라 강성행렬을 새로 계산하여야 한다.

이상의 과정을 반복적으로 수행하면 압초에 의한 집중하중의 증가에 따른 船體 二重底構造의 損傷舉動, 즉 荷重-進入量曲線이 얻어지고 이것을 적분하면 坐礁時 二重底構造의 損傷에 너지 吸收能力을 평가할 수 있다.

4.2 精度 檢證

Arita 등[11]은 坐礁時 船體 二重底構造의 손상거동을 규명하기 위하여 3개의 구조모형에 대한 坐礁強度 實驗 및 彈塑性 大變形 有限要素解析을 수행하였다.

Table 1에는 구조모형의 치수를 나타내고 있으며, Fig.7에는 구조모형과 하중작용개요를 보여주고 있다. 구조모형은 선저외판과 내저외판 사이에 두고 Floor와 Girder가 각각 횡 및 종 방향으로 등간격으로 배치된 7개 구획을 가진 格子構造로 되어 있으며, 바깥쪽주위는 剛製의 틀로 완전고정시켰다. 압초의 모형은 Fig.7에 나타내는 바와같은 끝부분이 둥근 원추형상(끝부분의 반경 80mm, 각도 90°)을 가진 剛體이다. 하중작용점은 구조모형의 중앙부에 설정하고, Floor와 Girder로 둘러싸인 선저외판 panel 중앙부에서 횡방향으로 서서히 변위증가방식으로 진입시켰다.

한편, 彈塑性 大變形 有限要素解析에서는 凡用有限要素프로그램 MARC를 사용하였고, 컴

Table 1 Details of experimental model for the double bottom structure in stranding

Model No.	B (mm)	H (mm)	t (mm)	Absorbed Energy (ton-mm)		
				EXp(11)	FEM(11)	PRESENT
S1	200	300	3.2	4663.57	5249.47	4890.40
S2	280	300	4.5	19423.31	23838.31	24721.80
S3	300	300	4.5	10916.81	12762.64	11940.18

Note : $\sigma_0 = 29\text{kg/mm}^2$, $t_G = t_F = t_S = t$

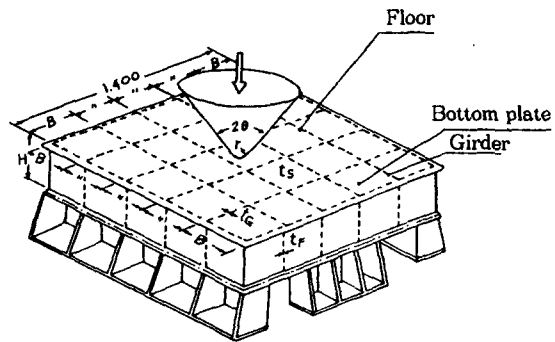


Fig.7 Experimental set-up for the double bottom [11]

퓨터 용량의 제약때문에 해석범위는 하중점으로 부터 2번째 Floor와 Girder까지만을 국한시켰으며, 바깥쪽은 완전고정상태로 하였다(Fig.8 참조).

사용한 有限要素는 절점당 12개의 자유도를 가진 판요소 21개와 2절점간의 접촉상태에 따라 하중전달이 이루어지도록 고안된 Gap요소 9개였으며, 해석에 소요된 컴퓨터기억용량은 3MB, 계산시간은 FACOM M-180컴퓨터로 5시간 이상이였다.

본 해석에서도 해석범위로는 편의상 Arita [11] 등의 非線形 有限要素모델링과 동일한 범위를 설정하였다(Fig.8 참조). 그러나, 본 해석에서는 유한요소해석시와는 달리 理想化板要素로 모델링하게 되므로 요소수는 21개에 불과하며, 경계조건을 고려한 변위 자유도수는 모두 12개이다. 하중은 압초가 위치하는 panel 요소의 모서리 절점에 분산시켜 변위중분형으로 작용시켰으며, 한편 본 해석에 소요된 계산시간은 MIPS-M/120컴퓨터로 약 5분이였다.

Fig.9에는 구조모형에 대한 실험, 유한요소해석 및 본 해석으로 얻어진 荷重-進入量 曲線을 비교하고 있으며, Table 1에는 압초가 內底板에 도달할 때까지의 荷重-進入量 曲線下的 면적을 적분하여 얻어진 損傷에너지 吸收能力

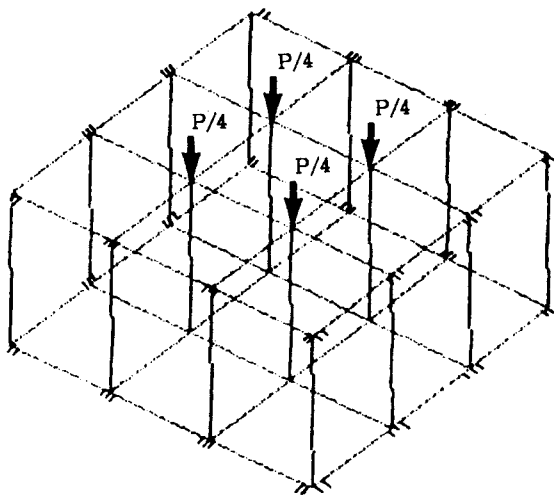


Fig.8 Structural modelling of the double bottom in the present analysis

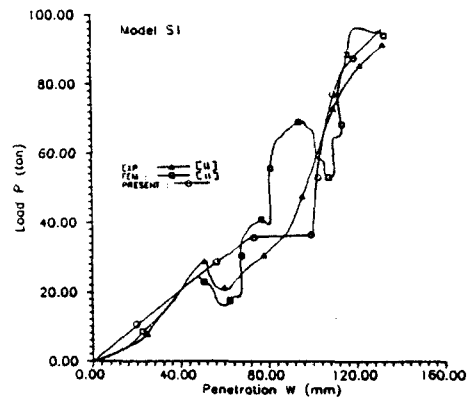


Fig.9.a Rock reaction-penetration curve for S1 model

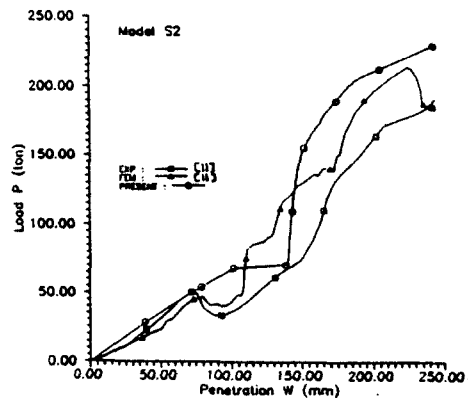


Fig.9.b Rock reaction-penetration curve for S2 model

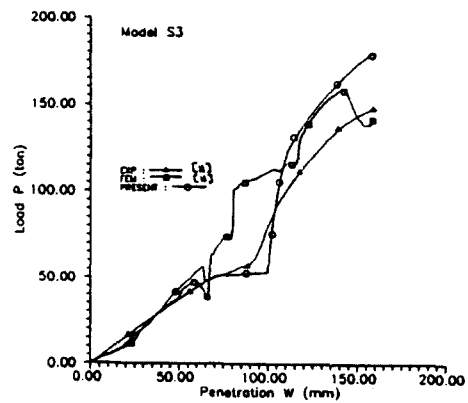


Fig.9.c Rock reaction-penetration curve for S3 model

을 비교하고 있다.

이들 결과에 의하면, 본 해석결과는 전반적으로 實驗 및 彈塑性 大變形 有限要素解析 결과와 잘 대응하고 있으며, 계산시간은 유한요소 해석시보다 극히 짧기 때문에 본 해석법의 유용성과 효율성을 확인할 수 있다.

5. 4만톤급 精油運搬船의 二重底構造에의 適用

5.1 解析 모델링

다음으로, 二重船體 設計概念을 바탕으로 試設計된 4만톤급 精油運搬船(L×B×D×d=180×32.3×19.8×12m, C_b=0.765)의 二重底構造에 대한 좌초시 손상거동을 각종 설계인자를 변화시켜 시리즈해석을 수행하였다. 해석범위는 종 및 횡방향으로 등간격으로 배치된 5구획을 대상으로 하고, 바깥쪽 부분은 완전고정상태로 설정하였다. 하중은 압초가 위치하는 panel요소의 모서리 절점에 분산시켜 변위증분형으로 작용시켰다. Table 2에는 설계변수를 변화시킨 시리즈해석의 詳細를 보여주고 있다.

5.2 解析結果 및 考察

Fig.10, 11 및 12에는 각각 수직부재 간격, 판두께 및 二重底높이의 변화에 따른 荷重-進入量曲線을 나타내고 있으며, Fig.13에는 進入量の 증가에 따른 損傷에너지 吸收能力을 비교하고 있다.

Table 2 Details of the double bottom structure of 40K double skin product oil carrier

Case No.	B(mm)	H(mm)	t(mm)	t _c (mm)
B1	500	1400	9.5	14.0
B2, T1, H2	850	1400	9.5	14.0
B3	1000	1400	9.5	14.0
T2	850	1400	13.2	19.4
T3	850	1400	19.0	28.0
H1	850	1000	9.5	14.0
H3	850	2000	9.5	14.0

Note : σ_o=32kg/mm², t_G=t_F=t

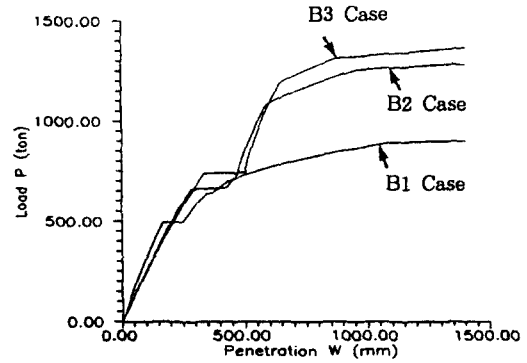


Fig.10 Influence of the vertical member space on rock reaction-penetration curve for the example 40K double skin product oil carrier

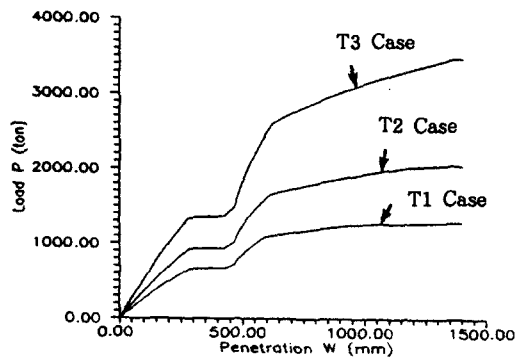


Fig.11 Influence of the plate thickness on rock reaction-penetration curve for the example 40K double skin product oil carrier

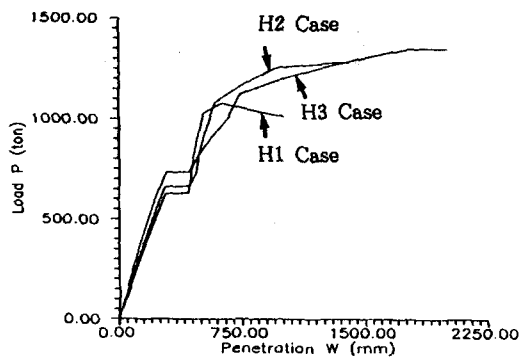


Fig.12 Influence of the double bottom height on rock reaction-penetration curve for the example 40K double skin product oil carrier

이들 결과로부터 알 수 있는 바와 같이 Girder간격이 좁으면 암초반력이 작은 경우에는 構造剛性이 상대적으로 크고 진입량이 작으며 損傷에너지 吸收能力은 크다. 그러나, 암초반력이 임의의 限界荷重을 초과하여 더욱 증가하면 간격이 작을수록 암초에 접하는 外底板이 빨리 과단하게 되어 진입량은 간격이 큰 경우보다 오히려 증가하는 逆現象이 일어나며, 그 결과 損傷에너지 吸收能力은 상대적으로 감소하는 경향을 보이고 있다. 다음으로 판두께를 크게함에 따라 損傷에너지 吸收能力은 크게 증가함을 알 수 있다.

또한, 二重底높이가 증가할수록 損傷에너지 吸收能力은 커진다. 그러나, 二重底높이가 과대하게 커지면 암초하중의 증가와 함께 국부적인 挫屈破損이 빨리 일어나게 되어 進入量이 갑자기 증가하게 되는 현상이 일어나므로 주의를 요하며, 이 경우에는 적절한 보강대책이 필요하다.

마지막으로 Fig.14 및 15에는 각각 부재간격과 판두께의 변화에 따른 最小 二重底 높이를 3절에서의 방법으로 계산한 결과를 보여주고 있다. 坐礁는 船首로부터 10m위치에서 발생하였으며, 암초와의 접촉점수는 5개로 가정하였다. 또한 4종류의 潮差변화에 따른 最小 二重底 높이를 계산하였다. 이들 그림으로부터 알 수 있는 바와 같이 수직부재간격이 커짐에 따라 最小 二重底 높이는 증가하며, 판두께를 증가시키면 最小 二重底 높이는 줄어든다. 또한, 전반적으로 潮差가 커짐에 따라 最小 二重底 높

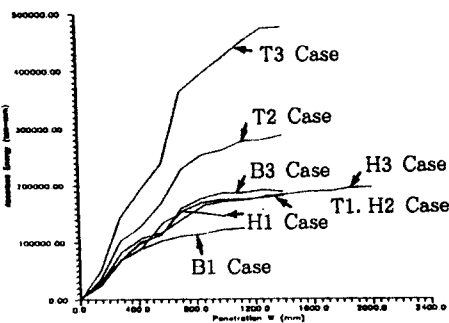


Fig.13 Energy absorption capacity with varying each design variable

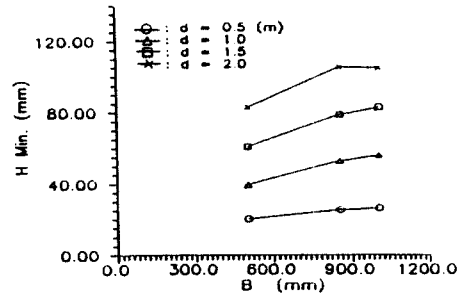


Fig.14 Effective double bottom height with varying the vertical member space

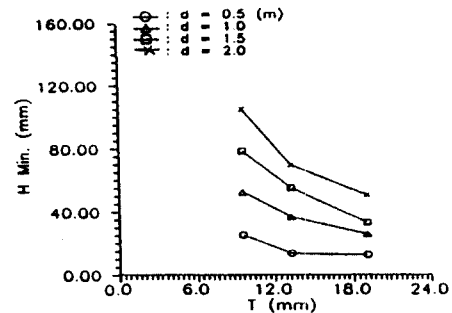


Fig.15 effective double bottom height with varying the plate thickness

이는 크게 증가한다는 것을 알 수 있다.

6. 結 言

船舶은 운항중에 안개 등의 視界不良, 항로의 誤認, 폭풍피항시 등에 坐礁事故와 만날 위험성이 높으며, 일단 좌초사고가 발생하면 船體 二重底構造에는 構造損傷의 발생과 함께 위험한 적재화물의 유출로 인해 해양오염을 야기시킬 우려가 많다.

따라서, 坐礁事故時에 대해 보다 높은 安全性·信賴性을 가진 二重底構造를 설계하기 위하여는 坐礁事故時의 損傷舉動을 상세히 파악할 필요가 있다.

본 연구에서는 理想化構造要素法을 적용하여 坐礁時 船體 二重底 損傷 및 強度解析을 효율적으로 수행할 수 있는 새로운 방법을 개발하였으며, 암초진입에 대해 內底板이 파손되지 않기 위해 필요한 最小 二重底 높이의 決定法을 제안하였다. 또한, 기존의 坐礁實驗 및 非線

形 有限要素 解析結果와 본 해석결과를 비교하여 본 해석법의 정도와 유용성을 검증하였으며, 이중선체 設計概念으로 試設計된 4만톤급 精油運搬船의 二重底 坐礁問題에 본 해석법을 적용하여 각종 설계인자를 변화시킨 시리즈 해석을 수행하였다.

이상의 研究結果를 요약하면 다음과 같다.

1) 본 해석결과를 기존의 實驗 및 彈塑性 大變形 有限要素 解析結果와 잘 일치하고 있으며, 본 해석법의 精度를 확인할 수 있다. 또한 본 해석에 소요된 計算時間은 有限要素法에서 보다 극히 짧기 때문에 매우 실용적인 방법이라 생각된다.

2) 二重底를 구성하는 Girder 및 Floor의 간격이 작을수록 압초의 進入量은 작고 損傷에너지 吸收能力은 증가한다. 그러나, 압초반력이 임의의 限界荷重을 초과하여 더욱 증가하면 부재간격이 좁을수록 압초가 접촉하는 선저외판이 먼저 파단하여 進入量이 오히려 증가하는 逆現象이 일어나고 있다.

3) 부재의 판두께가 증대됨에 따라 損傷에너지 吸收能力은 증가한다.

4) 전반적으로, 二重底높이가 커질수록 損傷에너지 吸收能力은 커진다. 그러나, 二重底높이가 과대하게 커지면 압초하중의 증가와 함께 국부적인 挫屈破損이 빨리 일어나게 되어 進入量이 갑자기 증가하는 현상이 일어나므로 주의 를 요하며, 이 경우에는 적절한 보강대책이 필요하다고 생각된다.

5) Girder 및 Floor간격이 커짐에 따라 最小 二重底높이는 증가하며, 판두께를 증대시키면 줄어든다. 또한, 전반적으로 선박이 坐礁後 潮差가 커짐에 따라 最小 二重底 높이는 크게 증가함을 알 수 있다.

參 考 文 獻

- [1] N. Jones, "A Literature Survey on the Collision and Grounding Protection of Ships", SSC/SNAME. SSC-283. 1979.
- [2] P. Van Mater, et. al., "Critical Evaluation fo Low-Energy Ship Collision Damage Theories and Design Methodologies", SSC/SNAME, SSC-284, 285, 1979.
- [3] V. U. Minorsky, "An Analysis of Ship Collisions with Reference to Protection of Nuclear Power Plants", J. of Ship Research, Vol.3, 1959.
- [4] K. Kitamura et. al., "On the Model Tests of Double Bottom Strength for Stranding", J. of the Society of Naval Architects of Japan, Vol. 143, 1978.
- [5] J. K. Paik and C. Y. Kim, "A Simplified Finite Element Method for the Ultimate Strength Analysis of Plates with Initial Imperfections", J. of SNAK, Vol.26, No.1, 1989.
- [6] 白点基, "A Computer Program "BUSAP" for Buckling Strength Analysis of Simply Supported Rectangular Plates Subjected to Combined In-Plane and Lateral Loads", 大韓造船學會誌, 第26卷 4號, 1989.
- [7] 白点基, "理想化構造要素法에 의한 船體構造의 最終強度解析에 관한 연구", 오사카대학 박사학위논문, 1987(일본어)
- [8] Y. Ueda, S. M. H. Rashed and J. K. Paik, "An Incremental Galerkin Method for Plates and Stiffened Plates", Computers & Structures, Vol. 27, No.1, 1987.
- [9] 白点基, "板要素의 彈性大 처짐 舉動解析에 관한 연구-중분 Galerkin법의 개발 및 응용-", 大韓造船學會誌, 第24卷 第4號, 1987.
- [10] 白点基, "2軸方向 壓縮力을 받는 單純支持平板에 대한 非線形舉動의 解析解", 大韓造船學會 論文集 第28卷 1號, 1991.
- [11] K. Arita et. al., "Strength of Ship Bottom in Grounding(1st Report)-An Investigation into the Case of a Ship Stranded on a Rock-", J. of the Society of Naval Architects of Japan, Vol.158, 1985.