

---

 論 文
 

---

大韓造船學會誌  
 第25卷 第1號 1988年 3月  
 Journal of the Society of  
 Naval Architects of Korea  
 Vol. 25, No. 1, March 1988

## 複雜한 形狀의 初期처짐을 가진 實船 Panel의 壓壞強度 簡易推定法

白 点 基\* · 金 建\*

### Estimation of the Ultimate Compressive Strength of Actual Ship Panels with Complex Initial Deflection

by

Jeom K. Paik\* · Gun Kim\*

#### Abstract

This paper describes a simplified method for estimation of the ultimate compressive strength of actual ship panels with initial deflection of complex shape.

The proposed method consists of the elastic analysis using the large deflection theory and the rigid-plastic analysis based on the collapse mechanism which also includes the large deformation effect.

In order to reduce the computing time for the elastic large deflection analysis, only one term of Fourier series for the plate deflection is considered.

The results of the proposed method are in good agreement with those calculated by the elasto-plastic large deflection analysis using F.E.M. and the computing time of the proposed method is extremely short compared with that of F.E.M.

#### 1. 緒 言

Sagging moment를 받는 船體構造의 安全性 觀點에서 重要한것은 壓縮力을 받는 船體上甲板 構造의 壓屈強度 및 最終強度이며, 特히 補强材로 支持된 板要素의 壓縮強度가 問題視된다.

그런데, 板要素에는 補强材의 溶接등으로 인한 初期처짐이 必然的으로 存在하고 있으며, 初期처짐을 가진 板要素는 壓縮力의 增加와 함께 明確한 壓屈現象을 나타내지 않고 塑性領域의 進展과 함께 最終強度에 到達하게 되지만 初期처짐은 壓壞強度(壓縮最終強度)를 크

게 低下시키는 原因이 된다. 따라서, 船體上甲板 構造의 安全性을 正確하게 評價하기 위하여는 基本的으로 初期처짐의 影響을 考慮한 壓壞強度를 推定하여야 한다. 그러나, 實船 panel에 存在하는 初期처짐은 一般的으로 複雜한 形狀을 나타내고 있다.

有限要素法은 理論的으로는 높은 精度의 解를 얻을 수 있는 強力한 手法이긴 하나 經濟的인 觀點에서 適用에 많은 困難을 隨伴한다. 이에 비해 彈性大 처짐 解析과 塑性解析의 組合에 의한 壓壞強度 推定方法은 比較的 簡單하면서도 實用的으로 充分한 精度의 結果를 얻을 수 있다는 것이 알려져 있다[1]. 그러나, 이 方法도 複雜한 形狀의 初期처짐을 가진 板要素에

本 論文은 1987年度 大韓造船學會 秋季研究發表會에서 發表된 論文임.

接受日字: 1987年 12月 8日, 再接受日字: 1988年 2月 9日

\* 正會員, 韓國機械研究所 大德船舶分所 船體構造室

대한 彈性大처짐 解析을 위하여는 막대한 計算時間이 必要하므로 實際로 適用하기에는 困難한 境遇가 많다. 또한, 各種 數值計算 및 實驗結果 등을 利用한 簡易推定式이나 設計圖表 등이 提案되어 왔으며, 이들을 利用하던 部材強度의 近似值를 推定할 수 있으나, 一般의 適用範圍가 相當히 制限되어 있고, 더우기 最近에는 經濟性 및 安全性의 觀點에서 보다 높은 精度의 強度評價가 要求되고 있으므로 利用이 簡便하던 方法도 높은 精度의 結果를 주는 方法을 開發할 必要가 있다.

本 研究의 目的은 以上과 같은 觀點에서 複雜한 形狀의 初期처짐을 가진 實船 panel이 縱方向에 壓縮力을 받는 境遇에 대하여 짧은 計算時間으로 높은 精度의 壓壞強度를 推定하는 方法을 開發하는 것이다. 이를 위해 根本的으로는 Fujita 등[1]과 같이 彈性大처짐 解析과 大처짐의 影響을 考慮한 塑性解析을 組合하여 壓壞強度를 推定하되, 板要素의 任意的 破損모드에 대한 한개의 처짐 成分에만 注目한 彈性大처짐 解析과 塑性解析을 組合함으로써 從來와 같은 막대한 計算時間이 所要되는 問題點을 解決하고 充分한 精度를 維持할 수 있도록 한다. 또한, 本提案法에 의한 解析結果와 有限要素法에 의한 彈塑性 大變形 解析結果 및 모든 처짐 成分을 考慮한 増分 Galerkin法[2]과 塑性解析의 組合에 의한 解析結果를 比較하여 本提案法の 精度와 有用성을 確認한다.

한편, 船體上甲板 構造에서와 같은 連續板에 있어서는 板要素의 境界條件을 周邊單純支持로 생각하여 壓壞強度를 推定하면 實用的으로 充分한 精度의 結果를 얻을 수 있다는 것이 알려져 있으므로[3], 本 研究에서도 板要素의 境界는 單純支持되어 있다고 假定한다.

## 2. 實船 Panel의 初期처짐 分布形狀

지금까지 船體構造를 構成하는 板要素에 存在하는 最大初期 처짐량에 대한 調查 結果는 多數 報告되어 있다[4]. 그러나, 板要素의 壓壞強度에 대한 初期처짐의 影響을 解析하는 境遇, 最大初期처짐량이 同一하다라도 初期처짐 分布形狀이 달라지면 板要素의 舉動과 最終強度가 달라질 可能性이 있으므로 初期처짐 分布 形狀도 반드시 考慮하여야 한다.

그런데, 板要素에 생기는 初期처짐은 主로 補強材를 fillet 溶接할 때 溶接部の 角變形과 壓縮殘留應力の 重疊效果에 의해 發生되며, 一般의 所以 매우 複雜한 形狀을 나타낸다.

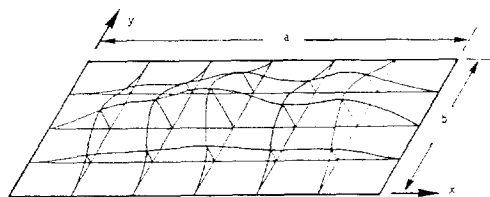


Fig. 1 Initially deflected surface of an actual ship panel [5]

Fig. 1에 實船 panel의 전형적인 初期처짐 形狀으로서 Carlsen 등[5]이 實船計測한 結果를 나타내고 있다. 또한, 參考文獻[6]에서도 實船 panel에 대한 初期처짐 計測結果를 보이고 있다.

이들 實船計測 結果에 의하면 實船 panel의 初期처짐은 全般的으로 한 方向으로 처짐이 생겨 있고 大略前後 對稱인 처짐 形狀을 나타내고 있으나 그 形狀은 매우 不規則적이고 複雜하다는 것을 알 수 있다.

이같은 複雜한 形狀의 初期처짐  $w_0$ 는 Fig. 1에 나타내는 座標軸(縱方向을  $x$ 軸, 橫方向을  $y$ 軸)을 基準으로 하면 一般的으로 다음式과 같은 2重 3角級數로 나타낼 수 있다[7].

$$w_0 = \sum_{m=1}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} A_{0mn} \sin \frac{m\pi x}{a} \sin \frac{n\pi y}{b} \quad (1)$$

여기서,  $A_{0mn}$ : 初期처짐 波形的의 振幅

$m$ : 縱方向의 半波數

$n$ : 橫方向의 半波數

그런데, 縱方向에 壓縮力을 받는 板要素에 있어서 橫方向의 初期처짐 成分은  $n=1$ 의 初期처짐 成分  $A_{0m1}$ 이 支配的인 影響을 미치며, 다른 成分은 荷重의 增加와 함께 消滅하여 最終強度에 거의 影響을 미치지 않는다[8].

따라서, 式 (1)에 있어서 橫方向 成分으로서  $A_{0m1}$ 만을 考慮하면 式(1)은 다음과 같이 된다.

$$w_0 = \sum_{m=1}^{\infty} A_{0m} \sin \frac{m\pi x}{a} \sin \frac{\pi y}{b} \quad (2)$$

式 (2)의 係數  $A_{0m}$ 은 實船計測結果로부터 panel의 縱橫比를 基準으로 適切한 有限個의 項數를 採用하여 求할 수 있다. 또한, 有限要素法에 의한 熱彈塑性 解析을 통하여도 板要素의 初期처짐을 推定할 수 있으나 이 境遇는 보통 막대한 計算時間이 所要된다.

한편, 式 (2)에 나타내는 바와 같은 初期처짐이 存在하는 板要素가 縱方向에 壓縮力을 받을때의 外荷重에 대한 附加처짐  $w$ 는 式 (2)와 同一한 形態의 式 (3)과 같이 나타낼 수 있다.

$$w = \sum_{m=1}^{\infty} A_m \sin \frac{m\pi x}{a} \sin \frac{\pi y}{b} \quad (3)$$

여기서,  $A_m$ : 付加처짐의 振幅

### 3. 複雜한 形狀의 初期처짐을 가진 實船 panel의 壓壞強度 簡易推定法

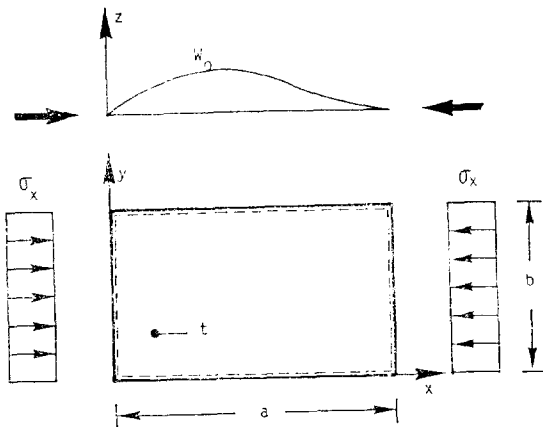
#### 3.1. 本 提案法の 推定 手順

먼저, Fig. 2에 나타내는 바와 같은 實船 panel에 있어서와 같이 不規則의이고 複雜한 形狀의 初期처짐을 가진 周邊單純支持된 板要素가 縱方向에 壓縮力을 받는 境遇의 最終強度를 높은 精度로서 簡單하게 推定할 수 있는 方法에 대한 推定手順을 說明한다.

STEP 1: 實船計測結果(또는 理論의 推定 結果)로부터 前述한 式 (2)의 初期처짐 成分  $A_{0m}$ 을 適切한 數의 項數를 採用하여 計算한다.

STEP 2: STEP 1에서 求한 初期처짐 成分  $A_{0m}$ 에 대하여 모든 成分項을 同時에 考慮한 彈性大처짐 解析을 遂行하는 代身에 各各의 단계의 처짐 成分만을 考慮한 彈性大처짐 解析을 Energy法에 의해 遂行하여 荷重-처짐 關係를 求한다. 實際로는 荷重-처짐 關係式을 한번 導出하여 두면 任意的 모든 板要素에 대해 그대로 適用할 수 있다.

STEP 3: STEP 2에서 對象으로한 初期처짐 成分  $A_{0m}$ 에 對한 半波數  $m$ 을 縱方向의 塑性 破壞 모드로 假定하고, 大처짐의 影響을 考慮한 塑性解析을 遂行하여 荷重-처짐關係를 求한다. 이 境遇도 荷重-처짐



BOUNDARY: ALL EDGES ARE SIMPLY SUPPORTED AND KEPT STRAIGHT IN THE PLANE OF THE PLATE

Fig. 2 Configuration of a rectangular plate with initial deflection

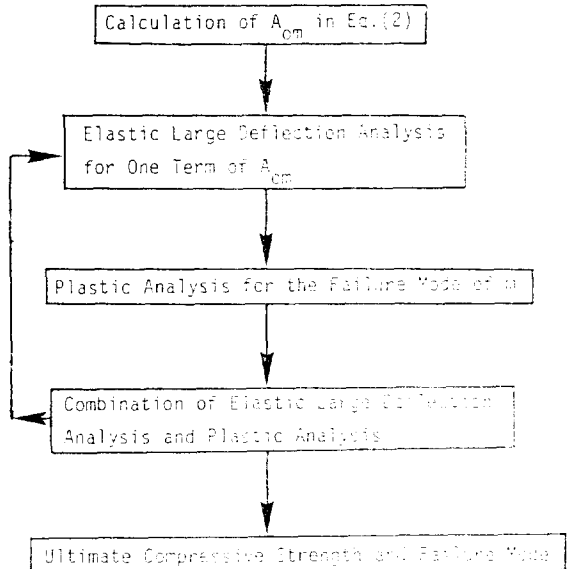


Fig. 3 Procedure for estimation of the compressive strength of actual ship panels with complex initial deflection

關係式을 한번 導出해 두면 一般의인 板要素에 대해 그대로 適用可能하다.

STEP 4: STEP 2의 彈性大처짐 解析 結果로서 얻어진 荷重-처짐關係와 STEP 3의 塑性 解析結果로서 얻어진 荷重-처짐關係의 交點으로부터 縱方向의 破壞 모드(半波數  $m$ )에 대한 壓壞強度를 求한다.

STEP 5: 板要素는 最小에너지를 必要로하는 破壞모드로 破損하게 되므로 STEP 2, STEP 3 및 STEP 4를 各各의 初期처짐 成分  $A_{0m}$ 에 대하여 全部 遂行하여 推定된 壓壞強度의 最小值가 實際의인 壓壞強度이다.

Fig. 3에는 위에서 提案한 壓壞強度 簡易推定法에 대한 flow chart를 나타내고 있다.

以下에서는 단계의 처짐成分만을 對象으로한 板要素의 彈性大처짐 解析과 塑性解析에 의한 荷重-처짐 關係式을 具體의으로 導出한다.

#### 3.2. 彈性大처짐 解析에 의한 荷重-처짐 關係式

初期처짐을 가진 板要素의 彈性大처짐 舉動을 支配하는 微分方程式은 式(4)의 平衡方程式과 式(5)의 適合條件式이다.

$$F^4 w = \frac{t}{D} \left[ \frac{\partial^2 F}{\partial y^2} \frac{\partial^2 (w+w_0)}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 F}{\partial x^2} \frac{\partial^2 (w+w_0)}{\partial y^2} - 2 \frac{\partial^2 F}{\partial x \partial y} \frac{\partial^2 (w+w_0)}{\partial x \partial y} \right] \quad (4)$$

$$F^4 F = E \left[ \left( \frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y} \right)^2 - \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} + 2 \frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y} \frac{\partial^2 w_0}{\partial x \partial y} \right]$$

$$\left. - \frac{\partial^2 w_0}{\partial x^2} - \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} - \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} - \frac{\partial^2 w_0}{\partial y^2} \right] \quad (5)$$

여기서,  $w$ : 付加처짐,  $w_0$ : 初期처짐

$$D = \frac{Et^3}{12(1-\nu^2)}, \quad E: \text{彈性係數}, \quad \nu: \text{Poisson比}$$

$$F^4(\cdot) = \frac{\partial^4(\cdot)}{\partial x^4} + 2 \frac{\partial^4(\cdot)}{\partial x^2 \partial y^2} + \frac{\partial^4(\cdot)}{\partial y^4}$$

또한, 式 (4) 및 (5)의  $F$ 는 應力函數로서 다음의 關係를 滿足한다.

$$\sigma_x = -\frac{\partial^2 F}{\partial y^2}, \quad \sigma_y = -\frac{\partial^2 F}{\partial x^2}, \quad \tau = -\frac{\partial^2 F}{\partial x \partial y} \quad (6)$$

式 (4) 및 (5)에 式 (2) 및 (3)을 代入하고 境界條件 및 荷重條件을 考慮하여 에너지法 등으로 偏微分方程式을 풀면 未知數  $A_m$ 에 대한 多次元 3次連立方程式이 얻어지며, 이것으로부터 計算되는  $A_m$ 을 利用하면 板要素의 荷重-처짐 關係式을 얻을 수 있다. 그러나 式 (4) 및 (5)는  $F$  및  $w$ 에 대한 非線形 偏微分方程式으로서 式 (2) 및 (3)과 같이 2개 以上의 처짐 成分項을 가진 板要素의 彈性大처짐 解析을 에너지法 등에 의해 直接遂行하는 것은 一般의 대단히 어렵고 처짐 成分의 項數가 많아질수록 數值解析에 依存하여야 하며 이 境遇에는 數值計算에 많은 計算時間이 所要된다. 더우기, 多次元 3次連立方程式을 풀었다 하더라도 3개의 根中에서 正解를 決定하는 것이 困難한 境遇가 있다.

그런데, 外荷重의 增加에 따른 板要素의 彈性大처짐 舉動에 있어서는 基本的으로 모든 처짐 成分이 影響을 미치지 단, 가장 支配的인 影響을 미치는 것은 固有의 破壞모드 成分이며 다른 成分은 荷重의 增加와 함께 消滅하여 거의 影響을 미치지 않는다는 것이 알려져 있다[9].

따라서, 板要素의 彈性大처짐 舉動은 近似的으로 固有의 破壞모드에 대한 처짐 成分만을 考慮하여 解析할 수 있으며, 이렇게 하면 板要素의 彈性大처짐 解析過程을 極端的으로 簡潔化시킬 수 있다.

本研究에서는 板要素의 彈性大처짐 解析을 固有의 破壞모드에 대한 처짐 成分만을 考慮하여 遂行하되, 一般의 固有의 破壞모드는 事前에 推定하기 어렵기 때문에 式 (2) 및 (3)에 나타낸 各各의 처짐 成分에 대한 彈性大처짐 解析과 이에 對應되는 破壞모드에 대한 塑性解析 結果를 組合하여 壓壞強度를 求하고, 이들 中의 最小值를 實際의인 壓壞強度로 생각한다.

以上과 같은 觀點에서 周邊單純支持된 板要素의 初期처짐式 및 荷重의 增加에 따른 付加처짐式은 式 (2) 및 (3)의 合記號  $\Sigma$ 를 없앤 다음式과 같이 나타낼 수

있다.

$$w_0 = A_{0m} \sin \frac{m\pi x}{a} \sin \frac{\pi y}{b} \quad (7)$$

$$w = A_m \sin \frac{m\pi x}{a} \sin \frac{\pi y}{b} \quad (8)$$

式 (7)의  $A_{0m}$ 은 式 (2)에 나타낸 各各의 初期처짐 成分中의 任意의 하나를 나타내며, 式 (8)의  $A_m$ 은 付加처짐의 振幅을 나타낸다.

Fig. 2에 나타내는 바와 같이  $x$ 方向에 壓縮力을 받는 板要素의 應力分布는 式 (7)과 (8)을 式 (5)에 代入하여 풀면 다음과 같이 計算된다.

$$F = -\frac{y^2}{2} \sigma_x + \frac{EA_m(A_m + 2A_{0m})}{32} \times \left( \frac{a^2}{m^2 b^2} \cos \frac{2m\pi x}{a} + \frac{m^2 b^2}{a^2} \cos \frac{2\pi y}{b} \right) \quad (9)$$

式 (9)는 應力函數로서 未知數  $A_m$ 의 函數로 되어 있다. 未知數  $A_m$ 을 計算하기 위해 式 (7), (8) 및 (9)를 式 (4)에 代入하고 Galerkin法을 適用하면 다음式이 얻어진다.

$$\int_0^a \int_0^b \left[ \left( \frac{m^2 \pi^2}{a^2} + \frac{\pi^2}{b^2} \right)^2 A_m \sin \frac{m\pi x}{a} \sin \frac{\pi y}{b} - \frac{t}{D} \left\{ \left( \sigma_x + \frac{EA_m(A_m + 2A_{0m})}{8} \cdot \frac{\pi^2}{b^2} \cos \frac{2\pi y}{b} \right) \frac{m^2 \pi^2}{a^2} (A_m + A_{0m}) + \left( \frac{EA_m(A_m + 2A_{0m})}{8} \cdot \frac{m^2 \pi^2}{a^2} \cos \frac{2m\pi x}{a} \right) \frac{\pi^2}{b^2} (A_m + A_{0m}) \right\} \right] \sin \frac{m\pi x}{a} \sin \frac{\pi y}{b} dx dy = 0 \quad (10)$$

式 (10)을 積分하여 整理하면 未知數  $A_m$ 에 대한 3次方程式이 얻어진다.

$$C_1 W^3 + C_2 W^2 + C_3 W + C_4 = 0 \quad (11)$$

여기서,  $C_1 = Et^3 \left\{ \left( \frac{m\pi}{a} \right)^4 + \left( \frac{\pi}{b} \right)^4 \right\}$

$$C_2 = 3A_{0m} Et^2 \left\{ \left( \frac{m\pi}{a} \right)^4 + \left( \frac{\pi}{b} \right)^4 \right\}$$

$$C_3 = 2A_{0m}^2 Et \left\{ \left( \frac{m\pi}{a} \right)^4 + \left( \frac{\pi}{b} \right)^4 \right\} - 16t \sigma_Y \left( \frac{m\pi}{a} \right)^2 P_x + 16D \left\{ \left( \frac{m\pi}{a} \right)^2 + \left( \frac{\pi}{b} \right)^2 \right\}^2$$

$$C_4 = -16A_{0m} \sigma_Y \left( \frac{m\pi}{a} \right)^2 P_x$$

$W = \frac{A_m}{t}$ : 無次元화된 付加처짐 成分

$P_x = \frac{\sigma_x}{\sigma_Y}$ : 無次元화된 荷重

$a$ : 길이,  $b$ : 幅,  $t$ : 판두께

$\sigma_Y$ : 降伏應力

式 (11)의 3次方程式을 풀면 3개의 根이 얻어지지만 本 研究에서 생각하고 있는 問題의 境遇, 正解는 1個이며 根의 公式을 利用하면 無次元化된 付加처짐  $W$ 는 荷重  $P_x$ 의 函數로서 다음과 같이 計算된다.

$$W = -\frac{C_2}{3C_1} + k_1 + k_2 \quad (12)$$

$$\text{여기서, } k_1 = \left\{ -\frac{k_4}{2} + \left( \frac{k_4^2}{4} + \frac{k_3^3}{27} \right)^{1/2} \right\}^{1/3}$$

$$k_2 = \left\{ -\frac{k_4}{2} - \left( \frac{k_4^2}{4} + \frac{k_3^3}{27} \right)^{1/2} \right\}^{1/3}$$

$$k_3 = \frac{C_3}{C_1} - \frac{C_2^2}{3C_1^2}$$

$$k_4 = \frac{2C_2^2}{27C_1^3} - \frac{C_2C_3}{3C_1^2} + \frac{C_4}{C_1}$$

$C_1, C_2, C_3, C_4$ : 式 (11) 參照

따라서, 初期처짐의 影響을 考慮한 全體처짐  $W_i$ 는 다음식과 같이 計算할 수 있으며, 이것이 彈性大처짐 解析에 의한 荷重( $P_x$ )-처짐( $W_i$ ) 關係式이다.

$$W_i = W + \frac{A_{0m}}{t} = \frac{A_m}{t} + \frac{A_{0m}}{t} = \frac{A_m'}{t} \quad (13)$$

여기서,  $A_m'$ : 全體처짐의 振幅

### 3.3. 大처짐의 影響을 考慮한 塑性解析에 의한 荷重-처짐 關係式

本 研究에서도 基本的으로는 Fujita등[1]과 같이 彈性大처짐 解析과 塑性 解析結果를 組合하여 板의 壓壞強度를 推定한다.

大처짐의 影響을 考慮한 板要素의 塑性 解析에서는 微小變形理論과는 달리 面內荷重과 처짐과의 相關關係를 考慮하고 있다. 따라서, 微小變形理論에서는 塑性 解析에서의 처짐이 不定量으로서, 이것을 最小化함으로써 解를 얻게 되지만, 大처짐 理論에서는 처짐이 생겨 있는 任意的 狀態에서의 에너지 損失을 考慮한다.

大처짐의 影響을 考慮한 塑性解析의 研究는 Sawczuk [10]에 의해 처음으로 始作된 以來, Korol등[11], Murray[12], Fujita[1] 등의 研究成果가 報告되어 있다.

本 研究에서는 Fujita 등이 展開한 面內強制變位를 받는(荷重을 받는 境界가 直線을 維持하도록 하기 위한) 板要素에 대한 塑性解析理論을 適用한다. 板要素의 材料는 完全剛塑性體로 假定하며, 그 結果, 剛體內에서는 에너지의 出入이 없으며 剛體와 剛體와의 境界面(塑性 關節線)에서만 일을 한다고 생각한다. 또한, 塑性關節線은 直線을 維持한다고 假定한다.

따라서 Fig. 4에 나타내는 마와 같이 縱方向( $x$ 方向)에 面內強制 變位  $\delta$ 를 받는 周邊單純支持된 板要素의 塑性 破壞에 대한 單位時間當의 에너지(external work

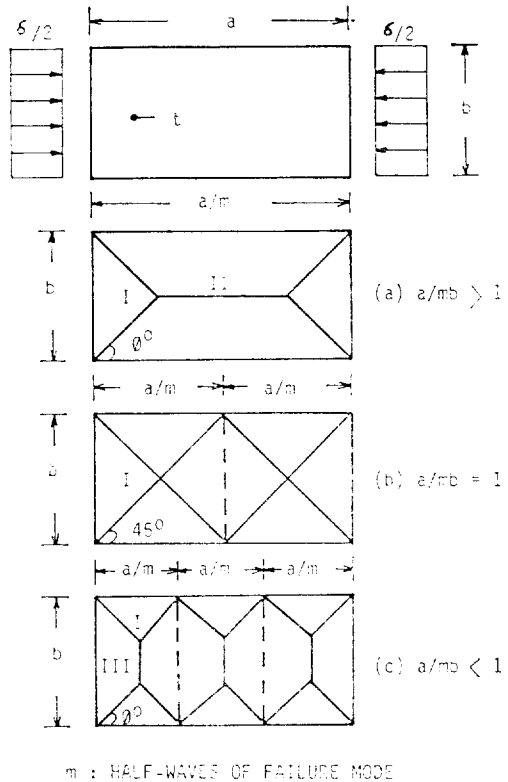


Fig. 4 Assumed plastic failure mode of a rectangular plate subjected to uniaxial compression

rate)  $W_E$ 는 式 (14)와 같이 나타낼 수 있다(式 (14)는 參考文獻 [1]에 具體적으로 展開하고 있으므로 本 研究에서는 그 結果만을 나타낸다).

$$W_E = \iint (\bar{p}_x \dot{u} + \bar{p}_y \dot{v} + \bar{p}_z \dot{w}) dx dy$$

$$= -\sigma_x b t \delta - \sum_{n=1}^m \int_{l_n} N U dl_n + \sum_{n=1}^m \int_{l_n} (M + wN) \dot{\theta} dl_n \quad (14)$$

여기서,  $\bar{p}_x, \bar{p}_y, \bar{p}_z$ : 板要素에 作用하는  $x, y$  및  $z$  方向의 單位面積當의 物體力

$\dot{u}, \dot{v}, \dot{w}$ :  $x, y$  및  $z$  方向의 變位

$\sigma_x$ :  $x$  方向의 應力

$\sigma$ :  $x$  方向의 面內強制變位

$w$ : 塑性關節線에 있어서의 全體처짐

$M$ : 塑性關節線에 있어서의 塑性 모멘트

$N$ : 塑性關節線에 垂直方向의 單位 길이 當의 應力

$\dot{\theta}, \dot{\theta}$ : 各各 塑性關節線에 있어서의 面內變位 및 回轉角의 不連續量

$l_n$ : 塑性關節線  $n$ 의 길이

( $\dot{\phantom{x}}$ ): 時間微分

式 (14)는 塑性破壞狀態에 있어서의 單位時間當의 에너지 平衡을 나타내고 있으며, 右邊의 첫째 項은 強制變位, 둘째 項은 面內變位の 不連續量, 셋째 項은 回轉角 및 面內變位の 不連續量에 關係되는 項이다. 특히, 셋째 項의 積分에 있어서 二번째 項이 大 처짐의 影響을 나타내는 項이다.

板要素의 物體力를  $\bar{p}_x = \bar{p}_y = \bar{p}_z = 0$ 라 두면  $W_E = 0$ 이므로, 式 (14)는 다음식과 같이 된다.

$$\sigma_x b t \delta = - \sum_{n=1}^r \int_{l_n} N \dot{U} dl_n + \sum_{n=1}^s \int_{l_n} (M + wN) \dot{\Theta} dl_n \quad (15)$$

임의의 縱橫比 ( $= a/b$ )를 가진 板要素가  $x$  方向에  $m$  半波數로 塑性 破壞된 境遇의 塑性關節機構는 波長/幅比  $= a/mb$ 에 따라 Fig. 4에 나타내는 바와 같은 3種類로 假定할 수 있다. 以下에서는 이들에 대한 荷重-처짐 關係式을 具體적으로 導出한다.

### 3.3.1. $\frac{a}{mb} > 1$ 의 境遇

Fig. 4 (a)에 나타내는 바와 같이 壓縮方向과  $\phi^\circ$ 의 角度를 보이는 塑性關節線을 I, 壓縮方向과 平行의 塑性關節線을 II 라 두면, 塑性關節線에 있어서의 처짐, 回轉角 및 面內變位の 不連續量은 다음과 같이 計算된다.

$$\begin{aligned} w^I &= A_m^I \left( 1 - \frac{2 \sin \phi}{b} l_n \right), \quad w^{II} = A_m^I \\ \dot{\Theta}^I &= \frac{4 A_m^I \sin^2 \phi}{b \cos \phi}, \quad \dot{\Theta}^{II} = \frac{4 A_m^I}{b} \\ \dot{U}^I &= \delta \sin \phi, \quad \dot{U}^{II} = 0 \end{aligned} \quad (16)$$

여기서,  $A_m^I$ :  $m$  半波數의 破損모드에 대한 塑性關節線의 全體 처짐의 振幅

또한, 塑性關節線에 垂直方向의 單位길이當의 合應力  $N$  및 塑性關節線에 있어서의 塑性 모우멘트  $M$ 은 다음과 같이 計算된다.

$$\begin{aligned} N^I &= \frac{\sigma_x t}{2} (\cos 2\phi - 1), \quad N^{II} = 0 \\ \xi^I &= \frac{M^I}{M_p} = \frac{4(1 - p_x^2)}{\sqrt{16 - 3p_x^2} (\cos 2\phi + 1)^2 - 12p_x^2 \sin^2 2\phi} \\ \xi^{II} &= \frac{M^{II}}{M_p} = \frac{2(1 - p_x^2)}{\sqrt{4 - 3p_x^2}} \end{aligned} \quad (17)$$

여기서,  $p_x = \frac{\sigma_x}{\sigma_y}$ ,  $M_p = \frac{t^2}{4} \sigma_y$ ,  $\sigma_y$ : 降伏應力

式 (16) 및 (17)을 式 (15)에 代入하여 整理하면

$$\sigma_x b t \delta = -4 \int_0^{b/2 \sin \phi} [N^I \dot{U}^I - M^I \dot{\Theta}^I - w^I N^I \dot{\Theta}^I] dl_n$$

$$\begin{aligned} & - \int_0^{\frac{a}{m} - b \cot \phi} [N^{II} \dot{U}^{II} - M^{II} \dot{\Theta}^{II} \\ & \quad - w^{II} N^{II} \dot{\Theta}^{II}] dl_n \\ & = -\sigma_x b t \delta (\cos 2\phi - 1) + 8 A_m^I \xi^I M_p \tan \phi \\ & \quad + 4 A_m^I \xi^{II} M_p \frac{1}{b} \left( \frac{a}{m} - b \cot \phi \right) \\ & \quad + 2 A_m^I \sigma_x t (\cos 2\phi - 1) \tan \phi \end{aligned} \quad (18)$$

軸壓縮力을 받는 板要素의 塑性破壞에 있어서의 일반적으로  $\phi = 45^\circ$ 로 假定하면 實用的으로 充分한 精度의 結果를 얻을 수 있다는 것이 알려져 있다[1].

따라서, 式(18)에  $\phi = 45^\circ$ 를 代入하면 다음과 같은 荷重( $p_x$ )-처짐( $W_i$ ) 關係式이 얻어진다.

$$\begin{aligned} W_i &= \frac{A_m^I}{t} = \frac{1 - p_x^2}{p_x} \left( \frac{4}{\sqrt{16 - 15p_x^2}} \right. \\ & \quad \left. + \frac{\frac{a}{mb} - 1}{\sqrt{4 - 3p_x^2}} \right) \text{ for } \frac{a}{mb} > 1 \end{aligned} \quad (19)$$

### 3.3.2. $\frac{a}{mb} = 1$ 의 境遇

이 境遇의 塑性關節線은 Fig. 4 (b)에 나타내는 바와 같이 壓縮方向과  $45^\circ$ 의 角度를 나타내고 있다. 塑性關節線 I에 있어서의 처짐, 回轉角 및 面內變位の 不連續量은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned} w^I &= A_m^I \left( 1 - \frac{\sqrt{2}}{b} l_n \right), \quad \dot{\Theta}^I = \frac{2\sqrt{2}}{b} A_m^I \\ \dot{U}^I &= \frac{\sqrt{2}}{2} \delta \end{aligned} \quad (20)$$

또한 塑性關節線에 垂直方向의 單位길이當의 合應力  $N$  및 塑性關節線에 있어서의 塑性 모우멘트  $M$ 은 다음과 같이 計算된다.

$$N^I = -\frac{\sigma_x t}{2}, \quad \xi^I = \frac{M^I}{M_p} = \frac{4(1 - p_x^2)}{\sqrt{16 - 15p_x^2}} \quad (21)$$

式 (20) 및 (21)을 式 (15)에 代入하여 整理하면

$$\begin{aligned} \sigma_x b t \delta &= -4 \int_0^{\frac{a/2b}} [N^I \dot{U}^I - M^I \dot{\Theta}^I - w^I N^I \dot{\Theta}^I] dl_n \\ &= \sigma_x b t \delta + 8 A_m^I \xi^I M_p - 2 \sigma_x t A_m^I \end{aligned} \quad (22)$$

따라서, 式 (22)를 整理하면 荷重 ( $p_x$ )-처짐 ( $W_i$ ) 關係式은 다음과 같이 된다.

$$W_i = \frac{4(1 - p_x^2)}{p_x \sqrt{16 - 15p_x^2}} \text{ for } \frac{a}{mb} = 1 \quad (23)$$

### 3.3.3. $\frac{a}{mb} < 1$ 의 境遇

Fig. 4 (C)에 나타내는 바와 같이 壓縮方向과  $\phi^\circ$ 의 角度를 보이는 塑性關節線을 I, 壓縮方向과 垂直의 塑性關節線을 II 라 하면, 各各의 塑性關節線에 있어서의 처짐, 回轉角 및 面內變位の 不連續量은 다음과

같이 計算된다.

$$\begin{aligned}
 w^I &= A_m^I \left( 1 - \frac{2m \cos \phi}{a} l_n \right), \quad w^{III} = A_m^I \\
 \dot{\Theta}^I &= \frac{4m A_m^I \cos^2 \phi}{a \sin \phi}, \quad \dot{\Theta}^{III} = -\frac{4m}{a} A_m^I \\
 \dot{U}^I &= \delta \sin \phi, \quad \dot{U}^{III} = \delta
 \end{aligned} \tag{24}$$

또한, 塑性關節線에 垂直方向의 單位길이 當의 合應力  $N$  및 塑性關節線에 있어서의 모멘트  $M$ 은 다음과 같이 계산된다.

$$\begin{aligned}
 N^I &= \frac{\sigma_x t}{2} (\cos 2\phi - 1), \quad N^{III} = -\sigma_x t \\
 \xi^I &= \frac{M^I}{M_p} = \frac{4(1-p_x^2)}{\sqrt{16-3p_x^2(\cos 2\phi+1)^2-12p_x^2 \sin^2 \phi}} \\
 \xi^{III} &= \frac{M^{III}}{M_p} = 1-p_x^2
 \end{aligned} \tag{25}$$

式(24) 및 (25)를 式(15)에 代入하여 整理하면

$$\begin{aligned}
 \sigma_x b t \delta &= -4 \int_0^{a/2m \cos \phi} [N^I \dot{U}^I - M^I \dot{\Theta}^I - w^I N^I \dot{\Theta}^I] dl_n \\
 &\quad - \int_0^{b-a/m \tan \phi} [N^{III} \dot{U}^{III} - M^{III} \dot{\Theta}^{III} \\
 &\quad - w^{III} N^{III} \dot{\Theta}^{III}] dl_n \\
 &= \sigma_x b t \delta - \frac{\sigma_x a t \delta}{m} \tan \phi \cos 2\phi + 8 A_m^I \xi^I M_p \cot \phi \\
 &\quad + 4 A_m^I \xi^{III} M_p \left( \frac{mb}{a} - \tan \phi \right) \\
 &\quad + 2 A_m^I \sigma_x t \left\{ (\cos 2\phi - 1) \cot \phi + 2 \tan \phi \right. \\
 &\quad \left. - \frac{2mb}{a} \right\}
 \end{aligned} \tag{26}$$

3.3.1. 節에서의 같이  $\phi = 45^\circ$ 라 假定하면, 式(26)으로부터 다음과 같은 荷重 ( $p_x$ )—처짐 ( $W_i$ ) 關係式이 얻어진다.

$$\begin{aligned}
 W_i &= \frac{a}{(2mb-a)} \frac{1-p_x^2}{p_x} \left( \frac{4}{\sqrt{16-15p_x^2}} \right. \\
 &\quad \left. + \frac{mb}{2a} - \frac{1}{2} \right) \text{ for } \frac{a}{mb} < 1
 \end{aligned} \tag{27}$$

#### 4. 適用例

本研究에서는 위에서 導出한 式(13), (19), (23) 및 (27)을 利用하여 任意的 panel에 對한 壓壞強度를 推定하는 program을 作成하였으며, 여기서는 本研究에서 提案한 壓壞強度 簡易推定理論의 精度와 有用性을 確認하기 爲하여 適用例를 나타낸다.

##### 4.1. 精度의 檢討

參考文獻 [6]에서는 6萬ton bulk carrier에 對하여 4種類의 合計 21 panel, 5,500臺 船積 가능한 pure car carrier에 對하여 2種類의 合計 12 panel에 對한 初期

처짐을 計測하였다.

一般的인 船體上甲板 등에 있어서 panel의 aspect比는 2~6의 範圍에 있는 것이 보통이다. 이같은 觀點에서 Ueda등[9]은 參考文獻[6]의 計測結果에 對하여 式(2)의  $m$ 을 1에서 11까지 採用하고 初期처짐 成分  $A_{0m}$ 을 最小自乘法에 의해 求하였으며 (Table 1 및 2參照), 이들 初期처짐을 가진 panel에 對하여 有限要素法에 의한 彈塑性大變形解析을 遂行하여 縱方向 壓壞強度를 計算하였다.

여기서는 複雜한 形狀의 初期처짐을 가진 實船 panel에 對하여 本提案法의 精度와 有用性을 檢討하기 爲하여 實船計測된 初期처짐 形狀 및 壓壞強度에 對한 具體的인 內容이 容易하게 入手 가능한 이들의 調査結果를 利用하기로 한다.

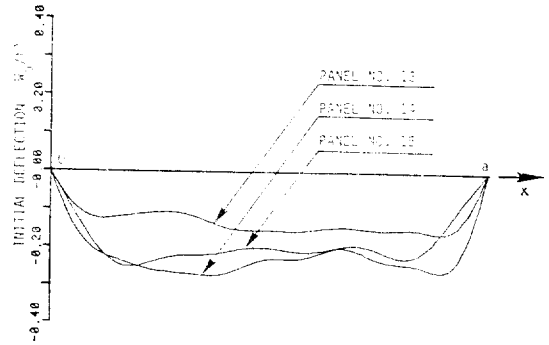


Fig. 5 Typical shape of measured initial deflection for example ship panels at the center line[9]

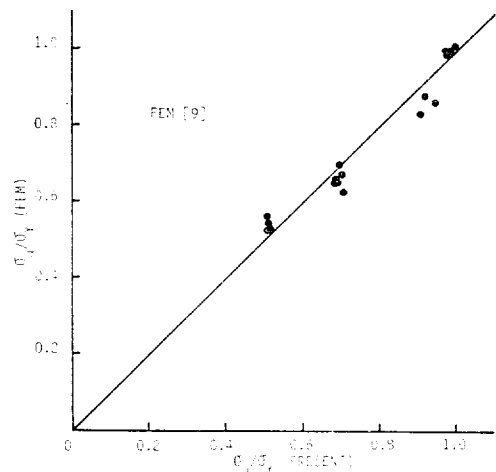


Fig. 6 Comparison of the ultimate compressive strength calculated by FEM [9] and the present method

Table 1 Dimensions for example ship panels [9]

Panel No.	$a$ (mm)	$b$ (mm)	$t$ (mm)	$a/b$	$b/t$	$w_{0max}/t$	$\lambda$	BM
1	2,400	800	34.5	3.00	23.19	0.038	0.80	3
2	2,400	800	34.5	3.00	23.19	0.022	0.80	3
3	2,400	800	34.5	3.00	23.19	0.045	0.80	3
4	2,400	800	34.5	3.00	23.19	0.037	0.80	3
5	2,400	800	34.5	3.00	23.19	0.030	0.80	3
6	2,400	800	34.5	3.00	23.19	0.032	0.80	3
7	2,400	800	34.5	3.00	23.19	0.017	0.80	3
8	2,400	800	34.5	3.00	23.19	0.039	0.80	3
9	2,400	800	34.5	3.00	23.19	0.049	0.80	3
10	2,400	800	34.5	3.00	23.19	0.041	0.80	3
11	2,400	800	34.5	3.00	23.19	0.035	0.80	3
12	2,400	800	34.5	3.00	23.19	0.040	0.80	3
13	2,800	800	15.0	3.50	53.33	0.159	1.84	4
14	2,800	800	15.0	3.50	53.33	0.277	1.84	4
15	2,800	800	15.0	3.50	53.33	0.249	1.84	4
16	2,800	800	19.0	3.50	42.11	0.167	1.45	4
17	2,800	800	19.0	3.50	42.11	0.194	1.45	4
18	2,800	800	19.0	3.50	42.11	0.201	1.45	4
19	2,100	800	19.0	2.63	42.11	0.158	1.45	3
20	2,100	800	19.0	2.63	42.11	0.177	1.45	3
21	2,100	800	19.0	2.63	42.11	0.164	1.45	3
22	3,440	780	11.0	4.41	70.91	0.481	2.45	4
23	3,440	780	11.0	4.41	70.91	0.487	2.45	4
24	3,440	780	11.0	4.41	70.91	0.420	2.45	4
25	3,440	780	11.0	4.41	70.91	0.534	2.45	4
26	3,440	780	11.0	4.41	70.91	0.497	2.45	4
27	3,440	780	11.0	4.41	70.91	0.514	2.45	4
28	3,440	780	8.0	4.41	97.50	0.496	3.36	4
29	3,440	780	8.0	4.41	97.50	0.162	3.36	4
30	3,440	780	8.0	4.41	97.50	0.291	3.36	4
31	3,440	780	8.0	4.41	97.50	0.189	3.36	4
32	3,440	780	8.0	4.41	97.50	0.169	3.36	4
33	3,440	780	8.0	4.41	97.50	0.370	3.36	4

$\lambda = b/t \sqrt{\sigma_Y/E}$  ( $\sigma_Y = 25\text{kg/mm}^2$ ), BM: Elastic Buckling Mode (Half-Waves)

먼저 Fig. 5에는 代表的인 panel에 대한 初期처짐 分布形狀을 나타내고 있다. 前述한 바와 같이 全般的으로 치짐은 한쪽方向으로 생겨있고 前後 對稱의인 傾向을 보이고 있으나 分布形狀은 매우 複雜하다.

Fig. 6 및 Table 3에는 이들 panel에 대한 本提案法과 Ueda등의 有限要素法에 의한 解析結果를 比較하고 있다.

Fig. 6으로 부터 本提案法에 의한 解析結果는 有限要素法을 適用하여 計算한 壓壞強度値와 잘 一致하고

있으며, 充分한 精度를 가지고 있다는 것을 確認할 수 있다. 또한, Table 3에 나타내는 바와 같이 破損모드의 境遇, 有限要素法에 의한 破損모드와 本提案法에 의한 破損모드는 比較的 두꺼운 板의 境遇는 一致하고 있으며 얇은 板의 境遇는 本提案法의 結果가 有限要素法의 結果보다 한개 高次의 破損모드를 나타내고 있다. 이것은 有限要素法에서는 塑性領域의 擴散을 考慮하고 있으며 얇은 板의 境遇는 壓壞強度에 到達하기 前에 상당한 크기의 처짐량이 發生하고 있기때문에 塑



Table 2 Initial deflection components in the case of  $m=11$ [9]

Panel No.	$A_{01}$	$A_{02}$	$A_{03}$	$A_{04}$	$A_{05}$	$A_{06}$	$A_{07}$	$A_{08}$	$A_{09}$	$A_{010}$	$A_{011}$
1	-1.3460	-0.0902	-0.2236	-0.0363	-0.0868	-0.0816	0.1024	-0.0361	-0.0138	0.0257	-0.0276
2	-0.7463	-0.0257	-0.1240	0.0008	-0.0656	-0.0229	0.1117	0.0159	0.0162	0.0647	-0.0077
3	-1.2350	-0.3393	-0.3435	0.1293	-0.0609	-0.0148	-0.0310	-0.0310	-0.0333	0.0747	-0.0185
4	-1.2470	0.1777	-0.0898	-0.0016	-0.0039	0.0344	0.0230	0.0180	0.0292	0.0090	0.0232
5	-0.9676	-0.1755	-0.1329	-0.0523	0.0429	-0.0199	0.0300	0.0072	-0.0001	-0.0003	0.0297
6	-1.1360	-0.1071	-0.1021	-0.0071	0.0121	-0.0140	0.0145	-0.0108	-0.0393	-0.0040	-0.0060
7	-0.5631	-0.0209	-0.1791	-0.0442	-0.0141	-0.0393	-0.0089	0.0108	0.0204	-0.0428	0.0417
8	-1.1010	-0.4814	-0.1018	-0.0318	-0.0196	-0.0435	0.0316	0.0245	0.0364	-0.0136	0.0194
9	-1.2390	0.4825	-0.2680	0.0495	0.0286	-0.0286	-0.0459	0.1104	0.0562	0.0043	-0.0077
10	-1.3390	-0.0940	-0.0902	-0.0243	-0.1762	-0.0403	-0.0489	-0.0274	-0.0503	0.0091	-0.0314
11	-1.1580	-0.1416	-0.0906	-0.0594	-0.0572	-0.0621	-0.0547	0.0383	-0.0151	-0.0222	-0.0352
12	-1.4810	0.0238	-0.2827	-0.0277	-0.0615	-0.0134	-0.0474	0.0029	-0.0319	-0.0188	-0.0224
13	-2.6680	0.2861	-0.6864	0.0967	-0.5339	-0.0076	-0.2338	0.0584	-0.1050	0.0444	-0.0730
14	-4.5350	-0.1825	-1.4190	0.3868	-0.6556	0.1380	-0.3410	0.0429	-0.1547	0.0919	-0.1354
15	-3.9550	-0.2182	-1.2040	-0.0949	-0.3592	-0.0248	0.0228	-0.0803	0.1374	0.0163	0.0153
16	-3.3390	-0.1875	-0.2967	0.0595	-0.1944	0.1278	-0.1433	0.0299	-0.0699	0.0135	-0.0421
17	-4.1870	0.4410	-0.8667	0.1498	-0.3883	-0.1100	-0.1808	-0.0453	-0.0345	-0.0368	-0.0739
18	-4.1610	0.4340	-0.6214	-0.0133	-0.5593	-0.0151	-0.2425	0.0042	-0.0833	-0.0216	-0.0935
19	-3.0920	0.3364	-0.3619	0.0562	0.0166	0.0762	-0.0099	0.0584	0.0598	0.0300	-0.0132
20	-3.6870	-0.0492	-0.7494	-0.0545	-0.3818	-0.0155	-0.1419	0.0485	0.0413	-0.0134	-0.0916
21	-3.6340	-0.0354	-0.9371	0.0429	-0.3355	0.0693	-0.0783	0.1189	0.0686	0.0266	-0.0457
22	-5.9490	-0.2229	-1.9360	-0.0699	-0.5975	-0.1481	-0.4548	0.0313	0.0203	0.0218	0.0081
23	-5.6110	0.7350	-1.9480	-0.0749	-0.7928	0.0749	-0.5474	0.1156	-0.0297	0.0128	-0.0304
24	-4.6430	0.7018	-1.4560	-0.1474	-1.0650	-0.0735	-0.3623	0.1460	0.1278	0.0566	0.0831
25	-3.4250	-1.5000	-2.9650	0.5245	-0.9659	-0.3799	-0.3316	0.1237	-0.1249	-0.0260	0.0052
26	-5.1250	0.5857	-1.8320	0.3175	-0.9451	0.1073	-0.6287	-0.0127	-0.0817	-0.0638	-0.0569
27	-5.6470	0.1325	-2.1670	0.1465	-1.2010	0.2085	-0.2698	0.1137	-0.0059	0.0507	-0.0031
28	-2.6350	1.4550	-0.8709	0.3279	0.3494	0.1940	0.1542	0.0272	0.1143	0.0739	0.1084
29	0.6047	-0.5076	0.0372	-0.3083	-0.3485	0.0817	0.0582	-0.0577	-0.1068	0.0620	0.0144
30	0.2692	-0.1981	-1.1950	0.6213	0.1437	-0.3499	-0.0850	0.0287	-0.0656	0.0359	-0.0805
31	-0.1417	0.7201	0.4821	0.0124	0.2607	0.0729	0.1584	0.0861	0.1202	0.0059	-0.0136
32	-0.4969	-0.3383	0.3391	-0.1588	0.1997	-0.2517	0.1544	-0.0324	0.0314	-0.1196	0.0166
33	0.4604	1.0230	-0.9813	0.2591	-0.8622	0.0998	-0.1564	0.0957	0.0320	0.0233	0.0758

性膜效果가 크게 作用하여 破損모드의 數가 增加하는 것을 妨害하는데 그 原因이 있다고 생각된다. 그러나, 壓壞強度値는 잘 一致하고 있으며 實用的으로 充分한 精度를 보여주고 있다고 생각된다. 또한, 一般的으로 比較의 두꺼운 板의 破損모드는 1半波(全斷面 塑性狀態도 包含)이고, 比較의 얇은 板의 破損모드는 固有의 彈性座屈 모드보다 1~2개 高次모드이며 그 中間의 境遇(slenderness ratio,  $\lambda=b/t\sqrt{\sigma_y/E}=1.9$  前後,  $\sigma_y$ : 降伏應力)는 固有의 座屈모드보다 1~2개 低次모드를 나타내고 있다는 것을 알 수 있다.

4.2. 初期처짐 成分項數의 影響

4.1. 節에서는 初期처짐에 대한 實船計測結果로 부터 式(2)의  $m$ 을 一般的인 實船 panel에 대해서 充分하다고 생각되는 11개를 採用하여 壓壞強度値를 提定하였다. 여기서는 式(2)의  $m$ 을 어느 程度의 크기까지 採用하면 적절한지 알아보기 위해 初期처짐 成分項數의 變化에 따른 壓壞強度値의 크기를 比較한다,

Table 4, 5 및 6에는 Table 1 및 2에 나타내는 實船計測結果에 대하여 式(2)의  $m$ 을 各各 5, 7 및 9개를 採用하여 본 연구에서 展開한 初期처짐成分  $A_{0m}$ 을

**Table 3** Comparison of the results by FEM [9] and the present method for  $m=11$

Panel No.	FEM [9]		PRESENT ( $m=11$ )	
	$\sigma_u/\sigma_Y$	$m_u$	$\sigma_u/\sigma_Y$	$m_u$
1	1.012	Full Plastic	0.996	1
2	1.012	Full Plastic	0.998	1
3	1.011	Full Plastic	0.997	1
4	1.014	Full Plastic	0.997	1
5	1.014	Full Plastic	0.997	1
6	1.015	Full Plastic	0.997	1
7	1.013	Full Plastic	0.999	1
8	1.013	Full Plastic	0.997	1
9	1.011	Full Plastic	0.997	1
10	1.011	Full Plastic	0.996	1
11	1.013	Full Plastic	0.997	1
12	1.012	Full Plastic	0.996	1
13	0.862	Local Plastic	0.948	5
14	0.835	Local Plastic	0.911	3
15	0.879	Local Plastic	0.921	3
16	1.006	Full Plastic	0.982	1
17	1.001	Full Plastic	0.976	1
18	0.999	Full Plastic	0.977	1
19	1.007	Full Plastic	0.977	1
20	0.997	Full Plastic	0.972	1
21	0.998	Full Plastic	0.972	1
22	0.623	5	0.708	5
23	0.671	5	0.701	5
24	0.662	5	0.692	5
25	0.697	5	0.695	5
26	0.656	5	0.696	5
27	0.653	5	0.687	5
28	0.538	6	0.508	6
29	0.532	5	0.511	6
30	0.526	5	0.505	6
31	0.533	5	0.511	6
32	0.532	5	0.507	6
33	0.565	5	0.510	6

$m_u$  : Half-Waves for Failure Mode  
 $\sigma_u$  : Ultimate Compressive Strength

나타내고 있다. 또한, Table 7에는 各各에 대하여 本提案法으로 計算한 壓壞強度値를 比較하고 있다.

이들 結果로부터 1半波의 破損모드를 나타내는 두꺼운 板의 境遇는 成分項數에 거의 關係가 없으나 얇은 板일수록 推定된 壓壞強度値는 採用하는 初期처짐 成分의 項數에 依存하고 있으며 項數가 많을수록 精度가

**Table 4** Initial deflection components calculated by authors in the case of  $m=5$

Panel No.	$A_{01}$	$A_{02}$	$A_{03}$	$A_{04}$	$A_{05}$
1	-1.3184	-0.1158	-0.2098	-0.0003	-0.1892
2	-0.7386	-0.0903	-0.1402	-0.0151	-0.1773
3	-1.2165	-0.4140	-0.3102	0.1603	-0.0299
4	-1.2702	0.1687	-0.1190	-0.0197	-0.0269
5	-0.9973	-0.1752	-0.1328	-0.0596	0.0129
6	-1.1300	-0.1031	-0.0628	0.0038	-0.0025
7	-0.6048	0.0218	-0.1995	-0.0551	-0.0052
8	-1.1204	-0.4678	-0.1382	-0.0564	-0.0512
9	-1.2313	0.4782	-0.3242	-0.0609	0.0745
10	-1.3076	-0.1032	-0.0399	0.0032	-0.1273
11	-1.1228	-0.1194	-0.0755	-0.0976	-0.0025
12	-1.4586	0.0425	-0.2508	-0.0306	-0.0141
13	-2.5950	0.2417	-0.5814	0.0384	-0.3001
14	-4.3996	-0.2744	-1.2643	0.3439	-0.3146
15	-3.9703	-0.2345	-1.3414	-0.0147	-0.3820
16	-3.2969	-0.2010	-0.2268	0.0296	-0.0511
17	-4.1131	0.4778	-0.8322	0.1951	-0.2075
18	-4.0675	0.4556	-0.8381	-0.0175	-0.3168
19	-3.0788	0.3064	-0.4217	-0.0022	0.0265
20	-3.5954	-0.0357	-0.7907	-0.1030	-0.2399
21	-3.5883	-0.0620	-1.0057	-0.0760	-0.2571
22	-5.9571	-0.2447	-1.9563	-0.1012	-0.1427
23	-5.5806	0.7222	-1.9183	-0.1905	-0.2454
24	-4.7261	0.6452	-1.5838	-0.2934	-0.7027
25	-3.4302	-1.4741	-2.8401	0.4008	-0.6343
26	-5.0681	0.6495	-1.7503	0.3302	-0.3164
27	-5.6439	0.0818	-2.1611	0.0328	-0.9312
28	-2.7434	1.3811	-0.9852	0.3007	0.1952
29	0.5903	-0.5096	0.1440	-0.2506	-0.4067
30	0.3497	-0.2040	-1.1294	0.5926	0.2287
31	-0.1281	0.7142	0.3619	-0.0738	0.1023
32	-0.5135	-0.2187	0.3077	-0.1264	0.0453
33	0.3846	0.9997	-1.0133	0.1634	-0.7058

좋아진다는 것을 알 수 있다. 따라서, 式 (2)의  $m$ 은 比較的 얇은 板에 대해서는 큰 數를 採用하는 것이 바람직하다고 생각된다. 그러나, 前述한 바와 같이 一般的인 實船 panel의 境遇, 縱橫比는 2~6程度이며 式 (2)의  $m$ 을 1에서 11程度까지 採用하면 充分한 精度의 結果를 얻을 수 있다고 생각된다. 特히, 本計算例에서와 같은 縱橫比를 가진 panel의 境遇,  $m$ 을 9와 11로 採用하여 本 제안법으로 推定한 壓壞強度는 一致하였으며, 이 境遇는  $m$ 을 1에서 9程度까지 採用해도 된다.

Table 5 Initial deflection components calculated by authors in the case of  $m=7$

Panel No.	$A_{01}$	$A_{02}$	$A_{03}$	$A_{04}$	$A_{05}$	$A_{06}$	$A_{07}$
1	-1.3460	-0.0902	-0.2236	-0.0363	-0.0592	-0.1073	0.1162
2	-0.7463	-0.0257	-0.1240	0.0008	-0.0579	-0.0875	0.0955
3	-1.2350	-0.3393	-0.3435	0.1293	-0.0424	-0.0896	0.0023
4	-1.2470	0.1777	-0.0898	-0.0016	-0.0271	0.0254	-0.0062
5	-0.9676	-0.1755	-0.1329	-0.0523	0.0133	-0.0195	0.0301
6	-1.1360	-0.1071	-0.1021	-0.0071	0.0180	-0.0100	0.0538
7	-0.5631	-0.0209	-0.1791	-0.0442	-0.0559	0.0034	-0.0293
8	-1.1010	-0.4814	-0.1018	-0.0318	-0.0390	-0.0298	-0.0048
9	-1.2390	0.4825	-0.2680	0.0495	0.0363	-0.0329	-0.1020
10	-1.3390	-0.0940	-0.0902	-0.0243	-0.1448	-0.0495	0.0014
11	-1.1580	-0.1416	-0.0906	-0.0594	-0.0220	-0.0398	-0.0395
12	-1.4810	0.0238	-0.2827	-0.0277	-0.0391	0.0053	-0.0155
13	-2.6680	0.2861	-0.6864	0.0967	-0.4609	-0.0520	-0.1288
14	-4.5350	-0.1825	-1.4190	0.3868	-0.5202	0.0461	-0.1863
15	-3.9550	-0.2182	-1.2040	-0.0949	-0.3745	-0.0411	-0.1146
16	-3.3390	-0.1875	-0.2967	0.0595	-0.1523	0.1143	-0.0734
17	-4.1870	0.4410	-0.8667	0.1498	-0.3144	-0.0732	-0.1463
18	-4.1610	0.4340	-0.9214	-0.0133	-0.4658	0.0065	-0.1592
19	-3.0920	0.3364	-0.3619	0.0562	0.0298	0.0462	-0.0697
20	-3.6870	-0.0492	-0.7494	-0.0545	-0.2902	-0.0021	-0.1832
21	-3.6340	-0.0354	-0.9371	0.0429	-0.2898	0.0427	-0.1470
22	-5.9490	-0.2229	-1.9360	-0.0699	-0.6056	-0.1699	-0.4751
23	-5.6110	0.7350	-1.9480	-0.0749	-0.7624	0.0621	-0.5177
24	-4.6430	0.7018	-1.4560	-0.1474	-1.1481	-0.1300	-0.4901
25	-3.4250	-1.5000	-2.9650	0.5245	-0.9711	-0.3540	-0.2067
26	-5.1250	0.5857	-1.8320	0.3175	-0.8882	0.1711	-0.5470
27	-5.6470	0.1325	-2.1670	0.1465	-1.1979	0.1578	-0.2639
28	-2.6350	1.4550	-0.8709	0.3279	0.2410	0.1202	0.0399
29	0.6047	-0.5076	0.0372	-0.3083	-0.3629	0.0797	0.1650
30	0.2692	-0.1981	-1.1950	0.6213	0.2242	-0.3558	-0.0194
31	-0.1417	0.7201	0.4821	0.0124	0.2743	0.0669	0.0382
32	-0.4969	-0.3383	0.3391	-0.1588	0.1831	-0.1321	0.1230
33	0.4604	1.0230	-0.9813	0.2591	-0.9380	0.0765	-0.1884

4.3. 初期처짐량 및 板두께 變化의 影響

다음으로 4.1.節에서 計算한 實船 panel에 있어서, 初期처짐의 分布形狀은 同一하더라도 初期처짐량이나 板 두께가 變化하게 되면 壓壞強度值에도 影響을 미칠 可能性이 있는데, 여기서는 이같은 境遇에 대한 本提案法의 適用性을 檢討한다.

먼저, 注意의 panel(Table 1에 나타난 panel No. 3)에 대하여 分布形狀은 同一하게 維持시키면서 初期처짐량을 10배하여 이들 初期처짐을 가진 panel에 대한 壓壞強度值을 本提案法과 増分 Galerkin法(IGM,

Incremental Galerkin Method)[2]을 適用하여 計算한 結果를 Fig. 7에 比較하고 있다. IGM의 解析에서는 처짐成分을 모두 考慮한 彈性大처짐 解析結果와 이 結果로부터 얻어지는 破損모드에 대한 塑性 解析 結果를 組合하여 壓壞強度를 推定하였다. 이 結果로부터 初期처짐량이 增加하면 壓壞強度值은 低下하고 있다는 것을 알 수 있으며, 兩者는 잘 一致하고 있다. 또한 Fig. 7에는 板두께를 變化(slenderness ratio,  $\lambda$ 를 變化)시킨 境遇의 壓壞強度值로 比較하고 있다. 板 두께가 얇을수록( $\lambda$ 가 클수록) 壓壞強度值은 低下하고 있으며, 本

Table 6 Initial deflection components calculated by authors in the case of  $m=9$ 

Panel No.	$A_{01}$	$A_{02}$	$A_{03}$	$A_{04}$	$A_{05}$	$A_{06}$	$A_{07}$	$A_{08}$	$A_{09}$
1	-1.3460	-0.0902	-0.2236	-0.0363	-0.0868	-0.0816	0.1024	-0.0361	0.0138
2	-0.7463	-0.0257	-0.1240	0.0008	-0.0656	-0.0229	0.1117	0.0159	0.0239
3	-1.2350	-0.3393	-0.3435	0.1263	-0.0609	-0.0148	-0.0310	-0.0310	-0.0148
4	-1.2470	0.1777	-0.0898	-0.0016	-0.0039	0.0344	0.0230	0.0180	0.0060
5	-0.9676	-0.1755	-0.1329	-0.0523	0.0429	-0.0199	0.0300	0.0072	-0.0298
6	-1.1360	-0.1071	-0.1021	-0.0071	0.0121	-0.0140	0.0145	-0.0108	-0.0333
7	-0.5631	-0.0209	-0.1791	-0.0442	-0.0141	-0.0393	-0.0089	0.0108	-0.0213
8	-1.1010	-0.4814	-0.1018	-0.0318	-0.0196	-0.0434	0.0316	0.0245	0.0170
9	-1.2390	0.4825	-0.2680	0.0495	0.0286	-0.0286	-0.0459	0.1104	0.0639
10	-1.3390	-0.0940	-0.0902	-0.0243	-0.1762	-0.0403	-0.0489	-0.0274	-0.0189
11	-1.1580	-0.1416	-0.0906	-0.0594	-0.0572	-0.0621	-0.0547	0.0382	0.0200
12	-1.4810	0.0238	-0.0227	-0.0277	-0.0615	-0.0134	-0.0474	0.0029	-0.0095
13	-2.6680	0.2861	-0.6864	0.0967	-0.5339	-0.0076	-0.2338	0.0583	-0.0320
14	-4.5350	-0.1825	-1.4190	0.3868	-0.6556	0.1380	-0.3410	0.0429	-0.0193
15	-3.9550	-0.2182	-1.2040	-0.0949	-0.3592	-0.0248	0.0228	-0.0803	0.1221
16	-3.3390	-0.1875	-0.2967	0.0595	-0.1944	0.1278	-0.1433	0.0299	-0.0278
17	-4.1870	0.4410	-0.8667	0.1498	-0.3883	-0.1100	-0.1808	-0.0453	0.0394
18	-4.1610	0.4340	-0.9214	-0.0133	-0.5593	-0.0151	-0.2425	0.0042	0.0102
19	-3.0920	0.3364	-0.3619	0.0562	0.0166	0.0762	-0.0099	0.0584	0.0731
20	-3.6870	-0.0492	-0.7494	-0.0545	-0.3818	-0.0155	-0.1419	0.0485	0.1330
21	-3.6340	-0.0354	-0.9371	0.0429	-0.3355	0.0693	-0.0783	0.1189	0.1143
22	-5.9490	-0.2229	-1.9360	-0.0699	-0.5975	-0.1481	-0.4548	0.0313	0.0121
23	-5.6110	0.7350	-1.9480	-0.0749	-0.7928	0.0749	-0.5474	0.1156	0.0007
24	-4.6430	0.7018	-1.4560	-0.1474	-1.0650	-0.0735	-0.3623	0.1460	0.0447
25	-3.4250	-1.5000	-2.9650	0.5245	-0.9659	-0.3799	-0.3316	0.1237	-0.1301
26	-5.1250	0.5857	-1.8320	0.3175	-0.9451	0.1073	-0.6287	-0.0127	-0.0248
27	-5.6470	0.1325	-2.1670	0.1465	-1.2010	0.2085	-0.2698	0.1137	0.0028
28	-2.6350	1.4550	-0.8709	0.3279	0.3494	0.1940	0.1542	0.0272	0.0059
29	0.6047	-0.5076	0.0372	-0.3083	-0.3485	0.0817	0.0582	-0.0577	-0.1212
30	0.2692	-0.1981	-1.1950	0.6213	0.1437	-0.3499	-0.0850	0.0287	0.0149
31	-0.1417	0.7201	0.4821	0.0124	0.2607	0.0728	0.1584	0.0861	0.1338
32	-0.4969	-0.3383	0.3391	-0.1588	0.1997	-0.2517	0.1544	-0.0324	0.0148
33	0.4604	1.0230	-0.9813	0.2591	-0.8622	0.0998	-0.1564	0.0957	-0.0438

提案法과 IGM을 適用하여 計算한 壓壞強度値는 잘 一致하고 있다.

한편, 本計算例에 대한 各 方法의 計算時間은 한 개의 panel에 대하여 小型 컴퓨터 PRIME 750으로 各各 Table 8과 같이 所要되었으며(FEM에 대한 計算時間은 他機種의 컴퓨터에 대한 FEM과 IGM의 比較値로부터 推定), 本 提案法에 대한 計算時間은 다른 方法에 비해 極端의으로 짧은 것을 알 수 있다.

## 5. 結 言

本 研究에서는 實船 panel에서와 같이 複雜한 形狀의 初期처짐이 存在하는 境遇에 대하여 한개의 初期처짐 成分에만 主目한 彈性大처짐 解析과 大처짐의 影響을 考慮한 塑性解析을 組合함으로써 縱方向 壓壞強度를 簡單하면서도 높은 精度로서 推定할 수 있는 方法을 提案하였고, 計算例를 통하여 그 精度와 有用性を 確認하였으며, 다음과 같은 結論을 얻었다.

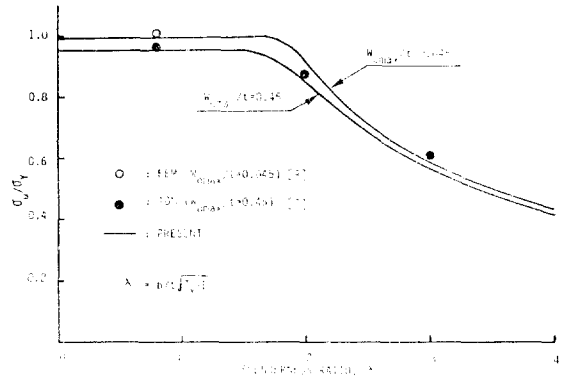
**Table 7** Effect of terms of initial deflection components on the ultimate compressive strength by the present method

Panel No.	$\sigma_u/\sigma_Y$ (m=5)	$\sigma_u/\sigma_Y$ (m=7)	$\sigma_u/\sigma_Y$ (m=9 or 11)
1	0.996	0.996	0.996
2	0.998	0.998	0.998
3	0.997	0.997	0.997
4	0.997	0.997	0.997
5	0.997	0.997	0.997
6	0.997	0.997	0.997
7	0.998	0.999	0.999
8	0.997	0.997	0.997
9	0.997	0.997	0.997
10	0.997	0.996	0.996
11	0.997	0.997	0.997
12	0.996	0.996	0.996
13	0.954	0.948	0.948
14	0.918	0.911	0.911
15	0.915	0.921	0.921
16	0.982	0.982	0.982
17	0.977	0.976	0.976
18	0.977	0.977	0.977
19	0.977	0.977	0.977
20	0.973	0.972	0.972
21	0.973	0.972	0.972
22	0.725	0.707	0.708
23	0.721	0.702	0.701
24	0.704	0.689	0.691
25	0.706	0.695	0.695
26	0.718	0.697	0.696
27	0.696	0.687	0.687
28	0.522	0.510	0.508
29	0.519	0.511	0.511
30	0.522	0.505	0.505
31	0.524	0.511	0.511
32	0.525	0.510	0.507
33	0.515	0.511	0.510

$\sigma_u$  : Ultimate Compressive Strength

(1) 一般的인 實船 panel의 縱方向 壓壞強度를 計算하는 境遇, 初期처짐 分布形狀은 式 (2)와 같은 3角級 數로 나타낼 수 있다

(2) 一般的으로 比較的 두꺼운 板의 破損모드는 1半波(全斷面 塑性모드도 包含)이고, 比較的 얇은 板의 破損모드는 固有의 彈性座屈모드보다 1~2개 高次모드이며, 그 中間의 境遇(slenderness ratio,  $\lambda=1.9$  前後)



**Fig. 7** Ultimate compressive strength for example rectangular plate, panel No. 3

**Table 8** Comparison of computing time of each method for an example rectangular plate

FEM [9]	IGM [2]	PRESENT
10, 000 (sec)	2, 500 (sec)	0.18 (sec)

는 固有의 座屈모드보다 1~2개 低次모드를 나타낸다.

(3) 板의 彈性大처짐 舉動解析에 있어서는 固有의 破損모드에 대한 처짐 成分만을 考慮하면 充分한 精度의 結果를 얻을 수 있다고 생각된다.

(4) 壓壞強度值의 精度는 얇은 板 일수록 實船計測된 初期처짐 分布를 式 (2)로 展開할 때 採用하는 成分의 項數에 依存하며, 項數가 많을수록 精度는 向上되나 一般的인 實船 panel의 境遇, 11개 程度까지 採用하면 實用的으로 充分한 精度의 結果를 얻을 수 있다고 생각된다.

(5) 初期처짐 分布形狀이 同一하더라도 初期처짐量이 增加하거나 板두께가 얇아지면 壓壞強度值가 低下하고 있으며, 이같은 境遇에도 本 提案法은 充分한 精度로서 適用可能하다.

(6) 本 提案法은 有限要素法이나 増分 Galerkin法에 비해 計算時間이 極端的으로 짧다.

參 考 文 獻

[1] 藤田, 野本, 仁保, “防撓板의 壓縮強度について”, 日本造船學會論文集, 第141號, 1978.  
 [2] 白点基, “판요소의 탄성대처짐 거동해석에 관한 연구—증분 Galerkin법의 개발 및 응용—”, 대한조선학회 제24권, 제4호, 1987.  
 [3] 上田, S.M.H. Rashed, 白点基, 正岡, “構造全體

- の非線形性を考慮した理想化構造要素法—理想化矩形板要素 および理想化防撓板要素—, 日本造船學會論文集, 第159號, 1986.
- [4] C.G. Soares, "Survey of Methods of Prediction of the Compressive Strength of Stiffened Plates", *the Norwegian Institute of Technology Report*, MK/R 57, 1981.
- [5] C.A. Carlsen and J. Czujko, "The Specification of Post Welding Distortion Tolerance for Stiffened Plates in Compression", *Structural Engineer*, Vol. 56A, 1978.
- [6] 日本造船研究協會, "船殻部材 歪量の 船體強度に及ぼす影響に 關する研究", 第127部會 報告書, 研究資料 No. 212, 1975.
- [7] ISSC, "Fabrication and Service Factors", *Report of Committee* III. 3, 1985.
- [8] 矢尾, "船體構造部材の 壓壊強度に 關する研究", 大阪大學博士學位 論文, 1981.
- [9] Y. Ueda and T. Yao, "The Influence of Complex Initial Deflection Modes on the Behaviour and Ultimate Strength of Rectangular Plates in Compression", *J. Construct. Steel Research*, Vol 5, 1985.
- [10] A. Sawczuk, "Large Deflections of Rigid-Plastic Plates", *Proc. 11th Int. Cong. Appl. Mech.*, 1964.
- [11] Korol and Sherbourne, "Strength Predictions of Plates in Uniaxial Compression", *ASCE*, ST9, 1972.
- [12] N.W. Murray, "Buckling of Stiffened Panels Loaded Axially and in Bending", *Structural Engineer*, Vol. 51, No. 8, 1973.