
 論 文

大韓造船學會論文集
 第 32 卷 第 4 號 1995年 11月
 Transactions of the Society of
 Naval Architects of Korea
 Vol. 32, No. 4, November 1995

얇은 면재를 갖는 샌드위치 평판의 좌굴강도 해석

양향권*, 이재욱**, 김영훈***

Buckling Analysis of Sandwich Plate with Thin Faces

by

H. K. Yang*, J. W. Lee** and Y. H. Kim***

요 약

본 연구에서는 샌드위치 평판이 2축 압축력을 받아 면재와 심재가 전체적으로 좌굴되는 경우를 Rayleigh-Ritz 법으로 해석하였다. 샌드위치 평판의 전체좌굴강도에 대한 경계조건의 영향을 검토하기 위하여 단순지지, 고정 및 이들의 조합상태에 놓인 평판을 고려하였으며, 심재 및 면재의 구조특성에 따른 좌굴강도의 변화도 고찰하였다.

Abstract

This study is concerned with the overall buckling analysis of sandwich plates under biaxial loads by applying the Rayleigh-Ritz method, which are considered to buckle simultaneously in overall from of core and thin faces together. In order to study the effects of boundary conditions on the buckling behaviors, the simply supported, fixed and it's combined boundary conditions are considered as well as the effects of material characteristics of core and thin faces of sandwich plates on the buckling behaviors.

접수일자: 1995년도 5월 27일, 재접수일자: 1995년 11월 15일

* 정회원, 해군본부 조함단

** 정회원, 인하대학교 선박해양공학과

*** 정회원, 인하대 대학원 선박공학과

1. 서론

샌드위치 구조의 개념은 얇고 강한 강성을 지닌 고밀도의 두 면재사이에 저밀도로써 가볍고 강성과 강도가 면재보다 낮은 두꺼운 심재를 넣고 접착하여 구조특성을 향상시킨 Hybrid구조의 일종으로 서로 다른 특성을 지닌 재료의 조합으로 기계적, 물리적 특성을 상호 보완하여 요구조건에 맞는 개선된 특성을 보유토록 한 복합재료의 특수형태라 할 수 있으며 이러한 샌드위치 구조에 대한 관심이 높아지고 있고 응용에 있어서도 하나의 재료에 치우치지 않고 더 많은 재료를 필요에 따라서 사용한다는 개념으로 발전하고 있다.

이러한 원리는 한가지 특성의 재료에서 과거에 가 능치 못했던 기계적인 특성이나 물리적인 특성을 각기 다른 성질의 재료를 조합하므로써 제한적이긴 하지만 원하는 조건에 맞는 것을 얻는 데에 있다. 즉 샌드위치 구조의 개념은 특성이 각기 다른 재료들의 조합으로 또 다른 하나의 특수한 구조적 성질의 잇점을 갖는 구조재료를 얻을 수 있는 것으로 구성형태는 단판구조 복합재료에 사용되는 FRP와 같은 밀도가 높고 강도가 강한 재료를 사용한 면재와 PVC 나 balsa wood와 같은 저밀도의 가볍고 두꺼운 심재로 이루어져 있으며 단판구조와 달리 심재를 사이에 두고 얇은 면재를 심재의 양면에 접착하여 두개의 면재를 중립축으로부터 거리를 멀리하여 단면2차모멘트를 높일 수 있는 이중판구조형태로써 경량이면서 고강성, 고강도의 구조용 재료로 대두되고 있고 국내에서도 최근에 이르러 고속 여객선, 어선, 잠수정 및 방위용 특수선의 비구조격벽등에 balsa wood 및 PVC form을 심재로 사용한 FRP 샌드위치구조가 사용되고 있다. [1, 2, 3]

샌드위치 구조물에서 좌굴의 종류는 면재와 심재가 같이 거동하여 일으키는 전좌굴과 면재가 매우 강하여 면재의 횡전단력에 의해 심재가 파괴되는 심재의 전단 불안정, 면재가 아주 얇아 면재의 불안정에 의한 면재의 Wrinkling등[12]이 있는데 본 논문에서는 샌드위치 구조에서 중요시되는 전좌굴에 대해서 해석하고자 한다.

2. 샌드위치 평판의 좌굴해석 이론

샌드위치 평판의 좌굴강도에 대한 해석방법으로 지지조건에 대한 각 경계조건을 만족시키는 처짐함

수를 가정하여 해석할 수 있고 또 처짐함수를 가정하기전에 경계조건을 만족여부를 미리 판단할 수 있으며 가정한 처짐함수가 실제의 처짐과 유사하다면 비교적 정확한 해를 얻을 수 있는 Rayleigh-Ritz의 에너지 최소화 방법을 사용하였다.

해석대상인 샌드위치 평판의 형상과 처짐에 관한 가정은 다음과 같다.

2.1 가정

- 1) 면재와 심재의 접착은 완벽하다.
- 2) 모든 변형도와 처짐은 미소하다.
- 3) 면재와 심재는 등방성재질이며, 심재는 두께에 걸쳐서 전단력이 일정한 antiplane core[5]로 한다.
- 4) 심재는 얇은 두께이고, 자신의 도심축에 대한 국부 굽힘 강성은 무시한다.

2.2 변형 에너지 이론

변형 에너지는 가정에 의해서 z방향의 응력(σ_z) 이 없다는 조건을 사용하면 다음과 같다.

$$U = \frac{1}{2} \int_V (\sigma_x \epsilon_x + \sigma_y \epsilon_y + \tau_{xy} \gamma_{xy} + \tau_{yz} \gamma_{yz} + \tau_{zx} \gamma_{zx}) dv \quad (1)$$

심재는 antiplane core이기 때문에 심재의 전체 두께에 걸쳐서 전단력이 일정하고 굽힘강성이 작기 때문에 굽힘에 대해서도 기여하지 못하므로 굽힘에 대한 항은 무시를 하였고 전단에 대해서만 고려하였으며 x-, y-방향에 대한 직접적인 변형이 없기 때문에 이 두방향의 변형도도 없게 된다.

또한, 면재 역시 yz방향이나 xz방향에 대한 전단이 무한대이기 때문에 γ_{yz} , γ_{zx} 도 무시한다.

2.2.1 심재의 전단변형 에너지 {5}, {6}

$$\begin{aligned} U_{cs} &= \frac{1}{2} \int_V (\tau_{zx} \gamma_{zx} + \tau_{yz} \gamma_{yz}) dv \\ &= \frac{G_c d}{2} \int_0^a \int_0^b \left\{ (1-\lambda)^2 \left(\frac{\partial w}{\partial x} \right)^2 + (1-\mu)^2 \left(\frac{\partial w}{\partial y} \right)^2 \right\} dy dx \quad (2) \end{aligned}$$

2.2.2 면재의 변형 에너지 [5], [6]

1) 굽힘 변형 에너지

$$\begin{aligned}
 (U_f) &= \frac{1}{2} \int_V \{ \sigma_x \epsilon_x + \sigma_y \epsilon_y + \tau_{xy} \gamma_{xy} \} dv \\
 &= \frac{E_f d^2 t}{4g} \int_0^a \int_0^b \left\{ \lambda^2 \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \right)^2 \right. \\
 &\quad + \mu^2 \left(\frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \right)^2 + 2\nu_f \lambda \mu \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \cdot \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \right) \\
 &\quad \left. + \frac{(1-\nu_f)}{2} (\lambda + \mu)^2 \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y} \right)^2 \right\} dx dy \quad (3)
 \end{aligned}$$

2) 면재의 막효과를 고려한 변형에너지

$$\begin{aligned}
 U_{fm} &= \frac{1}{2} \int_V \{ \sigma_x \epsilon_x + \sigma_y \epsilon_y + \tau_{xy} \gamma_{xy} \} dv \\
 &= \frac{E_f t}{g} \int_A \left\{ \left(\frac{c}{2} \lambda + \frac{t}{2} \right)^2 \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \right)^2 \right. \\
 &\quad + \left(\frac{c}{2} \mu + \frac{t}{2} \right)^2 \left(\frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \right)^2 \\
 &\quad + 2\nu_{xy} \left(\frac{c}{2} \lambda + \frac{t}{2} \right) \left(\frac{c}{2} \mu + \frac{t}{2} \right) \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \cdot \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \right) \Big\} dx dy \\
 &\quad + G_{xy} t \int_A \left\{ \left(\frac{c}{2} \lambda + \frac{c}{2} \mu + t \right)^2 \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y} \right)^2 \right\} dx dy \quad (4)
 \end{aligned}$$

2.2.3 2축 방향 압축하중에 의한 potential 에너지

$$\begin{aligned}
 V &= - \frac{Nx}{2} \int_0^a \int_0^b \left(\frac{\partial w}{\partial x} \right)^2 dy dx \\
 &\quad - \frac{Ny}{2} \int_0^a \int_0^b \left(\frac{\partial w}{\partial y} \right)^2 dy dx \quad (5)
 \end{aligned}$$

2.3 처짐형상의 수학적 표현

경계조건에 맞는 샌드위치 평판의 처짐형상함수[4, 5]는 고정지지단의 경우 sine 2승함수로 표현하고 단순지지단의 경우는 sine 1승함수로 표현했다.

즉 단순지지단에서는 처짐 및 모든 모멘트값이 0 이며 고정지지단에서는 처짐 및 경사각(slope) $\partial w / \partial x$ 또는 $\partial w / \partial y$ 가 0 이 된다. 또한 좌굴강도 해석을 위한 처짐형상함수 가정에 있어서는 x방향의 좌굴 Mode수 표현으로 사용된 m값에 대해 y방향의 Mode가 최소(=1)일 때가 최소 좌굴강도이므로 y방향 Mode를 1로 하였다.

각 경계조건에 맞는 처짐형상함수의 가정은 다음과 같다.

(1) 네변 단순지지(S-S)

$$\begin{aligned}
 w &= a_m \sin \frac{m\pi x}{a} \cdot \sin \frac{\pi y}{b} \\
 (m &= 1, 2, 3, \dots) \quad (6-1)
 \end{aligned}$$

(2) 네변 고정지지(F-F)

$$\begin{aligned}
 w &= a_m \sin^2 \frac{m\pi x}{a} \cdot \sin^2 \frac{\pi y}{b} \\
 (m &= 1, 2, 3, \dots) \quad (6-2)
 \end{aligned}$$

(3) x변 단순지지-y변 고정(S-F)

$$\begin{aligned}
 w &= a_m \sin \frac{m\pi x}{a} \cdot \sin^2 \frac{\pi y}{b} \\
 (m &= 1, 2, 3, \dots) \quad (6-3)
 \end{aligned}$$

(4) x변 고정-y변 단순지지(F-S)

$$\begin{aligned}
 w &= a_m \sin^2 \frac{m\pi x}{a} \cdot \sin \frac{\pi y}{b} \\
 (m &= 1, 2, 3, \dots) \quad (6-4)
 \end{aligned}$$

a_m : Unknown amplitude

2.4 변형에너지의 해석

각각의 경계조건에 따른 처짐함수를 (2)식에서 (5)식까지 각각 대입하여 미분 및 적분과정을 수행한 후 변형에너지를 구하면 다음과 같다.

2.4.1 심재의 전단 변형에너지

•네변 고정의 경우

$$\begin{aligned}
 (U_c)_m &= G_c A_1 \left\{ (1-\lambda_m)^2 \frac{m^2}{a^2} \right. \\
 &\quad \left. + (1-\mu_m)^2 \frac{1}{b^2} \right\} a_m^2 \quad (7)
 \end{aligned}$$

2.4.2 면재의 굽힘 변형에너지

•네변 고정의 경우

$$\begin{aligned}
 (U_b)_m &= E_f A_2 \left\{ \lambda_m^2 \frac{m^4}{a^4} + \frac{\mu_m^2}{b^4} \right. \\
 &\quad + 2 \nu_f \lambda_m \mu_m \frac{m^2}{a^2 b^2} \\
 &\quad \left. + \frac{(1-\nu_f)}{2} (\lambda_m + \mu_m)^2 \frac{m^2}{a^2 b^2} \right\} a_m^2 \quad (8)
 \end{aligned}$$

2.4.3 막효과를 고려한 면재의 변형 에너지

• 네변 고정 의 경우

$$(U_m)_m = A_1 E_t \left\{ \left(\frac{c}{2} \lambda_m + \frac{t}{2} \right)^2 \frac{m^4}{a^4} + \left(\frac{c}{2} \mu_m + \frac{t}{2} \right)^2 \frac{1}{b^4} + 2\nu_t \left(\frac{c}{2} \lambda_m + \frac{t}{2} \right) \left(\frac{c}{2} \mu_m + \frac{t}{2} \right) \frac{m^2}{a^2 b^2} + \frac{(1-\nu_t)}{2} \left(\frac{c}{2} \lambda_m + \frac{c}{2} \mu_m + t \right)^2 \frac{m^2}{a^2 b^2} \right\} a_m^2 \quad (9)$$

2.4.4 2축방향 압축하중에 의한 potential 에너지

• 네변 고정 의 경우

$$(V)_m = -A_4 \left(N_x \frac{m^2}{a^2} + N_y \frac{1}{b^2} \right) a_m^2 \quad (10)$$

여기서

$$A_1 = \frac{3 \pi^2 a b d}{32}, \quad A_2 = \frac{\pi^4 a b t}{16 (1-\nu^2)} d^2, \\ A_3 = \frac{\pi^4 a b t}{4 (1-\nu^2)}, \quad A_4 = \frac{3 \pi^2 a b}{32}$$

2.5 전체 에너지의 최소화

막효과를 고려한 샌드위치 평판의 전체 에너지는 $T=U+T=U_c+U_b+U_m+V$ 이다.

Rayleigh-Ritz의 에너지 방법을 사용하여 m번째 모드에서의 샌드위치 평판의 전체 에너지를 최소화시키려면 m번째 모드의 전체 에너지 T_m 은 3개의 미지변수(λ_m, μ_m, a_m) 각각에 대한 미분값이 0이 되어야 한다. 즉

$$\frac{\partial(T)_m}{\partial \lambda_m} = \frac{\partial(T)_m}{\partial \mu_m} = \frac{\partial(T)_m}{\partial a_m} = 0$$

$$(T)_m = (K_{11} \lambda_m^2 + K_{22} \mu_m^2 + 2K_{12} \lambda_m \mu_m + 2K_1 \lambda_m + 2K_2 \mu_m + K_{01} + K_{02}) a_m^2 \quad (11)$$

$$\frac{\partial(T)_m}{2 \partial \lambda_m} = K_{11} \lambda_m + K_{12} \mu_m + K_1 = 0 \quad (12)$$

$$\frac{\partial(T)_m}{2 \partial \mu_m} = K_{22} \mu_m + K_{12} \lambda_m + K_2 = 0 \quad (13)$$

면재 두께와 심재 두께의 비에 대한 무차원량인 λ_m 과 μ_m 은 식(12)와 식(13)으로부터 구할 수 있으며 아래와 같다.

$$\lambda_m = - \frac{K_{11} K_{12} K_2 - K_1 K_{12}^2}{K_{11}^2 K_{22} - K_{11} K_{12}^2} - \frac{K_1}{K_{11}} \quad (14)$$

$$\mu_m = - \frac{K_1 K_{12} - K_{11} K_2}{K_{11} K_{22} - K_{11} K_{12}^2} \quad (15)$$

식(12)과 식(13)에 각각 λ_m 과 μ_m 을 곱하여 식(11)와 비교하면 남은 전체에너지항은

$$(T)_m = [K_1 \lambda_m + K_2 \mu_m + K_{01} + K_{02}] a_m^2 \quad (16)$$

$K_{11} - K_{02}$ 까지를 정리하면 다음과 같다.

• Fix-Fix 지지의 경우

$$K_{11} = G_c A_1 \frac{m^2}{a^2} + E_f \frac{m^2}{a^2} (A_2 + A_3 \frac{c^2}{4}) \left\{ \frac{m^2}{a^2} + \frac{(1-\nu_f)}{2} \frac{1}{b^2} \right\} \\ K_{22} = G_c A_1 \frac{1}{b^2} + \frac{E_f}{b^2} (A_2 + A_3 \frac{c^2}{4}) \left\{ -\frac{1}{b^2} + \frac{(1-\nu_f)}{2} \frac{m^2}{a^2} \right\}$$

$$K_{12} = E_f \frac{\nu_f + 1}{2} \frac{m^2}{a^2 b^2} (A_2 + A_3 \frac{c^2}{4})$$

$$K_1 = -G_c A_1 \frac{m^2}{a^2} + E_f A_3 \frac{ct}{4} \frac{m^2}{a^2} \left(\frac{m^2}{a^2} + \frac{1}{b^2} \right)$$

$$K_2 = -G_c A_1 \frac{1}{b^2} + E_f A_3 \frac{ct}{4} \frac{1}{b^2} \left(\frac{m^2}{a^2} + \frac{1}{b^2} \right)$$

$$K_{01} = G_c A_1 \left(\frac{m^2}{a^2} + \frac{1}{b^2} \right) + E_f A_3 \frac{t^2}{4} \left(\frac{m^2}{a^2} + \frac{1}{b^2} \right)^2$$

$$K_{02} = -A_4 \left(N_x \frac{m^2}{a^2} + \frac{N_y}{b^2} \right)$$

2.6 좌굴강도의 이론 해석

식(16)로 부터 a_m 에 대한 미분값은 0 이 되어야 하므로

$$\frac{\partial(T)_m}{\partial a_m} = 2[K_1 \lambda_m + K_2 \mu_m + K_{01} + K_{02}] a_m = 0$$

m번째 모드에서 평판의 좌굴이 일어난다면 $am \neq 0$ 이고 그 계수가 0이 되므로

$$K_1 \lambda_m + K_2 \mu_m + K_{01} + K_{02} = 0 \quad (17)$$

최소 임계하중은

$$N_x = \frac{\pi^2 D}{b^2} K = P_{cr}$$

P_{cr} : (m,1) mode에서 좌굴을 일으키는 단위길이당 임계하중

각 지지조건에 대한 좌굴상수 K는 다음과 같다.

$$K = \frac{G_c d b^6 \alpha \Omega}{\pi^2 D^2 A_4 \left(\frac{b^2}{a^2} m^2 + \frac{N_y}{N_x} \right)} : [S-S] [F-F]$$

$$K = \frac{G_c d b^6 \alpha \Omega}{\pi^2 D^2 A_4 \left(3 \frac{b^2}{a^2} m^2 + 4 \frac{N_y}{N_x} \right)} : [S-F]$$

$$K = \frac{G_c d b^6 \alpha \Omega}{\pi^2 D^2 A_4 \left(4 \frac{b^2}{a^2} m^2 + 3 \frac{N_y}{N_x} \right)} : [F-S]$$

$$D = \frac{E_f t_f d^2}{2 g} : \text{샌드위치 평판의 굽힘강성}$$

$G_c d$: 심재의 전단용력

$$\alpha = \frac{D}{G_c d} \frac{\pi^2}{b^2} : \text{무차원 계수}$$

$$\Omega = K_1 \lambda_m + K_2 \mu_m + K_{01}$$

3. 해석예

계산된 좌굴하중은 단위 길이당 가해지는 분포력으로써 먼저 x축방향의 하중이 없을 때 주하중(x축) 방향의 길이 증가에 따른 x축방향에서의 좌굴용력의 변화를 조사하였고, 두번째 x와 y축방향에 어떤 하중이 작용하고 있는 상태에서 x축방향의 길이 증가 및 y축방향의 하중의 변화에 따른 x축방향에서의 좌굴하중의 변화를 조사하였으며 이 때 y축방향의 하중은 x축하중을 1로 하였을 때 y축하중비율의 범위를 $0.0 \leq y\text{축하중} \leq 1.0$ 으로 제한하였는데 이것은 y축하중이 압축이 아닌 인장이거나 x축의 1보다 큰 압축하중이 작용한다면 x축방향의 좌굴을 고려하기 전에 y축방향의 좌굴을 먼저 고려해야 하기 때문이다.

다.

해석 모델로는 Fig. 1과 같은 사각 샌드위치 평판을 사용했으며 경계조건은 가능한 모든조건을 고려하였는데 크게 다음 4가지로 나누었다.

1. 4변이 단순지지인 경우.
2. 4변이 고정지지인 경우.
3. 주하중방향의 양변은 단순지지이며 수직인 방향의 양변은 고정지지인 경우.
4. 주하중방향의 양변은 고정지지이며 수직인 방향의 양변은 단순지지인 경우.

분석대상은 각 지지조건에 대해서 평판의 가로 세로비(a/b)에 따른 좌굴계수의 변화, 즉 x방향(주하중방향)의 길이를 y방향의 0.5배, 1배, 2배, 3배까지 증가시켰을 때 좌굴하중에 미치는 영향을 조사하였고 2축하중하에서 평판의 전체 좌굴하중에 미치는 영향을 분석하였으며, 면재 두께 0.2cm 심재 두께 4.0cm를 기준으로 각각의 두께를 증가시켜 좌굴에 미치는 영향을 분석하였다. 사용한 면재는 Woven Roving/Polyester의 2종[8, 9]이고 심재는 PVC의 2종[5, 9]를 사용하였으며 Table 1 과 Table 2에 기계적 특성을 나타냈다.

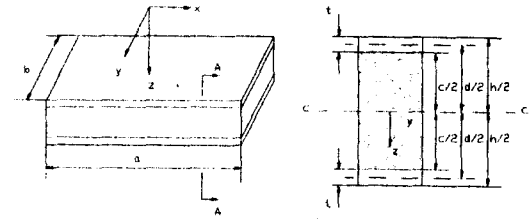


Fig.1 Sandwich plate model

Table 1 Mechanical properties of faces

Materials	σ_c (kg/cm ²)	E_f (kg/cm ²)	ν_f	G_f (kg/cm ²)	Density (g/cm ³)
Chopped Strand Mat /Polyester	1265.31	70714.29	0.32	26183.72	1.54
Woven Roving /polyester	1724.49	197959.18	0.25	79183.67	2.60
Keblar 49 /Epoxy	2448.98	204081.63	0.35	75385.80	1.30

σ_c : Allowable compressive stress of faces

E_f : Compressive Young modulus of faces

ν_f : Poisson's ratio of faces

- σ_c : Allowable compressive stress of faces
- E_f : Compressive Young modulus of faces
- ν_f : Poisson's ratio of faces

Table 2 Mechanical properties of cores

Materials	G_c (kg/cm ²)	Density (g/cm ³)
Polyurethane	83.01	0.096
PolyVinyl Chloride	281.43	0.100
Divinycell(H100)	408.16	0.100

G_c : Shear Modulus of cores

3.1 좌굴거동 해석

3.1.1 부재치수에 의한 좌굴계수의 영향

Fig. 2는 1축하중이 주어질 때 각 지지조건과 α 에 따른 샌드위치 평판의 aspect ratio(a/b)에 대해 좌굴계수의 변화를 나타낸 것이다. 무차원 계수인 α 는 샌드위치 평판의 전체굽힘강성(D)과 심재의 전단강성($G_c a$)의 비율에 x^2/b^2 을 곱하여 무차원화한 계수로써 심재의 전단탄성계수에 큰 영향을 미친다.

[S-S], [F-F]지지에서는 $\alpha \cong 0$ 일 경우 각 좌굴 mode의 최저점은 (1, 1) mode에서 a/b=1.0일 때, (2,1) mode는 a/b=2.0일 때, (3,1) mode는 a/b=3.0일 때 나타나고 각 mode의 최저점에서 좌굴계수는 같은 값을 가지며 평판의 길이가 증가함에 따라 비슷한 값에서 좌굴이 일어난다. 여기서 mode(1,1)은 처짐함수 정의에서 x방향으로 1차 mode와 y방향으로 1차 mode를 의미한다. $\alpha = 0.01$ 의 경우 (1,1) mode에서 좌굴계수의 유효범위는 a/b=1.4 근처이고 그 이후는 (2,1) mode의 aspect ratio값으로 대체된다. 각 mode의 이러한 변곡점들은 낮은 α 의 값에서 나타나고 (1,1) mode와 (2,1) mode, (2,1) mode와 (3,1) mode의 좌굴계수 K값을 같게 놓음으로써 각각 구할 수 있다. [S-F]지지와 [F-S]지지에서는 각 mode의 최저점이 $\alpha \cong 0$ 의 경우에도 a/b=1.0, 2.0, 3.0에서 일치하지 않고 [S-F]지지에서 (1,1) mode는 a/b=0.7, (2,1) mode는 a/b=1.4, (3,1) mode는 a/b=1.9로 앞당겨져 나타났다. 특히, [S-F]지지와 [F-S]지지에 대한 각mode의 변곡점들은 [S-S]나 [F-F]에 비해 앞당겨져 나타났다.

Fig. 3은 각 지지조건에 대해서 샌드위치 평판에 2축하중이 주어졌을 때 주방향 하중(x축)비율을 1.0으로 하고 수직방향(y축)하중비율을 0.1부터 1.0까지 변화했을 때 a/b에 대한 좌굴계수의 변화를 나타낸 것이다. 각 mode의 유효범위를 나타내는 변곡점들은 1축하중에서와는 달리 y축방향하중의 증가에 따라 a/b가 큰 값으로 변하였고 좌굴계수의 값은 일정한 값으로 작아졌으며 각 조건에 따라 조금씩 다르지만 N_y/N_x 의 값이 어느 범위를 넘어서면 (1,1) mode의 값이 평판 길이 증가에 관계없이 유효하게 됨을 알 수 있다.

3.1.2 경계조건에 의한 영향

Table 3은 [F-F]지지조건에서 각각의 심재와 면재를 조합하여 샌드위치 평판을 구성한 것에 대한 좌굴응력의 변화를 나타낸 것이며 모든 지지조건에서 기계적 성질이 높은 면재에 강한 심재를 사용한 경우가 약한 심재를 사용한 경우보다 2배 이상의 좌굴하중 증가를 가져온 반면 전단탄성계수가 낮은 심재를 사용한 경우에는 면재의 기계적 특성이 우수한 것을 사용하여도 좌굴하중의 증가는 미소함을 알 수 있다. 이것은 심재의 전단탄성계수가 좌굴하중에 미치는 영향이 크다는 것을 보여주는 것으로 우수한 심재의 선택이 중요함을 알 수 있다.

Table 4는 a/b=1.0 일 때 각 지지조건에 대해서 면재와 심재의 두께를 2배로 증가하였을 경우 좌굴응력의 변화를 나타냈고 면재는 탄성계수가 낮을수록 두께를 증가하는 것이 효율적이고 심재는 전단탄성계수가 높을수록 두께를 증가하는 것이 효율적인 것으로 나타났다. 즉 탄성계수가 큰 면재에 전단탄성계수가 낮은 심재를 사용할 때 두께가 증가하여도 샌드위치 전체 중량의 증가만 가져와 좌굴응력의 증가에는 큰 영향을 못 미치므로 두께의 증가는 비효율적이다. 또 면재의 두께를 증가시키는 것이 심재의 두께를 증가시키는 것보다 약간 높은 것으로 나타났으나 중량을 고려한 전체적인 효율은 비슷하였다.

Fig. 4는 [S-S]지지에서 각 심재의 조합에 의한 좌굴응력을 비교한 것인데 특성이 좋은 Kevlar와 Divinycell의 조합이 가장 우수하였고 특성이 낮은 C.S.M과 Polyurethane의 조합이 가장 낮았다.

지지조건별 좌굴계수를 비교하면, [F-F]지지가 가장 높은 좌굴하중을 받을 수 있고 [S-S]지지가 가장 낮았으며 [S-F]지지와 [F-S]지지는 비슷한 경향을 보였다.(Fig. 5 참조)

Table 3 Buckling stress of sandwich panels for [Fix-Fix] condition

c=4.0cm, f=0.2cm, b=230cm F.R:Ny/Nx

단위: kg/cm^2

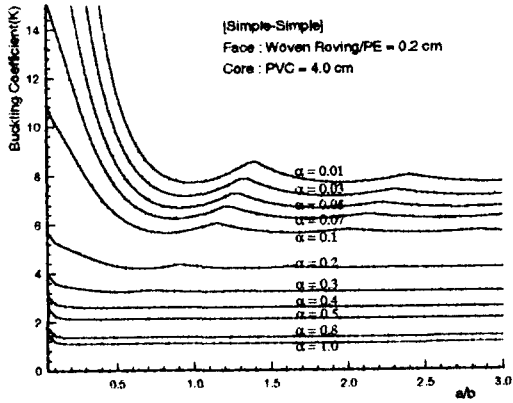
Face	Core	Polyurethane		PVC		Divinycell	
	a/b	F.R=0.0	F.R=0.5	F.R=0.0	F.R=0.5	F.R=0.0	F.R=0.5
C.S.M./ Polyester	0.5	71.84	63.85	141.87	126.11	162.62	144.55
	1.0	71.84	49.67	109.05	72.70	116.04	77.36
	2.0	69.53	49.67	109.05	68.42	116.04	77.75
	3.0	69.57	48.46	109.05	44.42	116.04	70.05
W.R./ Polyester	0.5	85.67	78.98	224.68	199.72	281.02	249.80
	1.0	85.67	75.56	218.40	145.60	248.33	165.55
	2.0	85.67	75.56	211.00	145.60	248.33	161.63
	3.0	85.85	75.56	208.66	140.10	244.96	156.08
Kevlar/ Epoxy	0.5	86.11	80.19	233.41	207.47	294.71	261.97
	1.0	86.11	78.30	233.41	156.25	269.23	179.49
	2.0	86.11	78.30	222.54	156.25	268.57	175.46
	3.0	86.41	78.30	221.39	151.11	262.69	169.85

Table 4 Buckling stress of S/W plate for each conditions varying thickness of face & core

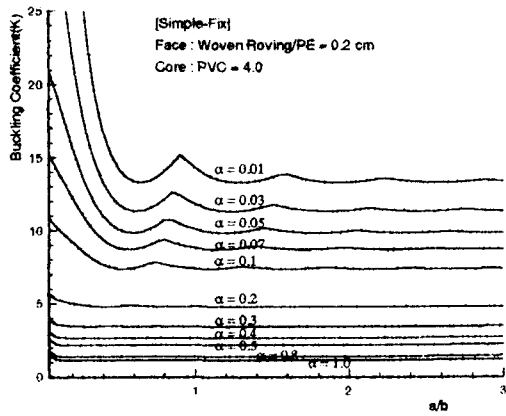
Face(t)=0.2cm, Core(c)=4.0cm 기준, a/b=1.0

단위 : kg/cm^2

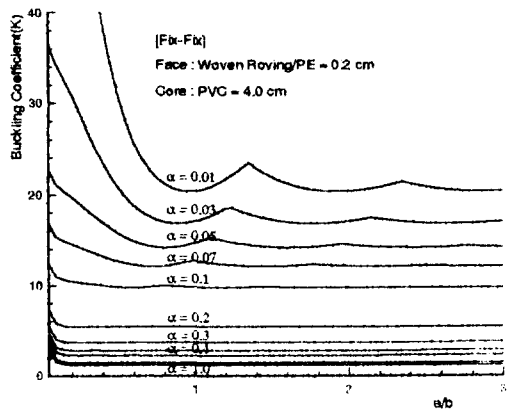
구분	core	Polyurethane			PVC			Divinycell		
		Face	t x 2	c x 2	t.c	t x 2	c x 2	t.c	t x 2	c x 2
B-C	C.S.M	37.20	60.53	60.08	43.50	81.99	80.65	44.57	85.04	84.40
	W.R	68.14	83.23	81.62	103.22	175.51	174.23	109.44	194.17	192.74
	Kevlar	70.38	84.31	82.52	111.62	187.44	186.06	118.93	208.86	207.33
S-S	C.S.M	71.84	85.49	83.48	109.05	183.16	182.67	116.04	203.71	203.16
	W.R	85.67	94.27	85.90	218.40	275.86	273.23	248.33	363.55	360.81
	Kevlar	86.11	95.11	86.11	233.41	282.35	279.40	269.23	374.78	372.14
F-F	C.S.M	50.40	69.54	68.94	74.90	125.12	124.20	79.99	139.82	138.79
	W.R	76.33	86.51	83.54	149.57	214.58	212.83	171.13	260.97	258.98
	Kevlar	78.04	87.33	83.54	158.21	223.32	221.46	182.52	273.78	271.86
S-F	C.S.M	49.74	73.35	72.77	67.47	118.01	117.14	70.80	128.40	127.45
	W.R	82.42	91.78	85.28	144.55	254.58	219.59	160.43	259.65	257.73
	Kevlar	83.54	92.60	85.48	154.18	232.39	230.58	172.38	275.03	272.98



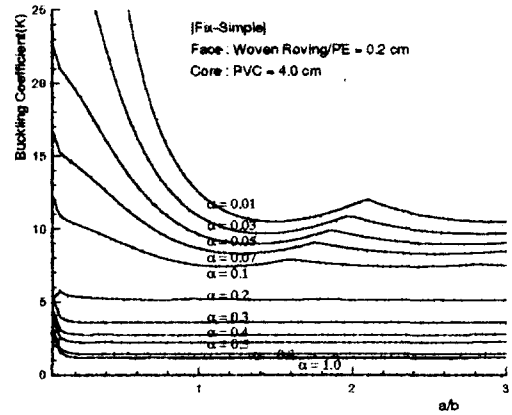
(a) 네변 단순지지(S-S)



(b) x변 단순지지-y변 고정(S-F)

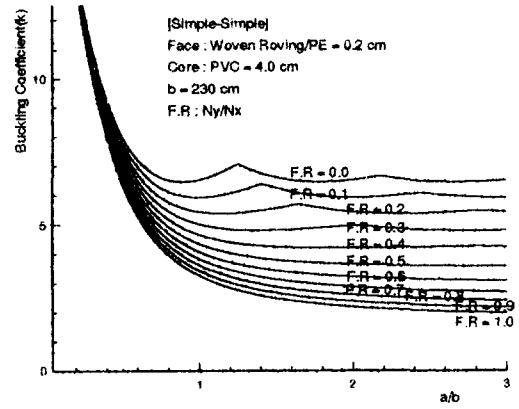


(c) 네변고정지지(F-F)

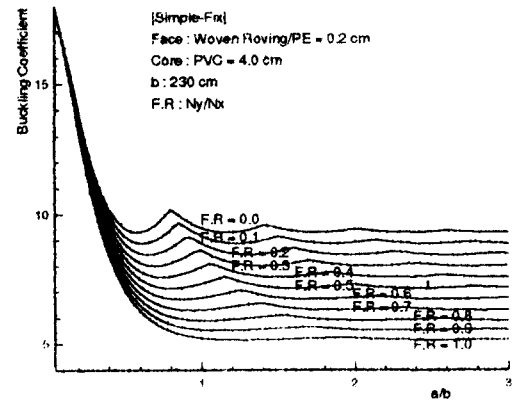


(d) x변 고정-y변 단순지지(F-S)

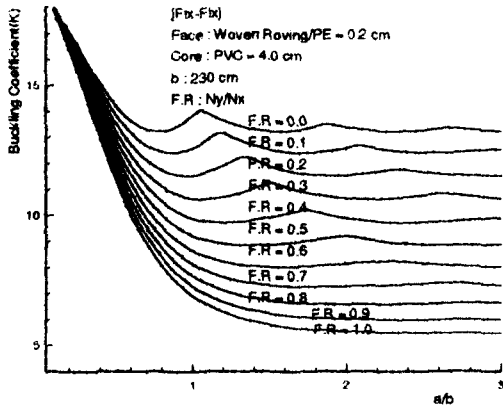
Fig. 2 Buckling coefficients of S/W plate for each conditions under uniaxial compression loads



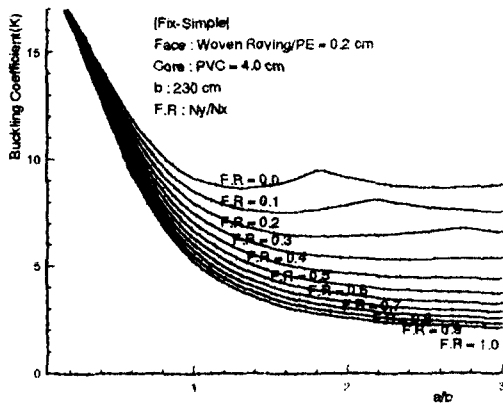
(a) 네변 단순지지(S-S)



(b) x변 단순지지-y변 고정(S-F)



(c) 네변 고정지지(F-F)



(d) x변 고정-y변 단순지지(F-S)

Fig. 3 Buckling coefficients of S/W plate for each conditions under biaxial compression loads

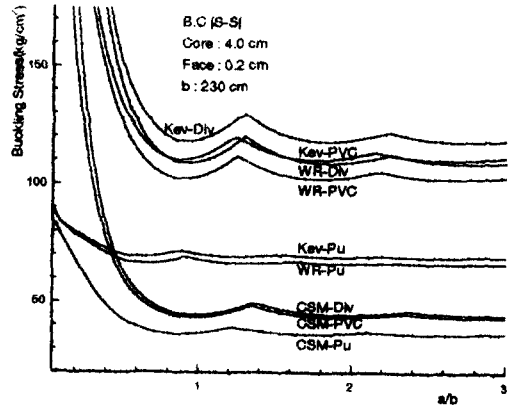


Fig. 4 Compression buckling stress for various materials

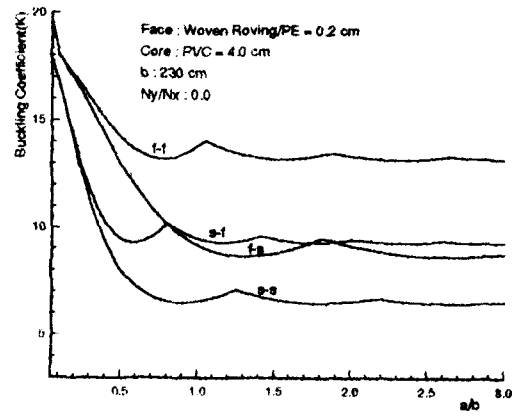


Fig. 5 Compression buckling coefficients for different boundary conditions

4. 결론

등방성의 면재와 심재를 사용하고 면재의 막효과를 고려한 샌드위치 평판에 대해 각 지지조건의 변화, 2축하중 변화 및 평판의 길이의 변화에 따른 좌굴해석을 수행한 결과는 다음과 같다.

1. 얇은 면재를 갖는 샌드위치 평판의 좌굴강도는 평판의 길이증가에 따라 (1.1) Mode의 최저점을 지나면 그 이후로는 거의 비슷한 값에서 좌굴이 발생한다.

2. 전단탄성계수가 낮은 심재의 사용은 면재의 기계적 특성이 높아도 좌굴하중의 증가에는 큰 영향을 미치지 못한다.

3. 좌굴강도 증가를 위한 샌드위치 평판의 두께증가에 있어서는 면재의 탄성계수가 낮을수록, 심재의 전단탄성계수가 높을수록 각각의 두께를 증가시키는 것이 더 높은 효과를 얻을 수 있다.

4. 좌굴강도에 가장 좋은 지지조건은 [F-F]지지이며 [S-F]지지와 [F-S]지지는 비슷하였고 [S-S]지지가 가장 낮았다.

후 기

이 연구는 1993년도 인하대학교 연구비지원에 의하여 수행되었음을 밝힌다.

참 고 문 헌

- [1] A. Marshall, *Sandwich Constructions*, Science Publishers, 1983
- [2] M. Holmes, *GRP in Structural Engineering*, Science Publishers, 1983
- [3] D. Weissman-Berman, *Structural Tests and Preliminary Laminar Design for Sandwich-Cored Panels*, M. Rosenblatt & Son, 1991
- [4] R. M. Jones, *Mechanics of Composite Materials*, Scripta Book Co, 1975
- [5] H. G. Allen, *Analysis and Design of Structural Sandwich Panels*, Pergamon Press, 1969
- [6] F. Plantema, *Sandwich Construction-The Bending and Buckling of Sandwich Beams, Plates, and Shell*, John Wiley & Sons Inc., 1966
- [7] H. L. Cox, and J. R. Riddell, *Sandwich Construction and Core Materials, Part III : Instability of Sandwich Structures and Beams*, A.R.C., M2143, 1945
- [8] A. F. Johnson, "Engineering Design Properties of GRP," *A Joint BPF and NPL Project*, 1978
- [9] N. L. Hancox, *Fiber Composite Hybrid Materials*, Science Publishers, 1983
- [10] Y. K. Cheung, and L. K. Tham, "Buckling of Sandwich Plate By Finite Layer Method," *Computer and Structures*, Vol. 15, No.2, pp. 131-134, 1982
- [11] H. C. Chang and O. Foo, "Buckling of Multi-Layer Sandwich Plates By the Finite Strip Method," *Int. J. Mech. Sci.*, Vol. 19, pp. 447-456, 1977
- [12] G. S. Gough, C. F. Elam and N. D. De Bruyne, "The Stabilization of a Thin Sheet by a Continuous Supporting Medium", *J. Ray. Aero. Soc.* 44, 349, pp. 12-43, Jan. 1940
- [13] 양향권, 김익태, 김기성, "Sandwich Beam의 최적 설계," 선박 구조 연구회, 1993년 연구 발표 논문집. 1993