

최종강도 경험식을 이용한 복합재 원통구조의 최적적층 설계

조윤식^{1,2,†} · 백점기^{2,3,4}

국방과학연구소¹

부산대학교 조선해양공학과²

부산대학교 선박해양플랜트기술연구원³

런던대학교 기계공학과⁴

Optimal Lamination Design of Composite Cylinders using an Empirical Ultimate Pressure Load Formula

Yoon Sik Cho^{1,2,†} · Jeom Kee Paik^{2,3,4}

Agency for Defense Development¹

Department of Naval Architecture and Ocean Engineering, Pusan National University²

The Korea Ship and Offshore Research Institute (The Lloyd's Register Foundation Research Centre of Excellence) at
Pusan National University³

Department of Mechanical Engineering, University College London⁴

This is an Open-Access article distributed under the terms of the Creative Commons Attribution Non-Commercial License(<http://creativecommons.org/licenses/by-nc/3.0>) which permits unrestricted non-commercial use, distribution, and reproduction in any medium, provided the original work is properly cited.

In this paper, a methodology is presented for determining the optimal lamination of composite cylindrical structures subject to hydrostatic pressure. The strength criterion in association with the process of optimal design is the buckling collapse of composite cylinders under hydrostatic pressure loads. An empirical formula expressed in the form of the Merchant-Rankine equation is used to calculate the ultimate strength of filament-wound composite cylinders where genetic algorithm is applied for determining the optimized stacking sequences. It is shown that the optimized lamination provides improved collapse pressure loads. It is concluded that the developed method would be useful for the optimal lamination design of composite cylindrical structures.

Keywords : Composite cylindrical structure(복합재 원통구조), Ultimate pressure load(최종압력하중), Empirical formula(경험식), Optimal lamination design(최적적층설계), Genetic algorithm(유전알고리즘)

1. 서론

심해 해양환경에서 임무를 수행하는 해양탐사선 및 잠수함은 잠항 깊이가 점차 증가하는 추세에 있다. 수중 외부압력에 노출되는 압력선체 구조 (pressure hull structure)는 잠항 깊이가 증가할수록 심해 압력에 견딜 수 있도록 하기 위해 구조부재 치수와 종량도 함께 증가하게 되어 적재물의 중량이 제한된다. 이러한 문제점을 해소하기 위해 복합재료 (composite materials)를 압력선체 구조 재료로 활용하기 위한 연구가 진행되고 있다. 복합재료는 비중이 작아 중량을 경감시킬 수 있으면서 강성이 크고 부식에도 강한

장점을 가지고 있기 때문에 수상함 및 잠수함 등 다양한 구조물에 대한 성공적인 적용사례가 보고되고 있다 (Mouritz et. al., 2001; Aguirre et. al., 2017).

해양탐사선 및 잠수함의 압력선체 구조는 주로 원통 형태의 구조물로서 높은 외압에 대해 좌굴이 발생하여 붕괴하는 경우가 많으므로 좌굴강도가 중요한 설계조건이 된다. 따라서 복합재료를 잠수함 압력선체와 같은 원통 구조물에 적용하기 위해 외부수압을 받는 조건에서 좌굴강도를 추정하기 위한 많은 연구가 진행되었다 (Perry et al., 1992; Messenger et. al., 2002; Dey et. al., 2014). 국내에서도 필리멘트 와인딩 복합재를 적용한 원통에 대해 수치해석 코드를 사용하여 최종강도를 도출하고 수압실험과 결과를 비교

하거나 (Hur et al., 2008; Moon et al., 2010), 좌굴해석법을 수압실험 결과와 비교 분석한 연구가 있다 (Cho et al., 2009; Kim et al., 2010). 이러한 연구들은 대부분 유한요소해석을 통해 복합재 원통의 최종강도를 추정하고 있어 상대적으로 높은 정도의 강도 추정이 가능한 반면에 복합재 원통 설계 과정에 많은 시간과 노력이 소요되는 결점이 있다. 따라서 복합재 원통을 빠른시간내에 설계하기 위해 간이 좌굴식을 제안하거나 (ASME, 2007), 해석적 기법 등이 제시되어 왔다 (Jones, 1999; NASA SP-8007, 1968).

Jung et al. (2012)은 ASME 및 NASA의 좌굴식을 사용하여 좌굴강도를 추정하고, 수치해석 및 수압실험 결과와 비교하였다. 이 좌굴식들의 추정 결과는 수압실험 결과에 비해 상당한 크기의 오차를 보이고 있어 실제 복합재 원통의 설계에 직접 적용할 수 없다. 따라서 복합재 원통 설계를 위해서는 정밀도가 높으면서 용이하게 좌굴강도를 추정할 수 있는 방안을 제시할 필요성이 있다.

본 연구에서는 필라멘트 와인딩 복합재료 (filament-wound composite)를 적용한 비보강 원통 (unstiffened cylinder) 구조를 대상으로 높은 정도의 최종강도를 용이하게 추정할 수 있는 설계식을 제시하고, 제안된 설계식을 사용하여 최적의 적층 설계결과를 도출할 수 있는 방법을 제시한다.

이를 위해 $[\pm\theta/90]_{FW}$ 필라멘트 와인딩 복합재를 적용하여 제작된 원통모델에 대해 수압실험을 수행하여 얻은 붕괴압력 결과를 활용하고, 기존에 제시된 좌굴 강도 식들 (ASME, 2007; NASA SP-8007)의 추정 결과와도 비교 검증한다. 최적의 적층 설계결과를 도출할 수 있는 방법으로서 최근에 다양한 분야에서 최적화 방법으로 많이 사용되는 유전알고리즘 (genetic algorithm)을 적용한다. 이를 통해 제시된 복합재 비보강 원통에 대한 최종강도 설계식의 정확성과, 최적의 적층 설계결과 도출방법의 유용성을 고찰한다.

2. 복합재 원통 설계식

필라멘트 와인딩 복합재료 제작된 비보강 원통에 대한 붕괴 좌굴압력 추정을 위해 해석적인 방법(analytical method)으로 탄성 좌굴과 재료파단을 고려하여 붕괴압력을 구하는 방법을 제시한다. 원통 붕괴 모드별 상호간섭 효과를 고려하여 붕괴압력 p_{cr} 을 도출할 수 있도록 복합재 원통 설계식을 다음과 같이 Merchant-Rankine 식 형태로 표현한다.

$$\left(\frac{p_m}{p_{cr}}\right)^2 + \left(\frac{p_f}{p_{cr}}\right)^2 = 1 \quad (1)$$

여기서 p_m 는 원통 탄성좌굴 압력, p_f 는 원통 재료파단 압력이며, 이들 압력을 결합하여 복합재 원통 설계식으로 나타낸다.

2.1 탄성좌굴 압력 계산

복합재 원통의 탄성좌굴에 대한 해석적 모델은 횡방향 전단효과(transverse shear effect)를 무시한 평균면(Mean surface)에 대

해 고려한다. 제시되는 탄성좌굴 압력계산은 Messenger(2001) model의 기본 관계식들을 기반으로, 단순하고 기학적 결함이 없는 원통에 대해 적용한다.

원통 외판(Shell)은 Fig. 1과 같이 길이 L , 평균 반경 R , 두께 h 를 가지며, 좌표축 x, y, z 와 이에 해당하는 길이방향, 원주방향 및 반경방향 변위 u, v, w 를 갖는다. 원통은 필라멘트 와인딩 복합재로 제작되므로, k 번째 층은 직교성과 cross-ply로 이루어지고 원통축에 대해 적층각 $\pm\theta_k$ 를 갖는다.

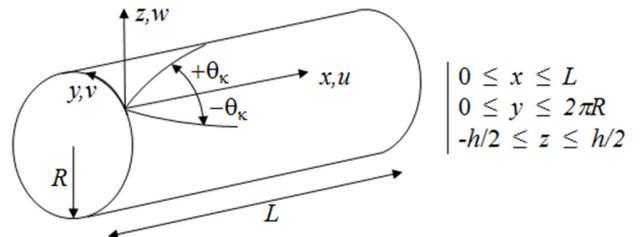


Fig. 1 Geometry of the cylindrical shell

외부수압이 작용하는 원통외판에 대해 x, y, z 방향으로 작용하는 내력과 외력의 평형 지배방정식은 다음과 같다.

$$\begin{aligned} \frac{\partial N_x}{\partial x} + \frac{\partial N_{xy}}{\partial y} &= 0, \\ \frac{\partial N_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial N_y}{\partial y} &= 0, \\ \frac{\partial^2 M_x}{\partial x^2} + 2\frac{\partial^2 M_{xy}}{\partial x \partial y} + \frac{\partial^2 M_y}{\partial y^2} - \frac{1}{R}N_y - \hat{N}_x \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} - \hat{N}_y \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} &= 0 \end{aligned} \quad (2)$$

여기서 \hat{N}_x, \hat{N}_y 는 인장방향으로 작용하는 막력(membrane force)으로 외부수압 p 에 대해 다음과 같고, 비틀 좌굴은 고려하지 않으므로 전단력 \hat{N}_{xy} 는 0 이다.

$$\begin{aligned} \hat{N}_x &= \frac{pR}{2} \\ \hat{N}_y &= pR \end{aligned} \quad (3)$$

경계조건으로서 복합재 원통은 양단에서 단순지지로 가정하며, 이 경계조건을 만족하는 평균면에서의 변위를 다음과 같이 정의한다.

$$\begin{cases} u = u(x, y) = a_u \cos(\bar{m}x) \cos(\bar{n}y) \\ v = v(x, y) = a_v \sin(\bar{m}x) \sin(\bar{n}y) \\ w = w(x, y) = a_w \sin(\bar{m}x) \cos(\bar{n}y) \end{cases} \text{ with } \begin{cases} \bar{m} = \frac{m\pi}{L} \\ \bar{n} = \frac{n}{R} \end{cases} \quad (4)$$

여기서 m 과 n 은 좌굴모드를 나타내는 길이방향 및 원주방향 파형의 반파장 수이고, a_u 와 a_v, a_w 는 각각 x, y, z 방향에서 최대 변위값을 나타낸다.

위 식들을 지배방정식 (2)에 대입하여 정리하면 Messenger

(2001)와 같은 방법으로 다음과 같은 간단한 고유치 좌굴문제를 도출할 수 있다.

$$([K] + p[L]) \begin{Bmatrix} a_u \\ a_v \\ a_w \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \end{Bmatrix} \quad (5)$$

여기서 $[K]$ 와 $[L]$ 은 3×3 행렬이고, K_{ij} 및 L_{ij} 은 아래 식과 같다.

$$\begin{aligned} K_{11} &= A_{11} \bar{m}^2 + A_{66} \bar{n}^2 \\ K_{12} &= K_{21} = (A_{12} + A_{66}) \bar{m} \bar{n} \\ K_{13} &= K_{31} = \frac{A_{12}}{R} \bar{m} + B_{11} \bar{m}^3 + (B_{12} + 2B_{66}) \bar{m} \bar{n}^2 \\ K_{22} &= A_{22} \bar{n}^2 + A_{66} \bar{m}^2 \\ K_{23} &= K_{32} = (B_{12} + 2B_{66}) \bar{m}^2 \bar{n} + \frac{A_{22}}{R} \bar{n} + B_{22} \bar{n}^3 \\ K_{33} &= D_{11} \bar{m}^4 + 2(D_{12} + 2D_{66}) \bar{m}^2 \bar{n}^2 + D_{22} \bar{n}^4 + \frac{A_{22}}{R^2} \\ &\quad + \frac{2B_{22}}{R} \bar{n}^2 + \frac{2B_{12}}{R} \bar{m}^2 \\ L_{11} &= L_{12} = L_{13} = L_{21} = L_{22} = L_{23} = L_{31} = L_{32} = 0 \\ L_{33} &= -\frac{R}{2} \bar{m}^2 - R \bar{n}^2 \end{aligned} \quad (6)$$

여기서 A_{ij} 는 고전적층이론(classic lamination theory)에서 정의되는 인장강성(extensional stiffness), B_{ij} 는 인장-굽힘 연성강성(extensional-bending coupling stiffness), D_{ij} 는 굽힘강성(bending stiffness)이다. 식 (5)의 고유치 문제를 만족하는 p 값 중에서 최저치가 복합재 원통의 탄성좌굴 압력 p_m 이 된다.

2.2 재료파손 압력 계산

복합재 원통에 외부수압으로 좌굴이 발생하고 계층 변형이 증대되어 재료가 파단(failure)되는 시점까지 변형이 지속된다. 복합재 적층판(laminate)의 주응력 방향으로 내력이 집중되고, 이로 인해 주응력 방향의 섬유 재료(fiber material)가 파손될 때 복합재 원통이 붕괴된다고 할 수 있다. 재료응력(fiber stress)이 인장강도, 압축강도 및 전단강도에 도달하는 압력에서 재료가 파손되며 이때 복합재 원통이 붕괴된다고 간주한다.

재료응력은 적용하는 압력 p 에 대해 고전적층이론을 사용하여 계산되며, 각각의 층(layer)에서 섬유방향 응력(σ_1), 면내 횡방향 응력(σ_2) 및 면내 전단응력(τ_{12})으로 분리할 수 있다. 이 응력들의 인장, 압축 및 전단 강도(X_T, X_C, Y_T, Y_C, S_T)에 대한 비를 계산하고, 다음과 같이 최대 파손지수(FI, Failure Index)를 결정한다.

$$\max. of \left\{ \frac{\sigma_1}{X_T}, \frac{|\sigma_1|}{X_C}, \frac{\sigma_2}{Y_T}, \frac{|\sigma_2|}{Y_C}, \frac{|\tau_{12}|}{S_T} \right\} = FI \quad (7)$$

그러므로 재료파손 압력 p_f 는 다음 식과 같이 적용 압력 p 를 파손지수로 나누어 구할 수 있다.

$$p_f = \frac{p}{FI} \quad (8)$$

2.3 붕괴압력 및 감쇄계수

앞 절에서 구한 원통 탄성좌굴 압력 p_m 과 재료파손 압력 p_f 을 식 (1)의 원통 붕괴압력 설계식에 대입하여 붕괴압력을 도출할 수 있다. 이렇게 해석적 방법으로 구한 붕괴압력과 수압실험으로 얻은 붕괴압력을 비교해보면, 해석적 방법의 붕괴압력 p_{cr}^i 이 수압실험의 붕괴압력 p_{cr}^{exp} 에 비해 크게 도출된다. 이는 제작된 원통 모델에는 제작상의 결함이 포함되었기 때문으로 판단되며, 이를 고려할 수 있는 감쇄계수(reduction factor) γ 를 도입할 필요성이 있다. 따라서 감쇄계수를 다음과 같이 압력선체 구조에 적용하는 형태로 정의한다(Cho, 2005; ROKN, 2016).

$$\gamma = 1 - 0.3 \exp \left\{ -0.1 \left(20 \frac{p_m}{p_f} - 13.9 \right) \right\} \quad (9)$$

도입된 감쇄계수 식의 각 항의 계수들은 수압실험 결과를 활용하여 경험적으로 결정되었으며, 최종적으로 예측되는 원통 붕괴압력 p_{cr}^{prd} 을 다음과 같이 구한다.

$$p_{cr}^{prd} = \gamma \times p_{cr}^i \quad (10)$$

필라멘트 와인딩 복합재 원통의 붕괴압력은 최종적으로 식 (10)으로부터 도출될 수 있으며, 이와 같이 제안된 방법으로 구한 붕괴압력을 수압실험 결과와 비교한다.

3. 복합재 원통 설계식의 검증

먼저 복합재 비모강 원통에 대해 붕괴 좌굴압력식을 검증하기 위해 복합재 원통의 수압실험 결과와, ASME(2007) 및 NASA (SP-8007)에서 제시된 좌굴압력식들의 결과를 비교한다.

3.1 복합재 원통의 수압실험

수압실험을 위해 제작된 필라멘트 와인딩 복합재 원통의 적층 각은 Fig.4와 같이 적층각 $\pm \theta^\circ$ 의 나선형 적층부와 적층각 90° 의 원주방향 적층부로 이루어진 $[\pm 30/90]$, $[\pm 45/90]$, $[\pm 60/90]$ 과, 나선형 적층부만 이루어진 $[\pm 60]$ 이다. 사용된 복합소재는 T700으로서 재료 물성치는 Table 1과 같다.

Table 1 Material properties of T700 composite

| Properties | Direction | Values |
|-----------------------|------------|--------|
| Elastic modulus(GPa) | Fiber | 121.00 |
| | Matrix | 8.60 |
| Shear modulus(GPa) | In-plane | 3.35 |
| | Transverse | 2.68 |
| Poisson's ratio | In-plane | 0.253 |
| | Transverse | 0.421 |
| Tensile strength(MPa) | In-plane | 2060 |
| | Transverse | 32 |
| Shear strength(MPa) | In-plane | 45 |
| | Transverse | 64 |

모두 20개의 복합재 원통을 제작하여 붕괴압력을 측정하였으며, 원통의 모델명과 길이, 반경, 전체두께, 원주방향 두께는 Table 2와 같다(Cho et. al., 2009).

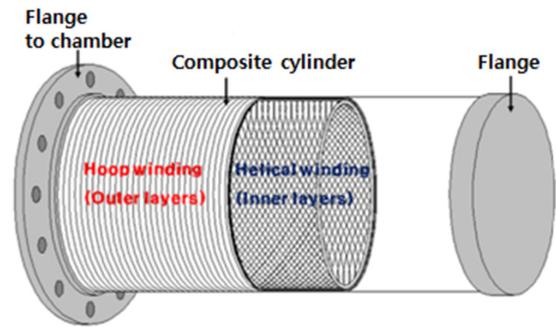
Table 2 Dimensions of model for hydrostatic pressure tests

| Model | Length (mm) | Radius inner (mm) | Thickness (mm) | Hoop Thickness (mm) |
|---------------|-------------|-------------------|----------------|---------------------|
| FWT8 30/90-1 | 686 | 150 | 8.01 | 1.43 |
| FWT8 30/90-2 | 687 | 150 | 8.00 | 1.36 |
| FWT8 30/90-3 | 687 | 150 | 8.01 | 1.61 |
| FWT8 30/90-4 | 687 | 150 | 8.01 | 1.52 |
| FWT8 45/90-1 | 695 | 150 | 8.12 | 0.97 |
| FWT8 45/90-2 | 695 | 150 | 8.13 | 1.04 |
| FWT8 45/90-3 | 695 | 150 | 8.14 | 0.97 |
| FWT8 45/90-4 | 695 | 150 | 8.25 | 0.99 |
| FWT8 60/90-1 | 695 | 150 | 7.80 | 0.99 |
| FWT8 60/90-2 | 695 | 150 | 7.83 | 0.95 |
| FWT8 60/90-3 | 695 | 150 | 7.79 | 1.03 |
| FWT8 60/90-4 | 695 | 150 | 7.98 | 1.05 |
| FWT6 45/90-1 | 695 | 150 | 6.05 | 0.62 |
| FWT6 45/90-2 | 694 | 150 | 6.18 | 0.70 |
| FWT6 45/90-3 | 693 | 150 | 6.09 | 0.66 |
| FWT10 45/90-1 | 693 | 150 | 10.41 | 1.01 |
| FWT10 45/90-2 | 693 | 150 | 10.37 | 1.05 |
| FWT10 45/90-3 | 694 | 150 | 10.61 | 1.09 |
| FWT8 60-1 | 686 | 150 | 8.24 | 0.0 |
| FWT8 60-2 | 686 | 150 | 7.97 | 0.0 |

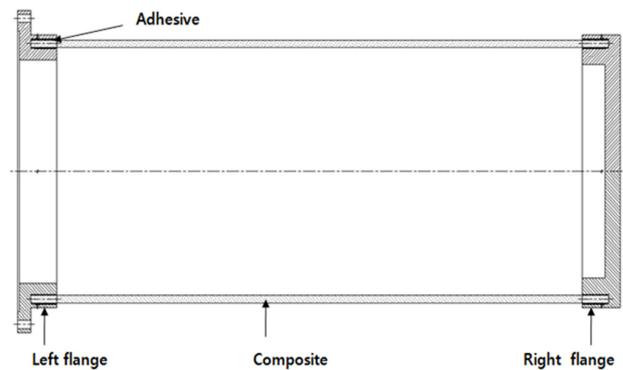
Fig. 2는 수압시험의 개념도와 입력챔버, 시험 준비현황을 나타내며 Fig. 3은 시험에 사용된 복합재 원통의 제작된 모형을 나타내고 있다(Cho et. al., 2009). Fig. 4는 복합재 원통 외판의 적층 절차를 보이고 있다.

Fig. 5와 Fig. 6은 각각 복합재 원통의 전형적인 붕괴 모드와 국부좌굴 모드를 보여주고 있다. 시험된 모델들은 초기에 좌굴모드 (3,1) 즉 원주방향으로 3 반파장 및 길이방향으로 1 반파장의 모드로 붕괴를 시작하며, 최종적으로 재료가 찢기는 형태로 파손된다. 그러나 몇 개의 모델에서는 국부적인 변형이 관측되었고,

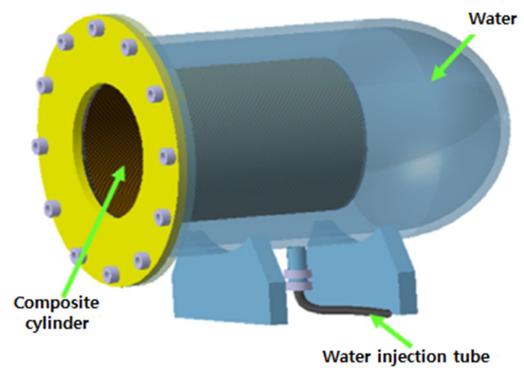
이러한 국부적인 변위는 재료의 기하학적인 초기결함으로 기인된 것으로 판단된다(Moon et al., 2010)



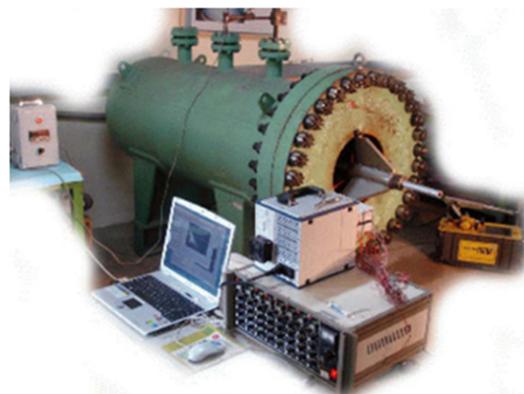
(a) Composite cylinder



(b) Cylinder bound to the end flanges



(c) Hydrostatic pressure chamber



(d) Experimental set-up

Fig. 2 Schematic figures for hydrostatic test



Fig. 3 Composite cylinder specimens for the hydrostatic pressure test

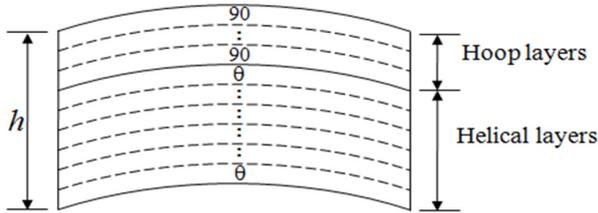


Fig. 4 Stacking sequence of the composite shell : $[\pm \theta / 90]_{FW}$

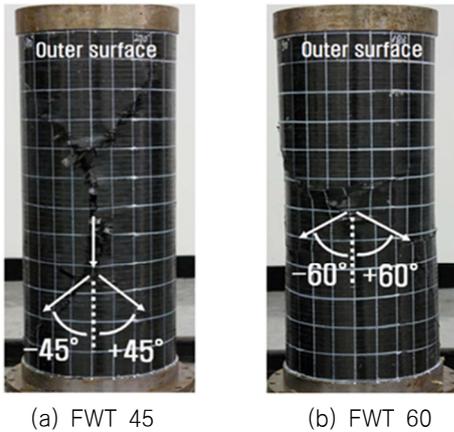


Fig. 5 Typical final failure modes of the composite shells : $[\pm 45/90]_{FW}$ and $[\pm 60/90]_{FW}$

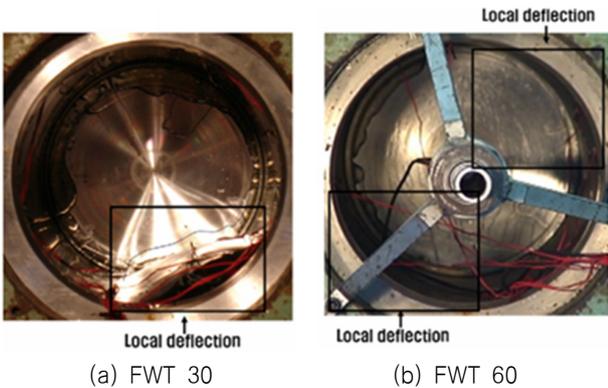


Fig. 6 Typical local buckling modes of the composite shells : $[\pm 30/90]_{FW}$ and $[\pm 60/90]_{FW}$

3.2 복합재 원통좌굴 추정식들의 비교

외부 수압을 받는 복합재 비모강 원통의 허용압력 추정을 위한 식으로 ASME(2007)는 다음과 같은 식을 제시하고 있다.

$$P_a = \frac{(KD) \cdot 0.8531 \cdot \gamma \cdot E_{hf}^{3/4} \cdot E_{at}^{1/4} \cdot t^{5/2}}{(1 - \nu_x \nu_y)^{3/4} \cdot L \cdot \left(\frac{D_o}{2}\right)^{3/2} \cdot F} \quad (11)$$

여기서, P_a 는 허용압력(psi), D_o 는 원통의 외경(in), L 은 원통의 길이(in), t 는 원통의 두께(in)이며, E_{at} 는 축방향 인장계수(psi), E_{hf} 는 원주방향 휨계수(psi), ν_x 와 ν_y 는 각각 축방향과 원주방향의 횡 프와송비(Poisson's ratio)이다. 또한 F 는 안전계수, KD 는 강도저하계수(knock-down factor)로 0.84의 값을 갖는다. γ 는 실험결과를 반영한 감쇄계수(reduction factor)로 Z_p 가 100과 같거나 작으면 $\gamma = 1 - 0.001 Z_p$ 이고 100보다 크면 $\gamma = 0.9$ 가 된다 여기서 Z_p 는 다음과 같다.

$$Z_p = \frac{E_{hf}^{3/2} \cdot E_{at}^{1/2}}{E_{af}^2} (1 - \nu_x \cdot \nu_y)^{1/2} \frac{L^2}{\left(\frac{D_o}{2} t\right)} \quad (12)$$

여기에서 E_{af} 는 축방향 휨계수(psi)이다.

적층판의 공학적 계수($E_{hf}, E_{at}, E_{af}, \nu_x, \nu_y$)는 각 적층의 재료 물성치 $E_1, E_2, \nu_{12}, G_{12}$ 와 두께 t 가 주어지면 적층판에 고전적층이론(CLT, Jones 1999)을 적용하여 구한다. 먼저 ABD 행렬을 구하고 이에 대한 역행렬(Inverse matrix)을 통해 다음 식으로 구한다.

$$\nu_x = \frac{-(ABD^{-1})_{5,4}}{(ABD^{-1})_{4,4}}, \quad \nu_y = \frac{-(ABD^{-1})_{5,4}}{(ABD^{-1})_{5,5}},$$

$$E_{af} = \frac{12}{t^3 (ABD^{-1})_{4,4}}, \quad E_{hf} = \frac{12}{t^3 (ABD^{-1})_{5,5}} \quad (13)$$

$$E_{at} = \frac{A_{11}A_{22} - A_{12}^2}{A_{22} t}$$

NASA SP-8700에서 제공하는 복합재 비모강 원통에 대한 좌굴 압력식은 다음과 같다(NASA, 1968).

$$P_a = \frac{R}{F \left[n^2 + \frac{1}{2} \left(\frac{m\pi R}{L} \right)^2 \right]} \frac{\det \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} \\ C_{21} & C_{22} & C_{23} \\ C_{31} & C_{32} & C_{33} \end{bmatrix}}{\det \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} \\ C_{21} & C_{22} \end{bmatrix}} \quad (14)$$

여기서,

$$C_{11} = A_{11} \left(\frac{m\pi}{L} \right)^2 + A_{66} \left(\frac{n}{R} \right)^2$$

$$C_{22} = A_{22} \left(\frac{n}{R} \right)^2 + A_{66} \left(\frac{m\pi}{L} \right)^2$$

$$C_{33} = D_{11} \left(\frac{m\pi}{L} \right)^4 + 2(D_{12} + 2D_{66}) \left(\frac{m\pi}{L} \right)^2 \left(\frac{n}{R} \right)^2 + D_{22} \left(\frac{n}{R} \right)^4 + \frac{A_{22}}{R^2} + \frac{2B_{22}}{R} \left(\frac{n}{R} \right)^2 + \frac{2B_{12}}{R} \left(\frac{m\pi}{L} \right)^2 \quad (15)$$

$$C_{12} = C_{21} = (A_{12} + A_{66}) \left(\frac{m\pi}{L} \right) \left(\frac{n}{R} \right)$$

$$C_{13} = C_{31} = \frac{A_{12}}{R} \left(\frac{m\pi}{L} \right) + B_{11} \left(\frac{m\pi}{L} \right)^3 + (B_{12} + 2B_{66}) \left(\frac{m\pi}{L} \right) \left(\frac{n}{R} \right)^2$$

$$C_{23} = C_{32} = (B_{12} + 2B_{66}) \left(\frac{m\pi}{L} \right)^2 \left(\frac{n}{R} \right) + \frac{A_{22}}{R} \left(\frac{n}{R} \right) + B_{22} \left(\frac{n}{R} \right)^3$$

여기서, R 는 원통의 반경, L 는 원통의 길이, F 는 안전계수이고, n 과 m 은 원통의 최소 좌굴압력을 도출하는 정수이다.

Table 3은 제작된 원통에 대해 ASME 및 NASA 식으로 추정된 좌굴압력 값과 수압시험으로 측정된 붕괴압력을 나타내고 있다. ASME (2007)의 경우에 수압시험으로 측정된 붕괴압력에 비해 좌굴 식을 사용하여 추정된 값들이 1.43~3.53의 오차계수(Error factor)를 가지며 작게 나타나고 있으며, NASA SP-8007의 경우에도 수압시험으로 측정된 붕괴압력에 비해 좌굴 식을 사용하여

Table 3 Buckling pressures from ASME and NASA with experiment results

| Model | ASME (2007) | | NASA SP-8007 | | Experiment p_{cr}^{exp} (MPa) |
|---------------|-------------|--------------|--------------|--------------|------------------------------------|
| | MPa | Error factor | MPa | Error factor | |
| FWT8 30/90-1 | 2.68 | 1.61 | 3.41 | 1.26 | 4.30 |
| FWT8 30/90-2 | 2.67 | 1.65 | 3.42 | 1.29 | 4.40 |
| FWT8 30/90-3 | 2.67 | 1.43 | 3.34 | 1.14 | 3.80 |
| FWT8 30/90-4 | 2.67 | 1.50 | 3.37 | 1.19 | 4.01 |
| FWT8 45/90-1 | 2.56 | 2.27 | 4.57 | 1.27 | 5.80 |
| FWT8 45/90-2 | 2.58 | 2.18 | 4.53 | 1.24 | 5.62 |
| FWT8 45/90-3 | 2.57 | 2.13 | 4.59 | 1.19 | 5.47 |
| FWT8 45/90-4 | 2.66 | 2.05 | 4.71 | 1.16 | 5.45 |
| FWT8 60/90-1 | 2.77 | 2.59 | 4.90 | 1.46 | 7.18 |
| FWT8 60/90-2 | 2.78 | 2.51 | 4.97 | 1.40 | 6.97 |
| FWT8 60/90-3 | 2.78 | 2.64 | 4.87 | 1.51 | 7.33 |
| FWT8 60/90-4 | 2.94 | 2.43 | 5.17 | 1.38 | 7.14 |
| FWT6 45/90-1 | 1.22 | 2.54 | 2.47 | 1.25 | 3.09 |
| FWT6 45/90-2 | 1.30 | 2.52 | 2.63 | 1.24 | 3.27 |
| FWT6 45/90-3 | 1.25 | 2.59 | 2.52 | 1.28 | 3.23 |
| FWT10 45/90-1 | 4.61 | 2.53 | 8.04 | 1.45 | 11.64 |
| FWT10 45/90-2 | 4.59 | 2.57 | 7.92 | 1.49 | 11.80 |
| FWT10 45/90-3 | 4.86 | 2.44 | 8.30 | 1.43 | 11.87 |
| FWT8 60-1 | 2.28 | 3.53 | 6.26 | 1.28 | 8.04 |
| FWT8 60-2 | 2.10 | 3.50 | 5.79 | 1.27 | 7.36 |

추정된 값들이 1.14~1.49의 오차계수를 보이며 작게 나타나고 있다. ASME (2007)의 식은 복합재 원통재료의 강성을 원통 길이 방향 및 원주방향의 강성으로만 취급하도록 식을 제시하므로 오차가 크게 발생하는 것으로 판단되며, NASA SP-8007 식은 복합재 원통의 탄성좌굴만을 고려하므로 오차가 발생하는 것으로 판단된다(Cho et. al., 2019). NASA SP-8007의 추정식이 ASME (2007)의 추정식에 비해 작은 오차계수를 나타내고 있으나, 실제 복합재 원통의 붕괴압력 추정식으로 적용하기에는 오차가 크다고 볼 수 있다.

3.3 제안된 설계식의 비교

본 절에서는 본 논문에서 새롭게 제안된 복합재 원통설계식을 이용하여 추정된 붕괴압력을 3.1절의 실험 결과와 비교하고, 또한 MSC/NASTRAN을 이용하여 계산된 유한요소해석 결과와 비교하여 제시한다.

Table 4는 제안된 강도추정식을 사용하여 예측한 붕괴압력 p_{cr}^{prd} 과 유한요소해석 결과 p_{cr}^{fea} 및 실험 결과 p_{cr}^{exp} 를 나타내고 있다. 실험치에 대한 제안식의 예측치 비 $p_{cr}^{exp}/p_{cr}^{prd}$ 로서 오차계수는 0.95~1.26의 범위에 있고, 평균 1.10, 표준편차는 0.0092이다. 변동계수(COV)는 0.83%로 나타나고 있다. 반면에 유한요소해석으로 도출된 붕괴압력 p_{cr}^{fea} 는 오차계수 범위로서 0.89~1.21, 평균 1.04, 표준편차 0.0078, 변동계수 0.75%를 나타내고 있다.

Table 4 Buckling pressures from proposed method with FEA results and experiments

| Model | Proposed method (p_{cr}^{prd}) | | FEA (p_{cr}^{fea}) | | Experiment (p_{cr}^{exp}) (MPa) |
|---------------|---------------------------------------|--------------|---------------------------|--------------|---|
| | MPa | Error factor | MPa | Error factor | |
| FWT8 30/90-1 | 3.826 | 1.12 | 4.351 | 0.99 | 4.30 |
| FWT8 30/90-2 | 3.835 | 1.15 | 4.367 | 1.01 | 4.40 |
| FWT8 30/90-3 | 3.771 | 1.01 | 4.288 | 0.89 | 3.80 |
| FWT8 30/90-4 | 3.798 | 1.06 | 4.323 | 0.93 | 4.01 |
| FWT8 45/90-1 | 5.601 | 1.04 | 5.498 | 1.05 | 5.80 |
| FWT8 45/90-2 | 5.553 | 1.01 | 5.636 | 1.00 | 5.62 |
| FWT8 45/90-3 | 5.629 | 0.97 | 5.634 | 0.97 | 5.47 |
| FWT8 45/90-4 | 5.767 | 0.95 | 5.863 | 0.93 | 5.45 |
| FWT8 60/90-1 | 5.941 | 1.21 | 7.034 | 1.02 | 7.18 |
| FWT8 60/90-2 | 6.023 | 1.16 | 7.095 | 0.98 | 6.97 |
| FWT8 60/90-3 | 5.896 | 1.24 | 7.034 | 1.04 | 7.33 |
| FWT8 60/90-4 | 6.233 | 1.15 | 7.504 | 0.95 | 7.14 |
| FWT6 45/90-1 | 3.087 | 1.00 | 2.617 | 1.18 | 3.09 |
| FWT6 45/90-2 | 3.281 | 1.00 | 2.761 | 1.18 | 3.27 |
| FWT6 45/90-3 | 3.145 | 1.03 | 2.663 | 1.21 | 3.23 |
| FWT10 45/90-1 | 9.511 | 1.22 | 10.634 | 1.09 | 11.64 |
| FWT10 45/90-2 | 9.376 | 1.26 | 10.614 | 1.11 | 11.80 |
| FWT10 45/90-3 | 9.824 | 1.21 | 11.233 | 1.06 | 11.87 |
| FWT8 60-1 | 7.059 | 1.14 | 7.361 | 1.09 | 8.04 |
| FWT8 60-2 | 6.879 | 1.07 | 6.729 | 1.09 | 7.36 |

이 결과로부터 제안된 식은 유한요소해석 결과에 비해 오차 범위가 약간 크게 나타나고 있으나, Table 3의 ASME (2007) 및 NASA SP-8007와 비교하여 비교적 정확한 결과를 도출하고 있다. 따라서 제안된 식은 필라멘트 와인딩 복합재 원통의 붕괴압력 추정에 유용하게 활용될 수 있을 것으로 판단된다(Cho et. al., 2019).

3.4 유한요소해석

복합재 원통의 좌굴붕괴 압력과 거동 분석을 위해 3.1절의 실험 모델들을 대상으로 유한요소해석이 수행되었다.

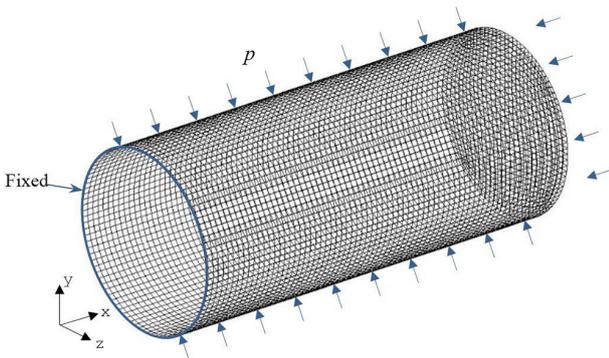


Fig. 7. Typical FE model of the composite cylinders

MSC/NASTRAN이 사용되었고, 4-절점 요소인 CQUAD4 요소를 선정하여 적용하였다. 복합재 원통 외판의 적층 개수는 비선형 유한요소해석의 계산시간을 절약하기 위해 5개 층으로 모델링하였으며, 모든 적층 개수를 고려한 모델링 경우와 거의 같은 붕괴하중이 도출되었다(Hur et. al., 2008). Fig. 7에서 길이방향 및 원주방향 요소 크기 및 개수는 실험모델들의 붕괴압력을 잘 도출할 수 있도록 선정하였고, 초기 기하학적 결함은 고려하지 않았다. 유한요소해석은 NASTRAN의 비선형정적해석(SOL 106)으로 수행하고, 하중크기 및 하중중분은 해의 수렴을 위해 적절하게 선정되었다. 모든 원통의 붕괴모드는 Fig. 8에서 보이는 바와 같이 (3,1) 모드로 나타나고 있으며, 유한요소해석의 붕괴압력 결과는 Table 4와 같이 실험치와 비교하여 상당히 잘 일치하는 경향을 보이고 있다(Cho et. al., 2019).

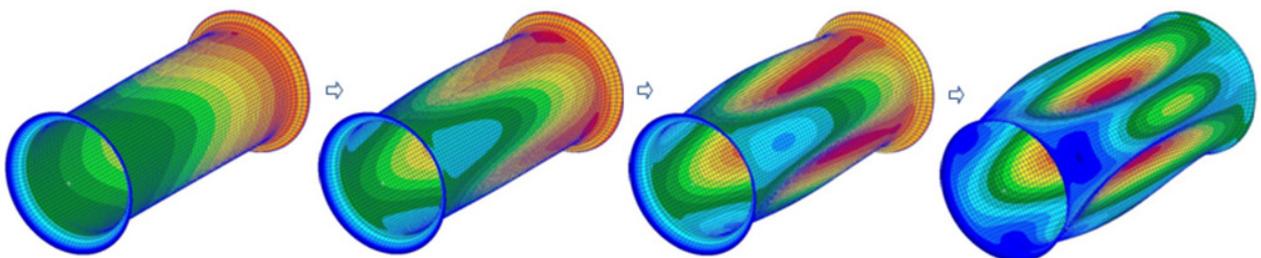


Fig. 8 Typical shapes during the failure process of $[\pm 30/90]_{FW}$ in NLFEA

4. 복합재 원통구조의 최적설계 정식화 및 절차

높은 외압을 받는 복합재 원통은 가능한 높은 좌굴 붕괴강도를 갖도록 외판의 적층절차를 선정할 필요성이 있다. 설계자는 임의의 적층각에 대해 본 연구에서 제안된 설계식을 사용하여 복합재 원통의 좌굴강도 추정할 수 있으나 적층 개수가 많아지면 적층각의 조합수가 급격히 증가하므로 최적 적층절차를 도출하기 위한 효율적인 방법이 필요하다. 따라서 본 장에서는 필라멘트 와인딩 복합재 원통구조에 대해 최대 붕괴강도 p_{cr} 를 도출하도록 적층 각 (stacking angle)과 적층 절차(stacking sequence)를 도출하는 최적화 문제를 정식화하고, 유전알고리즘(genetic algorithm)을 활용한 최적화 절차를 정립하여 복합재 원통 설계를 위한 최적화 방법을 제공한다.

4.1 최적화 문제의 정식화

필라멘트 와인딩 복합재 원통은 Fig. 1과 같이 길이 L , 반경 R , 두께 h 를 지니며, 원통 외판은 동일한 두께를 가진 ply로 구성된 N 개의 적층 개수를 지닌다. 각각의 ply는 필라멘트 와인딩 적층각 θ_i 를 가지며, 원통 축에 대해 $+\theta_i$ 와 $-\theta_i$ 방향으로 같은 양의 섬유가 균등하게 분포되어 있는 cross-ply로 가정한다.

복합재 원통의 적층 절차는 $[\theta_1/\theta_2/\dots/\theta_N]$ 로 표기하고, 원통의 안쪽 면부터 시작한다. 실제 제작과정에서 필라멘트 와인딩 각도 θ_i 는 허용될 수 있는 몇 개의 값($\theta_j, j=1, \dots, M$)으로 한정하여 선택하도록 한다. 따라서 최대 좌굴강도를 갖는 복합재 원통 구조의 외판 적층 최적화 문제는 다음과 같이 표현된다.

$$\begin{aligned} \text{Maximize } f(X) &= p_{cr}(X) \\ (X &= \theta_i, i = 1 \dots N) \end{aligned} \quad (11)$$

Subject to : ply angle $\theta_i \in \{\theta_1, \theta_2, \dots, \theta_M\}$
 To find : best lamination $[\theta_1/\theta_2/\dots/\theta_N]_{OPT}$

여기서, $f(X)$: 복합재 원통의 붕괴압력 $p_{cr}(X)$
 θ_i : i 번째 ply의 필라멘트 와인딩 적층각

4.2 최적 설계 과정

필라멘트 와인딩 복합재 원통의 최대 붕괴강도를 도출하는 적층 설계를 위해 유전 알고리즘을 활용하여 최적화 설계절차를 Fig. 9과 같이 수립한다.

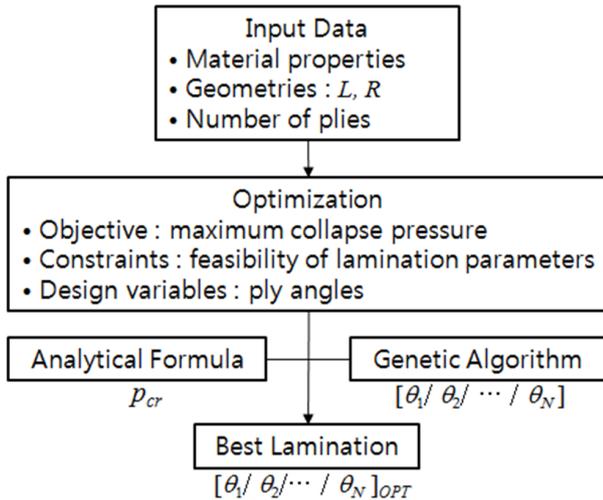


Fig. 9 Optimization design scheme for the composite cylinder

먼저 입력 자료로서 원통의 형상(길이, 반경)과 적층 수(원통 외판두께), 복합재료의 기계적 성질이 주어진다. 그러면 복합재 원통 설계식 (1)을 이용하여 설계변수로서 각각의 적층면에서의 적층각 조합에 대해 붕괴압력을 계산하며, 유전 알고리즘의 최적화 절차에 따라 최적 적층방법을 탐색하게 된다. 최종적으로는 최대 붕괴압력 p_{cr}^{OPT} 에 해당하는 최적의 적층 방안(best lamination) $[\theta_1 / \theta_2 / \dots / \theta_N]_{OPT}$ 을 도출하게 된다.

4.3 유전 알고리즘(Genetic Algorithm)

유전 알고리즘은 생물학적 진화이론인 자연선택과 적자생존 원리를 이용하고 다수의 개체로 구성된 해 집단을 구성하여 해를 탐색하는 조합최적화 기법이다.

유전 알고리즘은 개체(individual)들의 목적함수와 구속조건의 위반 정도에 따라 개체들의 적합도(fitness)를 평가하여 적합도가 높은 개체들만 다음 세대의 새로운 개체군 구성에 참여하도록 한다. 새로운 개체들은 선택(selection), 교배(crossover) 및 돌연변이(mutation)와 같은 생물학적인 연산자를 사용하여 얻어지며, 세대를 반복하며 최종적으로 가장 적합한 개체를 도출하게 된다.

본 연구에서는 유전 알고리즘의 개체수를 감소시켜 연산 시간을 줄이도록 제안된 마이크로 유전알고리즘(micro genetic algorithm)을 적용한다(Goldberg, 1989; Krishnakumar, 1989). Cho & Paik(2017)은 압력선체 구조설계에 적용하여 마이크로 유전알고리즘을 이용한 구조물의 최적설계 효율성을 검증하고 구조설계특성을 검증한 바 있다. 따라서 본 논문에서는 마이크로 유전 알고리즘을 복합재 원통 설계에 적용하여 최적의 적층절차(stacking sequence)를 효과적으로 생성하도록 한다.

5. 복합재 원통구조 최적화 결과

본 연구에서 최적화 대상으로 선정한 복합재 원통구조로서 원통 내부반경(R)은 150 mm, 길이(L)는 695 mm이고, 사용된 복합소재는 T700으로서 재료 물성치는 Table 1과 같다. 복합재 원통의 각 cross-ply 두께는 0.615 mm로 가정하고, Table 5와 같이 8개의 복합재 원통에 대해 최적설계 결과를 고찰하였다. 복합재 원통의 ply 개수 N 은 12~26, 원통의 두께 h 는 7.38~15.99 mm 범위에 있으며, ply의 적층각 θ_i 는 6개의 θ_j 로 한정하였다. $\theta_i \in \{15, 30, 45, 60, 75, 90\}$ (degrees).

이 복합재 원통들에 대해 앞 절에서 제안된 복합재 원통 설계식 (1) 및 (10)과, 최적설계 정식화 및 절차를 적용하여 최적의 적층결과로서 최적 적층절차 $[\theta_i]_{OPT}$ 와 최대 붕괴압력 p_{cr}^{OPT} 를 도출하였다. 또한 비교를 위해 각 복합재 원통을 대상으로 임의의 초기설계로서 원통 외판 두께는 같게 하고 각각의 적층 ply를 적층각 55° 및 90°으로 구성된 $[90_2 / 55_{N-4} / 90_2]$ 형식으로 단순하게 적층한 경우에 대하여 붕괴압력 p_{cr}^{55} 을 구하였다.

Table 6은 각 복합재 원통에 대해 도출한 최적 적층절차 $[\theta_i]_{OPT}$ 와 최대 붕괴압력 p_{cr}^{OPT} , 초기설계 원통의 붕괴압력 p_{cr}^{55} 을 나타내고 있으며, 또한 다음과 같이 정의된 붕괴압력의 상대적인 크기(gain factor, η)를 비교한 결과를 나타내고 있다.

$$\eta = \frac{p_{cr}^{OPT} - p_{cr}^{55}}{p_{cr}^{55}} \times 100 \tag{12}$$

Table 6에서 각 복합재 원통의 최적 적층절차를 고찰해 보면 전형적인 적층형식으로 $[90_{M1} / \psi_1 / \phi_{N2} / \psi_2 / 90_{N3}]$ 의 형태를 보이고 있다. 원통 외판의 상면(Top surface) 및 하면(bottom surface)에는 적층각 90°가 2~3개 층을 이루고 있고 두께 중앙 위치에는 최소 적층각 ($\phi=15^\circ$)가 $N2$ 개 층으로 이루어지며, 그 사이에는 적층각 30°~75°의 변이구역 ψ_1, ψ_2 로 구성되어 있다.

Table 5 Composite cylinders

| Cylinder No. | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 | 7 | 8 |
|--------------------------|------|------|------|-------|------|-------|-------|-------|
| Number of plies N | 12 | 14 | 16 | 18 | 20 | 22 | 24 | 26 |
| Shell thickness h (mm) | 7.38 | 8.61 | 9.84 | 11.07 | 12.3 | 13.53 | 14.76 | 15.99 |

Table 6 Stacking sequences, critical pressures and gain factors

| Cylinder No. | Optimal lamination $[\theta_i]_{OPT}$ | p_{cr}^{OPT} (MPa) | p_{cr}^{55} (MPa) | Gain factor η (%) |
|--------------|--|----------------------|---------------------|------------------------|
| 1 | $[90_2/75/45/30/15_3/30/60/90_2]$ | 11.304 | 7.483 | 51.1 |
| 2 | $[90_2/75/45/30/15_3/30_4/90_2]$ | 15.292 | 10.377 | 47.4 |
| 3 | $[90_2/75/60/30_3/15_5/30/75/90_2]$ | 19.483 | 13.882 | 40.3 |
| 4 | $[90_2/75/60/45/30_2/15_6/30_2/75/90_2]$ | 24.237 | 18.047 | 34.3 |
| 5 | $[90_2/75_2/60/30_3/15_2/30_7/90_3]$ | 30.060 | 22.921 | 31.1 |
| 6 | $[90_2/75_2/60/30_3/15_2/30_7/75/90_2]$ | 35.949 | 28.545 | 25.9 |
| 7 | $[90_2/75/60/45/30_4/15_5/30_7/75/90_2]$ | 41.895 | 34.961 | 19.8 |
| 8 | $[90_2/75_2/45/30_6/15_5/30_7/75/90_2]$ | 49.170 | 42.207 | 16.5 |

Table 7 Optimal laminations, critical pressures and error factors

| Cylinder No. | Optimal lamination $[\theta_i]_{OPT}$ | p_{cr}^{OPT} (MPa) | p_{cr}^{fea} (MPa) | Error factor |
|--------------|--|----------------------|----------------------|--------------|
| 1 | $[90_2/75/45/30/15_3/30/60/90_2]$ | 11.304 | 8.889 | 0.79 |
| 2 | $[90_2/75/45/30/15_3/30_4/90_2]$ | 15.292 | 12.286 | 0.80 |
| 3 | $[90_2/75/60/30_3/15_5/30/75/90_2]$ | 19.483 | 17.716 | 0.91 |
| 4 | $[90_2/75/60/45/30_2/15_6/30_2/75/90_2]$ | 24.237 | 23.270 | 0.96 |
| 5 | $[90_2/75_2/60/30_3/15_2/30_7/90_3]$ | 30.060 | 30.450 | 1.01 |
| 6 | $[90_2/75_2/60/30_3/15_2/30_7/90_3]$ | 35.949 | 37.350 | 1.04 |
| 7 | $[90_2/75/60/45/30_4/15_5/30_7/75/90_2]$ | 41.895 | 44.336 | 1.06 |
| 8 | $[90_2/75_2/45/30_6/15_5/30_7/75/90_2]$ | 49.170 | 52.920 | 1.08 |

각 복합재 원통의 최적 적층절차에 해당하는 최대 붕괴압력 p_{cr}^{OPT} 은 초기설계 원통의 붕괴압력 p_{cr}^{55} 에 비해 16% 이상으로 크게 나타나고 있으며, 두께가 증가할수록 그 상대적인 크기(gain factor) η 는 감소하는 추세를 보이고 있다.

Table 7은 유한요소해석으로 도출한 붕괴압력 p_{cr}^{fea} 과, 본 연구에서 제시하는 방법으로 도출한 최적설계 붕괴압력 p_{cr}^{OPT} 의 크기를 비교한 결과이다. 유한요소해석은 3.4절에서와 같이 동일한 유한요소 모델링을 적용하고 MSC/NASTRAN을 사용하여 비선형정적해석을 수행하였다. 유한요소해석의 붕괴압력은 Table 6에서 도출된 최적 적층절차를 적용한 복합재 원통에 대해 붕괴압력을 구한 결과이며, 붕괴형상은 모두 Fig. 8과 같은 모드를 나타내었다. 유한요소해석의 붕괴압력 p_{cr}^{fea} 에 대한 최적설계 붕괴압력 p_{cr}^{OPT} 의 비, 즉 오차계수(error factor)는 0.79~1.08 범위로 나타나고 있고 복합재 원통 외판 두께가 증가할수록 증가하며 1.0 이상으로 나타나고 있다.

Fig. 10은 복합재 원통 외판두께에 대한 붕괴압력의 변화를 보여주고 있으며, 원통 외판두께가 커질수록 붕괴압력은 증가하고 있다. 최적설계 붕괴압력 p_{cr}^{OPT} 는 초기설계 원통의 붕괴압력 p_{cr}^{55} 보다 크게 나타나고, 외판 두께가 증가할수록 유한요소해석 붕괴압력 p_{cr}^{fea} 에 근접하게 도출되고 있음을 보여주고 있다.

Fig. 11는 최적화 설계과정에서 유전알고리즘의 각 세대가 진행되며 최대 붕괴압력을 도출하는 과정을 보여주고 있다. 두께가 클수록 외판의 적층수(N)가 많고, 이에 따라 적층각 조합 경우의

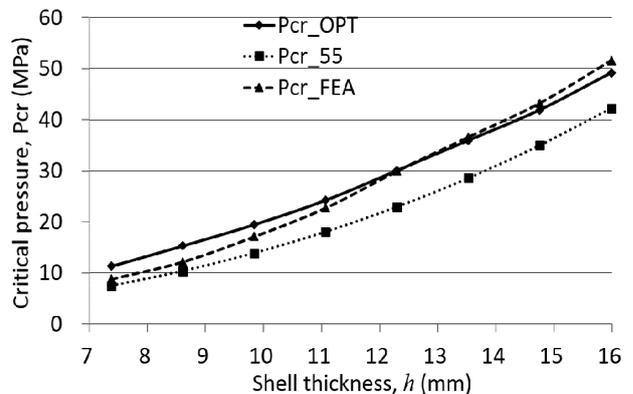


Fig. 10 Critical pressures vs. shell thickness

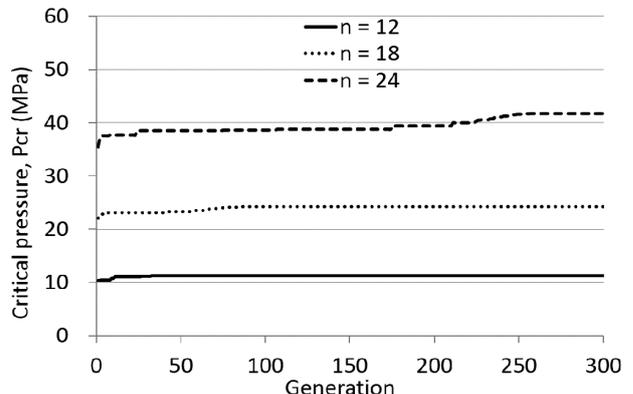


Fig. 11 Convergence of critical pressures

수가 증가하므로 최종 붕괴압력에 도달하는 세대수가 증가하는 것을 알 수 있다.

위와 같이 본 연구에서 제안한 설계식과 유전알고리즘을 이용한 복합재 원통의 최적화 설계방법은 단순히 한 개의 적층 각을 이용하여 적층 설계한 일반적인 복합재 원통 적층구조에 비해 붕괴강도를 월등히 향상시키는 효율적인 적층절차를 제공하고 있다. 다만 본 연구에서 최적 적층설계로 도출된 복합재 원통의 붕괴압력 추정결과에 대해 실험적으로 붕괴압력을 측정하여 비교할 필요성이 있다.

6. 결론

본 연구에서는 외부수압을 받는 필라멘트 와인딩 복합재로 제작된 비보강 원통에 대한 붕괴압력 추정을 위한 해석적인 설계식을 제시하고, 마이크로 유전알고리즘 (micro-genetic algorithm)을 활용하여 복합재 원통의 최적설계 절차를 정립하고 최적 설계결과를 고찰하였다. 제안된 설계식은 복합재 원통모델의 붕괴압력 실험결과를 기반으로 제안되었으며, 유한요소해석 결과와 비교하여 그 유용성을 확인하고 붕괴압력 추정에 활용할 수 있음을 보였다. 제안된 식을 사용하여 복합재 원통에 대해 최적 설계 적층방안을 도출한 결과는 최적화 기법으로 적용한 유전알고리즘의 유용성을 확인할 수 있었으며, 도출된 최적 붕괴압력은 초기설계 원통보다 높은 붕괴압력을 나타내었다.

본 연구에서 복합재 원통에 대한 최적 설계를 통해 얻은 결론은 다음과 같다.

1) 복합재 원통 외판의 최적 적층패턴은 $[90_{M1}/\psi_1/\phi_{M2}/\psi_2/90_{M3}]$ 의 형태로 나타나며, 외판 상면 및 하면에는 적층각 90° 가 2~3개 층을 이루고 있고 두께 중앙면에는 최소 적층각($\phi=15^\circ$)가 2개 층으로 이루어지며, 그 사이에는 적층각 $30^\circ\sim 75^\circ$ 의 변이구역 ψ_1, ψ_2 로 구성되어 있다.

2) 복합재 원통의 최적적층 붕괴압력은 외판 두께가 커질수록 증가하며, 적층각 55° 의 초기설계 원통에 비해 16% 이상의 붕괴압력 증가를 나타내고 있다.

3) 복합재 원통의 최적적층 붕괴압력은 유한요소해석 붕괴압력에 대한 오차계수로서 0.79~1.08 범위로 나타나고 있다.

본 연구의 결과에 따라 복합재 원통의 설계 시에 제안된 설계식을 이용하고, 최적화 기법으로 마이크로 유전알고리즘을 활용하는 방법을 유용하게 적용할 수 있을 것으로 사료된다.

References

- Aguirre, F., Vargas, S., Valdes, D., & Tornero, J., 2017. State of the art of parameters for mechanical design of an autonomous underwater vehicle. *International Journal of Oceans and Oceanography*, 11(1), pp.89–103.
- ASME Boiler and Pressure Vessel Code, 2007. Section X: Fiber-Reinforced Plastic Pressure Vessel.
- Burcher, R. and Rydill, L., 1994. Concepts in Submarine Design. Cambridge University Press: Cambridge, U.K.
- Cho, J.R., Chung, W.B., & Kim, J.S., 2009. UVRC, Division of underwater structure and vibration research, 2nd Phase Report, ADDR-413-091956, Daejeon: Agency for Defense Development, Republic of Korea.
- Cho, Y.S., 2005. Structural strength calculation method and program manual for pressure hull, NSDC-513-051385, Daejeon: Agency for Defense Development, Republic of Korea.
- Cho, Y.S., Oh, D.H., & Paik, J.K., 2019. An empirical formula for predicting the collapse strength of composite cylindrical-shell structures under external pressure loads. *Ocean Engineering* 172, pp.191–198.
- Cho, Y.S. & Paik, J.K., 2017. Optimal design of submarine pressure hull structures using genetic algorithm. *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 54(5), pp.378–386.
- Dey, A., Choudhury, P.L., & Pandey, K.M., 2014. A computational study of buckling analysis of filament wound composite pressure vessel subjected to hydrostatic pressure. *Global Journal of Researches In Engineering A: Mechanical and Mechanics Engineering*, 14(2), pp.9–14.
- Goldberg, D.E., 1989. *Genetic algorithms in search, optimization, and machine learning*. Addison-wesley Longman Publishing Co., Inc.: Boston, USA.
- Hur, S.H., Son, H.J., Kweon, J.H., & Choi, J.H., 2008. Postbuckling of composite cylinders under external hydrostatic pressure. *Composite Structures*, 86, pp.114–124.
- Jones, R.M., 1999. *Mechanics of composite materials*. Taylor & Francis, Inc.: Philadelphia, USA.
- Jung, H.Y., Cho, J.R., Han, J.Y., Lee, W.H., Bae, W.B. & Cho, Y.S., 2012. A study on buckling of filament-wound cylindrical shells under hydrostatic external pressure using finite element analysis and buckling formula. *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing*, 13(5), pp.731–737.
- Kim, M.H., Cho, J.R., Bae, W.B., Kweon, J.H., Choi, J.H., Cho, S.R., & Cho, Y.S., 2010. Buckling analysis of filament-wound thick composite cylinder under hydrostatic pressure. *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing*, 11(6), pp.909–913.
- Krishnakumar, K., 1989. Micro-genetic algorithms for stationary and non-stationary function optimization. *Proceedings of SPIE 1196, Intelligent Control and Adaptive Systems*, pp.282–296.
- Messenger, T., 2001. Buckling of imperfect laminated cylinders under hydrostatic pressure. *Composite Structures*, 53, pp.301–307.
- Messenger, T., Pyrz, M., Gineste, B., & Chauchot, P., 2002. Optimal laminations of thin underwater composite cylindrical vessels. *Composite Structures*, 58, pp.529–537.

Moon, C.J., Kim, I.N., Choi, B.H., Kweon, J.H., & Choi, J.H., 2010. Buckling of filament-wound composite cylinders subjected to hydrostatic pressure for underwater vehicle applications. *Composite Structures*, 92, pp.2241-2251.

Mouritz, A.P., Gellert, E., Burchill, P., & Challis, K., 2001. Review of advanced composite structures for naval ships and submarines. *Composite Structures*, 53, pp.21-41.

NASA Space Vehicle Design Criteria, 1968. Buckling of thin-walled circular cylinders. NASA SP-8007, pp.19-21, Washington, D.C.: National Aeronautics and Space Administration, USA.

Perry, T.G., Douglas, C.D., & Gorman, J.J., 1992. Analytical design procedures for buckling-dominated graphite/epoxy pressure hulls. *SNAME Transactions*, 100, pp.93-115.

ROK Navy, 2016. Criteria for structural strength of pressure hull. *Design and Building Criteria for Submarine, JoHam(Jam)-1-001(0)*, Daejeon Korea: ROK Navy.

