

論文

복합재 압력 용기의 신뢰도 예측

황태경^{***}, 박재범^{*}, 김형근^{*}, 도영대^{*}, 문순일^{*}

Reliability Evaluation of a Composite Pressure Vessel

Tae-Kyung Hwang^{***}, Jae-Beom Park^{*}, Hyoung-Geun Kim^{*}, Young-Dae Doh^{*}, Soon-Il Moon^{*}

ABSTRACT

In this paper, an integrated probabilistic strength analysis was conducted to predict the reliability of a composite pressure vessel under inner pressure loading condition. As a probabilistic strength analysis, the probabilistic progressive failure model consisting of progressive failure model and Monte Carlo simulation was incorporated with a commercial FEA code, ABAQUS Standard, to perform the probabilistic failure analysis of composite structure which has a complex shape and boundary conditions. As design random variables, the lamina strengths of each direction were considered. Finally, from probabilistic strength analysis, the scattering of burst pressure could be explained and the reliability of composite pressure vessel could be obtained for each component. In case of composite structures in mass production, the effects of uncertainties in material and manufacturing on the performance of composite structures would apparently become larger. So, the probabilistic strength analysis is essential for the structural design of composite structures in mass production.

초 록

본 논문에서는 내압 하중을 받는 복합재 압력 용기의 신뢰도를 구하기 위해 확률적 강도 해석이 수행되었다. 이때 확률적 강도 해석은 점진적 파손 모델과 몬테카를로 시뮬레이션으로 구성된 확률 연속 파손 모델과 상용 유한 요소 해석 코드인 ABAQUS가 연계한 형태로써 복잡한 형상 및 경계 조건을 갖는 복합재 구조물의 확률적 파손 해석을 수행하게 된다. 설계 확률 변수로서 복합재 층의 각 방향 별 강도가 고려되었다. 최종적으로, 확률 강도 해석을 통해 복합재 압력 용기의 파열 압력 분산 현상이 설명되었고, 복합재 압력 용기의 각 부위별 신뢰도 값이 제시되었다. 양산 중인 복합재 구조물인 경우, 재료 및 제작 공정의 불확실성이 구조물 성능에 미치는 영향이 더욱 커지게 되어 확률 강도 해석을 이용한 구조 설계가 필수적이다.

Key Words : 복합재 압력용기(composite pressure vessel), 신뢰도(reliability), 설계확률변수(design random variable), 점진 파손 해석 (progressive failure analysis)

1. 서 론

섬유 강화 복합 적층재의 구조 강도 예측을 위해 지금까지 초기 층 파손 이론과 최종 층 파손 이론이 주로 적용되어왔다. 이때 복합재 압력 용기와 같이 하중 대부분을 섬유가 지

탱하는 섬유 인장 구조물인 경우, 수지 균열(matrix cracking)로 기인되는 초기 층 파손 이론은 실제 강도보다 상당히 낮은 결과를 나타냄으로서 최대 섬유 응력이나 변형률 이론을 이용한 최종 층 파손 이론이 적용되어왔다. 그러나 이러한 최종 층 파손은 극단적인 파손 형태를 모사한 것으로 실제 구조물

* 국방과학연구소 기술연구본부 4부 4팀

*** 국방과학연구소 기술연구본부 4부 4팀 교신저자(E-mail:cais99@hanmail.net)

강도 값보다 높은 결과를 보인다. 이러한 문제점을 보완하기 위해 파손 층 별 물성 저하를 고려한 연속 파손 해석 (progressive failure analysis)이 적용되어 왔다[1-3]. 그러나 이러한 해석 대부분은 재료 물성을 확정 값(deterministic value)으로 입력함으로써 강도 값이 일정 고정 값으로 적용되었다. 그러나 섬유 강화 복합재는 재료의 이방성과 제작 공정 변수로 인해 재료 물성의 불확실성(uncertainties)이 존재하여 변형 및 강도 값이 일정 분포 값으로 나타난다. 그러므로 기존의 확정화된 재료 물성 적용 해석으로는 복합재 구조물의 실제 거동 및 강도 예측은 불가능하다. 기존 구조 설계 측면에서 이러한 복합재 변형과 강도의 변동성을 보완하기 위해 구조 안전 계수(safety factor) 개념이 적용되어왔다. 그러나 구조물의 정확한 구조 신뢰도(reliability) 예측이 안 된 상황에서의 부적절한 안전을 적용은 구조물의 조기 파괴나 무게 증가로 인한 성능 저하의 원인이 될 수 있다. 이러한 이유로 복합재 압력 용기의 성능 향상과 안전성 보장을 위해 재료 물성과 제작 공정 변수 영향을 설계 확률 변수(design random variable)로 하는 통계적 구조 응력 해석 기법이 요구되었다. 이러한 설계 변수의 분포 값을 해석하기 위한 확률 해석 기법으로 1차, 2차 근사 신뢰도 방법(first-order reliability method(FORM)), second-order reliability method(SORM)), 모멘트 확장 방법(edgeworth expansion), 몬테카를로 방법(monte carlo)등이 주로 적용되고 있다[4-9].

최근 들어 복합재의 최종 파괴 예측을 위해 연속 파손 해석과 통계적 파손 이론을 동시에 도입한 신뢰도 예측 해석 연구가 비교적 활발히 수행되고 있는데[10-12], 특히 Liu[11]은 Branch bound 기법을 이용하여 각 이벤트 별 발생확률을 FORM방법으로 계산 후 각 파손 확률간의 조인트(joint) 계산을 통해 시스템 신뢰도 값을 제시하였다. 그러나 이들 대부분의 해석이 균일 하중 상태의 시편 기준으로 이루어지고 임의 하중에 대한 파손 확률만이 계산되어 일반화된 신뢰도 곡선은 제시되지 못하고 있다. 그리고 복합재 압력 용기인 경우 적층셀 이론에 적층 두께와 재료 탄성 계수 그리고 재료 강도를 확률 변수로 한 해석을 수행하여 파열 압력 및 변형을 예측하였으나 이론 해의 적용 범위 문제로 원통부에 국한되었다[13].

본 논문에서는 유한 요소 응력 해석을 이용하여 각 부위별 하중 상태와 신뢰도가 다른 복합재 압력 용기 전체에 대한 신뢰도 해석을 수행하였다. 이때 유한 요소 모델링의 제한점으로 적층 두께는 평균값을 이용하고, 성능에 직접적인 영향을 주는 복합재의 각 방향 별 강도(strength)를 확률 변수로 한 응력 해석을 수행하여 압력 용기 마지막 부위 파괴까지 하중을 증가시키는 방법으로 각 위치 별 신뢰도 곡선을 구하였다. 또한 내압에 의한 점진 파손 모드(progressive failure mode)를 고려한 재료 비선형 응력 해석이 수행되었고, 신뢰도 해석 방법으로 비록 계산 시간이 많이 소요되지만 프로그램 코딩이 쉽고 가장 정확한 결과를 제시하는 몬테카를로 방법을 이용하였다. 최종적으로 복합재 압력 용기의 위치별, 파손 모드별 신

뢰도가 제시되었다.

2. 이론적 배경

2.1 연속 파손 모델

압력 용기의 내압에 의한 비선형 평면 내 전단 변형 특성을 고려하기 위해 식(1)과 같이 이전 하중 단계의 응력을 적용하는 비선형 식을 이용하였다.

$$\gamma_{12} = \frac{\tau_{12}}{G_{12}} + \alpha^o \cdot \tau_{12}^3 \quad \gamma_{12}^{(i+1)} = \left(\frac{1}{G_{12}} + \alpha^o \cdot \tau_{12}^{i-2} \right) \cdot \tau_{12}^{(i+1)}$$

$$\tau_{12}^{(i+1)} = \frac{G_{12}}{1 + \alpha^o G_{12} \cdot (\tau_{12}^i)^2} \cdot \gamma_{12}^{(i+1)} \quad (1)$$

(G_{12} : 평면내 전단계수, τ_{12} , γ_{12} : 평면내 전단 응력, 변형률, α^o : 전단 변형의 비선형 계수)

이때 파손 판정은 복합재의 각 방향 별, 하중 별 파손 판정과 강성 저하 입력이 용이한 개선형 Hashin 파손 판정식이 적용되었다. 식(2)-(4)의 “e”는 파손 판정 계수로서 “1”과 같거나 크면 파손이 발생한 것으로 판정한다.

1) 수지 균열

$$e_m^2 = \left(\frac{\sigma_2}{Y_f} \right)^2 + \frac{\frac{\tau_{12}^2}{2G_{12}} + \frac{3}{4} \alpha^o \cdot \tau_{12}^4}{\frac{S_{12}^2}{2G_{12}} + \frac{3}{4} \alpha^o \cdot S_{12}^4}, \quad \text{when } \sigma_2 > 0$$

$$e_m^2 = \left(\frac{\sigma_2}{Y_c} \right)^2 + \frac{\frac{\tau_{12}^2}{2G_{12}} + \frac{3}{4} \alpha^o \cdot \tau_{12}^4}{\frac{S_{12}^2}{2G_{12}} + \frac{3}{4} \alpha^o \cdot S_{12}^4}, \quad \text{when } \sigma_2 < 0 \quad (2)$$

2) 섬유 계면 파괴

$$e_{fs}^2 = \left(\frac{\sigma_1}{X_T} \right)^2 + \frac{\frac{\tau_{12}^2}{2G_{12}} + \frac{3}{4} \alpha^o \cdot \tau_{12}^4}{\frac{S_{12}^2}{2G_{12}} + \frac{3}{4} \alpha^o \cdot S_{12}^4}, \quad \text{when } \sigma_1 > 0$$

$$e_{fs}^2 = \left(\frac{\sigma_1}{X_c} \right)^2 + \frac{\frac{\tau_{12}^2}{2G_{12}} + \frac{3}{4} \alpha^o \cdot \tau_{12}^4}{\frac{S_{12}^2}{2G_{12}} + \frac{3}{4} \alpha^o \cdot S_{12}^4}, \quad \text{when } \sigma_1 < 0 \quad (3)$$

3) 섬유 파괴

$$e_{ff}^2 = \left(\frac{\sigma_1}{X_T} \right)^2 \text{ or } e_{ff}^2 = \left(\frac{\sigma_1}{X_C} \right)^2 \quad (4)$$

(X_T, X_C, Y_T, Y_C : 일 방향 복합 적층판의 섬유 방향 인장 및 압축 강도, 횡 방향의 인장 압축 강도,

S_{12}, S_{13}, S_{23} : 각 평면의 전단 강도)

이상과 같은 각 방향 별 파손에 따른 관련 물성의 저하는 식 (5)-(7)과 같이 부여하는데, 각 하중 단계에서 발생한 파손은 순간적인 파손 관련 응력 저하를 유발한다. 특히 섬유 관련 강성 저하는 섬유 파손 발생 이후에도 다른 부품(component)의 신뢰도를 구하기 위해 섬유 다발(strand) 인장 강도의 확률 강도 분포 값을 이용한 하중 증가에 따른 점진적 강성 저하를 적용하였다.

1) 수지균열

$$E_{22} = \nu_{12} = \nu_{23} = G_{23} = 0 \tag{5}$$

2) 섬유 계면 파괴

$$E_{22} = \nu_{12} = \nu_{23} = G_{12} = 0 \tag{6}$$

3) 섬유 파괴

$$\frac{E_{11}^d}{E_{11}} = \exp\left[-\left(\frac{\sigma_{11}}{\beta_0}\right)^\alpha\right] \tag{7}$$

(E_{11}, E_{22}, ν_{12} : 일 방향 복합재의 섬유 방향과 횡방향 탄성 계수, 포와송 비, E_{11}^d : 파손 후 강성저하 된 섬유방향 탄성 계수, α, β_0 : 섬유 다발 시편의 인장 강도 웨이블(Weibull) 형상 및 척도 파라미터).

2.2 몬테카를로 시뮬레이션

복합재의 확률 강도 해석을 위해 정확도가 가장 뛰어난 몬테 카를로 시뮬레이션 방법을 이용하였다. 본 방법은 확률 분포로부터 설계 변수를 무작위 샘플링 기법으로 발생시켜 이 값을 해석 및 파손 판정에 이용하는 것으로서, 발생 샘플링 수량이 많으면 많을수록 정확한 해를 구할 수 있게 된다. 적어도 각 확률 변수 당 1000개 이상의 변수 발생이 요구됨으로 많은 계산 시간이 요구되는 단점이 있지만 프로그램의 용이성과 적용의 간편성으로 널리 이용되고 있는 방법이다. 식 (8)은 임의 복합재 부품의 강도와 응력으로 표현되는 파손 방정식을 나타내고 있는데, x_1, x_2, \dots, x_n 은 설계 확률 변수 값을 의미한다.

$$K = X - \sigma = g(x_1, x_2, x_3, \dots, x_n) \tag{8}$$

이때 $g(\cdot) \leq 0$ 이면 파손이 발생한 조건으로 최종적으로 파손 확률 값(P_f)은 식 (9)와 같이 계산된다.

$$P_f = \frac{N_f}{N} \tag{9}$$

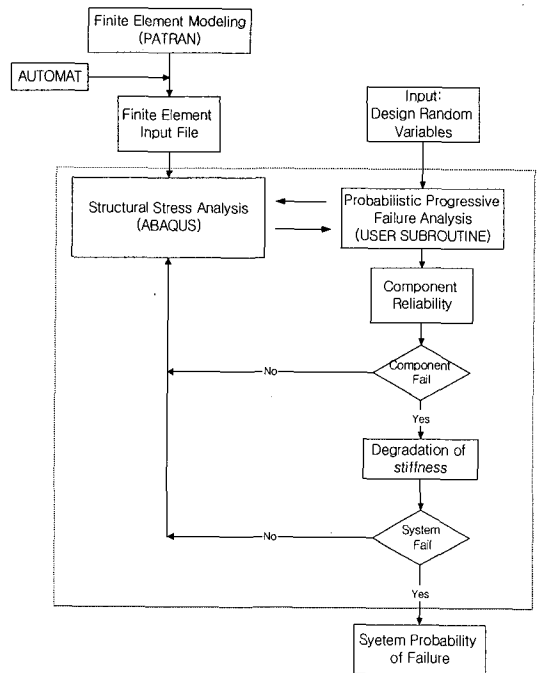


Fig. 1 Reliability evaluation procedure of a composite pressure vessel with a finite element analysis method.

(여기서 N_f 는 $g(\cdot) \leq 0$ 을 만족시키는 발생 횟수, N 는 총 발생 횟수)

이러한 몬테카를로 방법의 확률적 정확성은 식 (10)과 같이 표준 편차(standard deviation)와 평방 편차 계수(coefficient of variance)로 계산될 수 있다.

$$Var(P_f) \cong \frac{(1-P_f)P_f}{N}, V_x(P_f) \cong \frac{\sqrt{Var(P_f)}}{P_f} \tag{10}$$

3. 시스템 신뢰도 계산

3.1 해석 흐름도

해석 모델링의 용이성과 호환성을 위해 기존 상용 해석 및 모델링 코드인 ABAQUS-STANDARD[14]와 PATRAN을 이용한 복합재 압력 용기 응력 해석이 수행되었다. 실제와 유사한 파열 압력과 변형 예측을 위해 점진적 파손이 고려된 확률 강도 해석 모듈을 ABAQUS 사용자 부 프로그램에 코딩하였다.

Fig. 1은 복합재 압력 용기의 신뢰도 예측을 위한 유한 요소 응력 해석 절차를 나타내고 있다. 복합재 연소관의 응력 해석은 Patran을 통한 유한 요소 모델링과 외부 프로그램(AUTOMAT)을 이용한 각 구성 요소별 와인딩 각도 및 두께

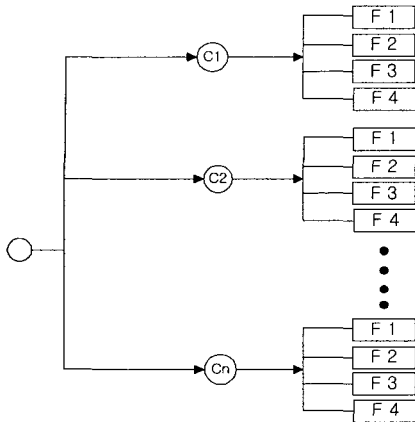


Fig. 2 System failure sequence.

그리고 재료 물성의 자동 입력단계로 구성된다. 다음으로 점진 파손과 확률 강도 해석 기능이 부여된 ABAQUS 사용자 부 프로그램인 *USDFLD를 통해 각 하중 단계 별로 각 요소 별, 적층 별 파괴 확률을 계산하고, 파손 여부에 따라 재료 물성 저하 값이 부여된다. 각 하중 단계마다 계산된 요소 별 응력 값들은 사용자 부 프로그램으로 입력되어 파손 판정식을 통해 파손 여부를 판단하고 파손 발생이 되지 않은 경우는 다음 하중 단계로 진행시키고, 파손 발생 시에는 관련 파괴 확률을 계산 및 저장 시키고 관련 물성을 저하 시킨 후 다음 하중 단계로 진행시킨다. 최종적으로 섬유 관련 파손이 발생하면 구조물 파괴(system failure)로 간주한다. Fig. 2에서 보듯이 각 부품 간에는 독립적으로 파손해석이 수행되고, 이들 각 부품 파손 해석에는 파손 모드별 연속 파손 해석이 진행된다. 이러한 해석은 최종적으로 각 부품 별로 섬유 파괴가 발생할 때를 각 구성 부품 파괴로 하고, 가장 큰 파괴 확률을 보이는 부품의 신뢰도를 전체 시스템의 신뢰도로 결정한다.

3.2 유한 요소 응력 해석

1) 설계 확률 변수(design random variables)

실제로 복합재 압력 용기의 파열 압력에 영향을 미치는 확률 변수는 제작 공정 변수를 비롯하여 재료 물성, 가공, 시험, 운용 등에 무수히 존재한다. 이러한 모든 확률 변수를 고려한 해석을 수행하면 이론적으로 복합재 압력 용기에서 발생할 수 있는 모든 경우의 파열 압력 분포 결정이 가능하다. 그러나 이와 같은 모든 확률 변수를 정량화된 분포 식으로 변환하는 것도 불가능하고, 이들을 고려한 통계적 해석도 어려움이 있다. 특히 통계적 유한 요소 응력 해석(statistical FEA)에는 요소 모델링 변환문제로 제한적인 확률 변수만이 허용된다. 실제적으로 내압에 의한 파괴가 섬유 인장 파괴로 나타나는 복합재 압력 용기인 경우, 신뢰도에 가장 큰 영향을 미치는 확률 변수는 제작 공정 변수인 두께 변화와 재료 물성 변수인 섬유 방

향 강도인 것으로 민감도 해석을 통해 규명하고 있다[13]. 이때 탄성 계수(elastic constant)인 경우, 탄성 계수 값 변화에 따라 변형률(strain) 크기는 변화되지만 응력(stress) 크기를 증가시키지 못하기 때문에 복합재 압력 용기의 신뢰도에 미치는 영향은 미미하다[15]. 본 논문에서는 압력 용기 신뢰도에 가장 큰 영향을 미치는 적층 두께와 복합재 방향 별 강도 분포 중, 유한 요소 해석 모델링의 한계성으로 적층 두께는 제외하였고, 재료 탄성 계수는 평균 값으로 적용하였다. 각 방향별 물성 시편을 ASTM 기준에 따라 30개 이상 제작/시험하였다. 시험 결과는 적합도 검정(goodness of fit test)을 통해 정규분포함수(normal distribution function), 로그 정규 분포 함수(log-normal distribution function) 그리고 웨이블 분포 함수(Weibull distribution function)중 가장 근사하는 분포식을 선정하였다. 이때 추정 분포 함수 적합도 판정을 위해 수행된 적합도 검정은 누적 분포함수를 이용한 Kolmogorov Smirnov(K-S)법을 이용하였다. 만약 여러 개의 분포 함수가 동시에 적합할 경우엔 웨이블 함수에 가장 우선 순위를 주었고, 그 다음으로 정규 분포 함수, 로그 정규분포 함수 순으로 부여하였다. 웨이블 함수로 결정되면, Maximum likelihood method에 의해 웨이블 형상 및 척도 파라미터가 결정되었다. Fig. 3에 복합재 각 방향별 인장 강도 값과 이 값을 근사한 웨이블 분포를 나타내고 있고, Table 1에 시험을 통해 결정된 각 방향 별 강도 분포를 종합 정리하였다.

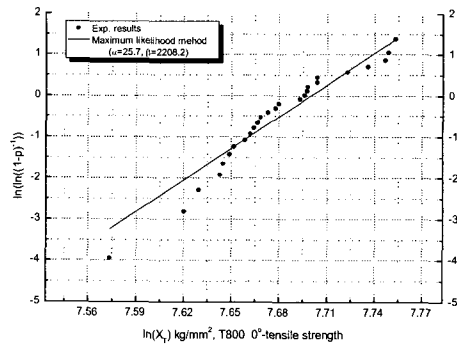
Table 1 Statistical characteristics of design random variables for T800 /epoxy (Unit: MPa)

	Function	μ	σ	α	β	ν (%)	Test No.
X_T	Weibull&Normal	2158	91.4	25.7	2208	4.2	28
Y_T	"	41.7	3.3	15.89	43.1	7.9	29
X_C	"	741.6	65.5	13.42	770.8	8.8	27
Y_C	"	162.8	4.2	46.0	1646.6	2.6	28
S_{LT}	"	90.9	4.4	21.62	93.2	4.8	30
E_{11}	Normal	142245	5900			4.1	29
E_{22}	"	7063	210			2.9	30
G_{12}	"	37776	266			0.07	28
ν_{12}	"	0.313	0.039			12.8	29

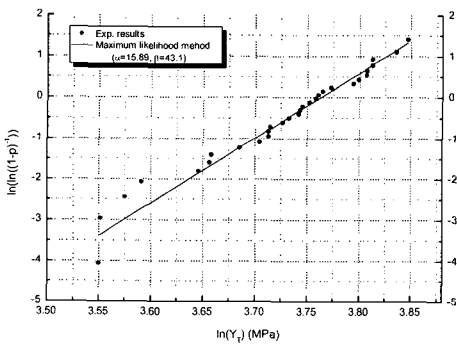
(μ : average value, σ : standard deviation, α : shape parameter, β : scale parameter, ν : deviation coefficient)

2) 해석 모델링

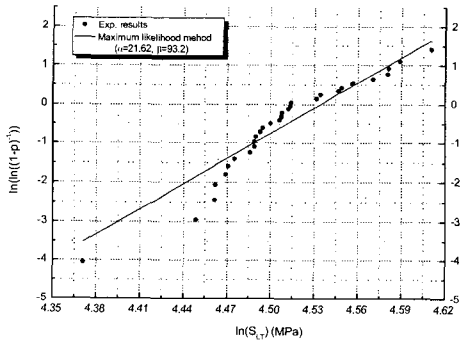
본 해석에 적용된 압력 용기는 Fig. 4에 나타난 바와 같이 직경 254.0mm의 축소형으로서 국방과학연구소에서 재료 물성 상호 평가 및 구조 설계 비교용으로 설계한 표준시험압력용기이다. 그림에서 보듯이 압력 용기는 다른 구조물과의 연결을 위한 금속 보스와 복합재 돔(dome)과 원통부(cylinder)로 구성된다. 본 해석은 압력 용기의 위치별 신뢰도를 해석을 통해 확인하는 것이기 때문에, 단순 적층 구조의 압력 용기를 이용하였다. Toray사(日)의 T800 섬유와 에폭시 수지(Epon 826)를



(a)



(b)



(c)

Fig. 3 Comparison of test data and approximated Weibull function for (a) FRP 0° tensile strength, (b) FRP 90° tensile strength and (c) FRP in-plane shear strength.

이용하여 헬리컬(helical) 3-컬레(layer)와 후프(hoop) 7 층(ply)으로 와인딩하여 원통(cylinder)부 적층 구조는 $[(\pm 27)_3/90_7]$ 와 같다. 반면에 전/후방 스커트(skirt)부는 $[(\pm 45)_3/90_7]$ 이고 전/후방 돔(dome)부위는 순수 헬리컬 층인 $[(\pm 27)_3]$ 로 구성된다. 적층 두께는 헬리컬층이 1.38mm, 후프 층이 1.15mm를 나타낸다.

Fig. 5는 Patran을 통해 만들어진 복합재 압력 용기의 유한 요소 모델링과 해석 경계 조건으로서 해석의 단순화를 위하여 구조적으로 취약한 압력 용기 후방 부만 2° 모델링 하고, Tie

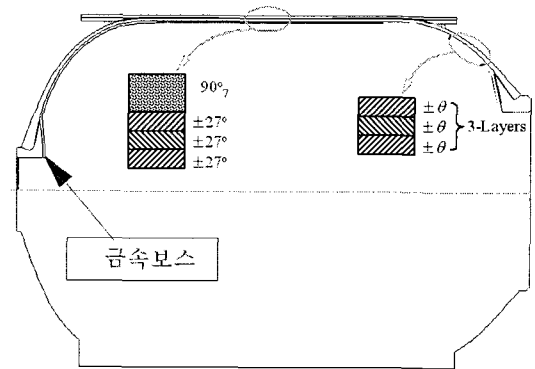


Fig. 4 Schematic of pressure vessel.

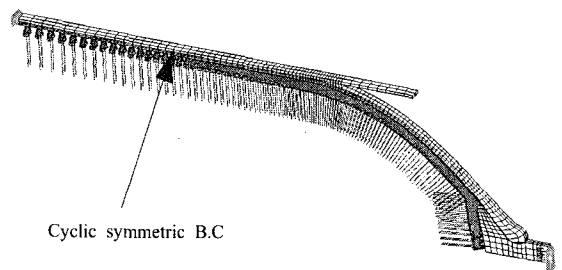


Fig. 5 Finite element modeling and boundary condition.

명령을 이용한 사이클릭 대칭(cyclic symmetry) 조건을 모델링 단면에 부여하였다. 원통부 끝단은 압력 용기 길이 방향(Y-축)에 대한 대칭 경계 조건 ($U_y=0.0$)이 부여되었고, 금속 보스 끝단은 수압 시험 치구를 모사하기 위해 반경 방향의 변위(U_r)를 고정하고 축 방향 하중을 분포 하중으로 변환하여 금속 보스 끝단에 적용하였다. 또한 금속 보스와 복합재 돔간의 상대 변형을 허용하기 위해 고무 층이 적용되었다. 적용 요소는 층 별 파손 판단의 용이성과 금속 보스부와의 접촉 모델링이 가능한 ABAQUS의 3차원 적층 솔리드 요소(C3D20R)를 적용하였다. 하중은 내압으로서 예상 파열 압력을 상회하는 27.5 MPa이 적용되었다. 복합재 돔(dome)은 자오선을 따라 와인딩 적층 수와 위치의 함수로 두께 및 적층 각도가 변화되기 때문에, Fig. 2와 같이 자체 프로그램인 AUTOMAT을 ABAQUS와 연계하여 형상 및 재료 물성의 변화를 자동으로 부여해 주었다[6]. 모든 재료 물성 관련 값들은 국부 요소 축 (local element axis)을 기준으로 설정 되었다. 적층 솔리드 요소의 적분점이 평면으로 4개, 두께 방향으로 3개가 존재하여 모두 12개의 적분 점에서 응력 및 파손 확률이 계산되었다. 이때 각 요소의 최대 파손 확률 값을 나타내는 적분 점을 그 요소의 대표 값으로 선택

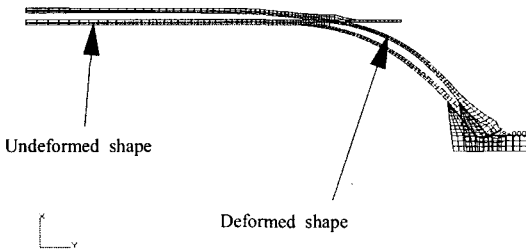


Fig. 6 Comparison of un-deformed shape and deformed shape for inner pressure loading (x 5)

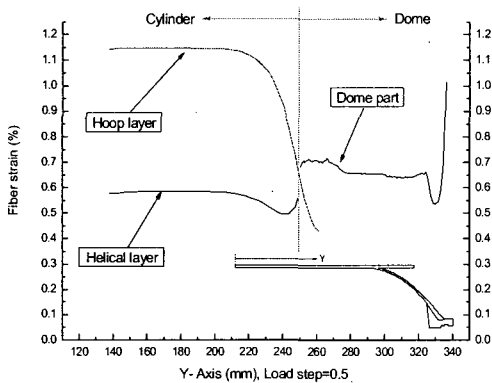


Fig. 7 Distribution of fiber strain along the Y-axis on 2_layer (Load Step=0.5).

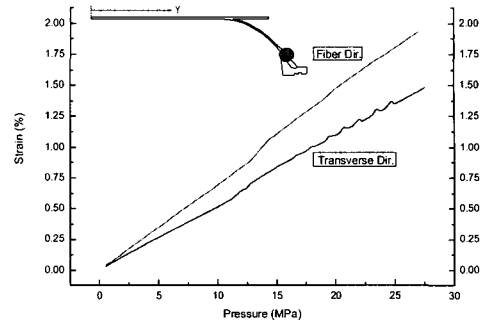
Table 2 Mean values of material properties and winding thickness (Unit: MPa)

$E_1=142,245$,	$E_2 = E_3 = 7,063$,	$G_{12} = G_{13} = 3,776$
$G_{23} = 2,400$,	$\nu_{12} = \nu_{13} = 0.313$,	$\nu_{23} = 0.40$
$t_{helical} = 1.38(mm)$, $t_{hoop} = 1.25(mm)$, $\alpha' = 64.61 \times 10^{-27} (Pa)^{-3}$		
Pressure= 27.5 MPa		

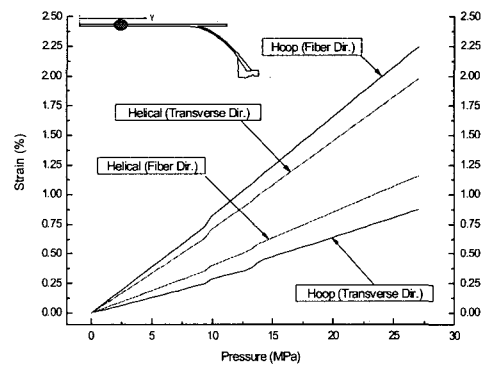
계산 하였다. 총 264개의 요소와 2,001개의 절점이 적용되었다. 복합재의 각 방향 강도가 웨이블 분포 함수로 이용되었고, 탄성 계수와 두께는 Table 2와 같이 평균 값이 사용되었다.

3) 해석 결과 및 분석

Fig. 6은 내압에 대한 압력 용기의 변형 전, 후 형상을 나타내고 있다. 그림에서 보듯이 형상 및 강성의 불 균일성이 존재하는 원통부와 돔 부위 경계 지점(Tangent line)과 금속 보스가 존재하는 보스 경계부 지점의 변형이 불 균일 함을 볼 수 있다. 특히 보스 경계 부는 복합재 돔 부위와 금속 보스간의 상대 변형이 크게 나타나고 있다. Fig. 7은 섬유 관련 파손이 발생되기 전인 압력 13.75 MPa (0.5 load step)에서의 압력 용기의 Y-축에 다른 섬유 변형률 분포를 나타내고 있다. 그림에서 보듯이 최대 섬유 변형률은 원통부의 후프 층에서



(a)



(b)

Fig. 8 Pressure-strain distribution for (a) dome part and (b) cylinder.

나타났고, 돔 부위는 상대 변형이 크게 발생하는 보스 경계부 지점의 헬리컬 층에서 비교적 큰 섬유 변형률이 나타나고 있다. 즉 원통부 지점은 원주 방향 적층인 후프 층이 존재함으로서 동일 변형에 대해서도 다른 적층에 비해 큰 섬유 변형률 값을 나타낸다.

Fig. 8은 각 부위 별로 최대 변형을 나타내는 보스 경계부와 원통부의 압력 별 변형률 분포로서, 내압 하중에 대한 섬유 횡 방향 변형률과 섬유 방향 변형률 분포를 나타내고 있다. 이때 각 층별 파손 종류별 파손 판정은 파괴 확률 100%를 기준으로 물성 저하를 시켰다. 그림에서 보듯이 돔 부위는 약 12MPa 압력에서 수직 균열 발생으로 인한 변형률 증가 현상이 나타나고 있다. 반면에 원통부는 약 9.3MPa에서 내부 헬리컬 층의 수직 균열이 발생하고 이어서 12.7MPa에서 후프 층의 수직 균열이 발생함에 따라 원통부 압력 별 변형률 기울기가 변함을 볼 수 있다. 후프 층 섬유 횡 방향 변형률 분포를 보면 압력 9.3과 12.7MPa에서 두 번의 강성 변화가 발생했음을 알 수 있다. 반면에 후프 층 섬유 변형률 값은 후프 층 수직 균열의 영향은 받지 않고, 내부 헬리컬 층 수직 균열로 강성 변화가 발생함을 볼 수 있다. 또한 내압 증가에 따라

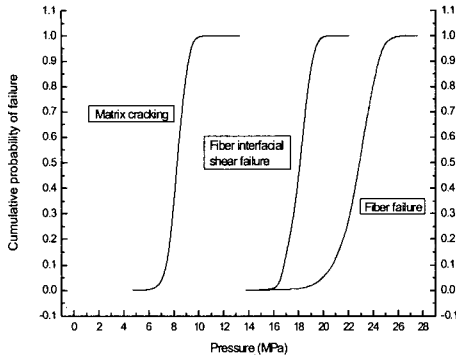


Fig. 9 Probability of failure on dome part for each failure mode.

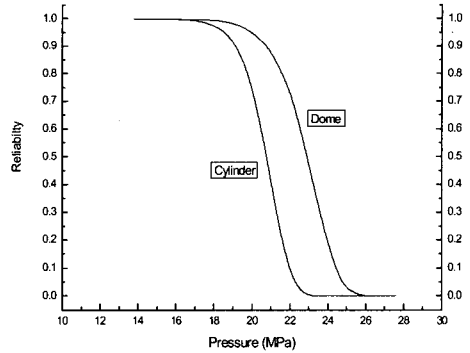


Fig. 11 Reliability distribution for dome and cylinder.

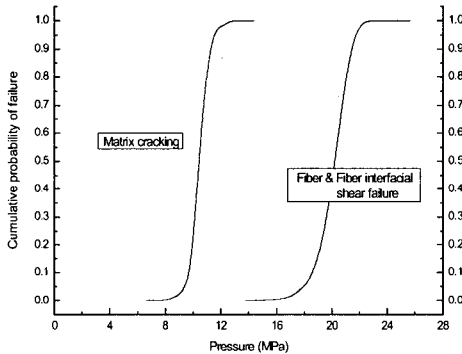


Fig. 10 Probability of failure on the surface of cylinder for each failure mode.

국부적인 섬유 끊어짐이 고려된 식 (7)에 의해 점진적인 강성 변화가 발생한다.

Fig. 9-10은 후방 돔 부와 원통부의 파괴 확률 분포를 나타내는 선도로서 돔과 원통부를 구성하는 요소 중 최대 파손 확률 값을 나타내는 요소를 선택하고, 다시 그 요소를 구성하는 여러 적층의 적분 점 중 최대 값을 대표 값으로 선택하여 계산된 결과이다. 이러한 일련의 계산 과정은 Fig. 1의 사용자 부 프로그램에서 수행된다. 돔 부위는 일정 각을 갖는 대칭 적층으로서 2축 하중에 대해 자오선 방향이 주 변형률 (principal strain) 방향이 되어 섬유 방향은 평면 내 전단 변형률이 발생한다. 그러나 원통 부는 원주 방향인 섬유 방향이 주 변형률 방향이 되어 내압 하중에 대해 섬유 방향으로는 전단 변형률이 발생하지 않는다. 이러한 이유로 Fig. 9의 후방 돔 부위는 수지 균열, 섬유 계면 전단 파손, 섬유 인장 파손 등 모두 3가지 파괴 확률 분포가 순서적으로 나타난다. 반면에 원통부는 수지 균열다음에 섬유 인장 파손이 나타나게 되어 Fig. 10과 같이 2가지 파괴 확률 분포만 보이게 된다. 그러나 식 (3)에서 보듯이 섬유 계면 전단 파손 판정이 평면 내

Table 3 Probability of failure at design pressure(16.5MPa)

Failure mode	Dome	Cylinder
Matrix	1.0	1.0
Fiber interfacial shear	0.025	0.0075
Fiber	0.0035	0.0075

Table 4 Predicted burst pressure for each probability of failure in dome and cylinder

(Unit : MPa)	5% probability of failure	50%	95%
Dome	20.0	22.8	24.4
Cylinder	18.1	20.2	21.7

전단 응력과 섬유 응력의 영향을 동시에 받는 것으로 공식화 되어 있다. 이러한 이유로 섬유 파손이 발생할 때 섬유 계면 전단 파손이 발생되어 Fig. 10에 섬유 계면 전단 파괴도 함께 표현하였지만, Fig. 9의 돔 부위에서 발생한 섬유 계면 전단 파손과는 파손 원인이 다르다.

이때 후방 돔 부위는 수지 균열이 7.47~12.7 MPa, 섬유 계면 전단 파괴가 13.8~20.4 MPa 그리고 최종적으로 섬유 인장 파괴가 14.5~26.0 MPa의 범위를 갖는 파괴 확률 분포를 나타낸다. 그리고 원통부는 수지 균열이 6.6~12.7 MPa, 섬유인장 파괴가 13.8~22.6 MPa 범위의 파괴 확률 분포를 나타낸다. 즉 복합재 압력 용기의 모든 지점의 최종 파괴는 섬유 인장 파괴 모드로 나타나고, 이들 각 부위 최종 파괴 확률 값을 이용하여 Fig. 11과 같이 후방 돔과 원통부의 신뢰도 선도를 구하였다.

Fig. 11에서 보듯이 복합재 압력 용기의 파괴는 원통부 섬유 인장에서 발생하며, 최종적으로 원통부 섬유 인장 파괴 확률 분포 값이 압력 용기의 신뢰도 분포가 된다. 이와 같은 신뢰도 선도로부터 압력 용기 설계 압력인 16.5MPa에서의 파괴 확률을 구하면 Table 3과 같다. 각 파괴 모드별 파괴 확률을 나타내었으나, 이들 초기 파손 모드의 영향이 최종 섬유 인장 파괴 모드까지 고려되었기 때문에 섬유 인장 파괴로 추정하면 본 압력

용기는 압력 16.5 MPa에서 약 0.75% 파괴 확률을 갖는다. 즉 1000개 압력 용기를 16.5 MPa에서 수압 시험했을 때 약 7.5개가 파괴될 수 있는 확률이다. 또한 초기 층 파손 이론으로 추정하면 설계 압력에 대해 100% 파괴확률을 나타내어 실제 파괴될 확률과는 매우 큰 차이가 있음을 알 수 있다. 이러한 해석 결과를 종합하면 Table 4와 같다. 압력 용기의 해석적 가능 파열 압력은 Fig. 11의 파괴 확률 분포를 기준으로 5%와 95% 파괴 확률로 각각 계산하면 원통부는 18.1, 21.7 MPa, 돔 부위는 20.0, 24.4 MPa이 된다. 그리고 주된 파열 압력이 될 50% 파괴 확률은 원통부와 돔 부위가 각각 20.2, 22.8 MPa로 나타났다. 전반적으로 돔 부위가 원통부에 비해 10%이상의 높은 파열 압력 분포를 나타냈다. 이러한 파열 압력 분포로부터 95% 신뢰도 설계를 선택하면, 본 압력 용기는 원통부에서 18.1 MPa 압력에서 파열되는 설계가 된다. 이러한 신뢰도 분포가 결정되면 각 압력 별 압력 용기의 파괴 확률이 예측되어, 기존의 부 적절하게 부여되던 구조 안전계수 값의 개선이 가능하여 보다 구조적으로 안전하고 성능이 우수한 구조 설계가 이루어질 것으로 생각한다. 또한 본 해석에서는 방향 별 강도만 확률 변수로 적용되었으나, 만약에 파열 압력에 큰 영향을 미치는 임의의 변수가 정량적 분포로 제시되어 해석된다면 보다 실제 상황과 유사한 신뢰도 선도를 얻을 수 있을 것으로 판단한다.

4. 결론

점진 파손 해석과 확률 강도 해석을 기존의 상용 유한 요소 해석 코드와 연계하여 복합재 구조물 신뢰도 해석을 할 수 있는 통계적 유한요소 해석 방법을 제시하였다. 적용 하중 분포와 위치 별 신뢰도가 다른 복합재 압력용기에 설계 확률 변수를 각 방향 별 강도 분포로 한 확률적 유한 요소 응력 해석을 수행하여 복합재 압력 용기의 각 위치 별 내압 신뢰도를 계산하였다. 각 부품 간에는 독립적으로 파손 해석이 수행되고, 이들 각 부품 파손 해석에는 파손 모드별 연속 파손 해석이 진행되어 최종적으로 가장 큰 파손 확률을 보이는 부품으로 시스템 신뢰도를 구하였다. 이와 같이 압력 용기의 성능과 밀접한 관련을 갖는 설계 확률 변수들의 영향은 제품 제작 수량과 크기 증가에 비례하여 커질 것으로 예상되므로, 양산 제품이나 대형 복합재 구조물인 경우 성능 향상 및 안전성 확보를 위해서는 확률 강도 해석을 통한 안전계수를 부여한 설계가 반드시 수행되어야 할 것으로 생각한다.

참고문헌

- 1) Tan, S.C., "A Progressive Failure Model for Composite Laminates Containing Openings," *Journal of Composite materials*, Vol. 25, May 1991, pp. 557-577.
- 2) Tolson, S. and Zabaraz, N., "Finite Element Analysis of

- Progressive Failure in Laminated Composite Plate," *computers & structures*, Vol. 38(3), 1991, pp. 361-376.
- 3) Kim, Y.W. and Hong, C.S., "Progressive Failure Model for the Analysis of Laminated Composites Based on Finite Element Approach," *Journal of Reinforced Plastic Composites*, Vol. 11, 1992, pp. 1078-1092.
- 4) Cederbram, G., Elishakoff, I. and Librescu, L., "Reliability of Laminated Plates via the First-Order Second Moment Method," *Composite Structures*, Vol. 15, 1990, pp. 161-167.
- 5) Miki, M. and Murotsu, Y., "Reliability of Unidirectional Fibrous Composites," *AIAA journal*, Vol. 28(11), 1990, pp.1980-1986.
- 6) Sciuva, M. D. and Lomario, D., "A Comparison between Monte Carlo and FORMs in Calculating the Reliability of a Composite Structure," *Composite Structures*, Vol. 59, 2003, pp. 155-162.
- 7) Wetherhold, R. C., "Reliability Calculation for Strength of Fibrous Composite under Multi-Axial Loading," *Journal of composite materials*, Vol. 15, 1981, pp. 240-248.
- 8) Jeong, H. K. and Sheno, R. A., "Probabilistic Strength Analysis of Rectangular FRP Plates Using Monte Carlo Simulation," *Computers & structures*, Vol. 76, 2000, pp. 219-235.
- 9) Vinckenroy, G. V. and Wilde, W. P., "The Use of Monte Carlo Techniques in Statistical Finite Element Methods for the Determination of the Structural Behavior of Composite Materials Structural Components," *Composite structures*, Vol. 32, 1995, pp. 247-253.
- 10) Liu, N. and Tang, W. H., "System Reliability Evaluation of Nonlinear Continuum Structures - a Probabilistic FEM Approach," *Finite Elements in Analysis and Design*, Vol. 40, 2004, pp. 595-610.
- 11) Liu, X. and Mahadevan, S., "Ultimate Strength Failure Probability Estimation of Composite Structures," *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, Vol. 19(5), 2000, pp. 403-426.
- 12) Liu, X. and Mahadevan, S., "System Reliability of Composite Laminates," *AIAA97-1371*, pp. 2877-2880.
- 13) Hwang, T. K., Hong, C. S. and Kim, C. C., "Probabilistic Deformation and Strength Prediction for a Filament Wound Pressure Vessel," *Composites, Part B*, Vol. 34, 2003, pp. 481-497.
- 14) ABAQUS User's Manual, Ver.6.2.
- 15) Abumeri, G. H. and Chamis, C. C., "A Method for Probabilistic Coupled Thermo-Structural Evaluation of Composite Structures," *AIAA 2002-1269*, pp. 1-9.