

# 균일외압을 받는 링보강 원형단면 강재 셸의 강도특성

안준태<sup>1</sup> · 신동구<sup>2\*</sup>

<sup>1</sup>박사과정, 명지대학교, 토목환경공학과, <sup>2</sup>교수, 명지대학교, 토목환경공학과

## Resisting Strength of Ring-Stiffened Cylindrical Steel Shell under Uniform External Pressure

Ahn, Joon Tac<sup>1</sup>, Shin, Dong Ku<sup>2\*</sup>

<sup>1</sup>Graduate Student, Dept. of Civil Eng., Myongji University, Yongin, 17058, Korea

<sup>2</sup>Professor, Dept. of Civil Eng., Myongji University, Yongin, 17058, Korea

**Abstract** - Resisting strength of ring-stiffened cylindrical steel shell under uniform external pressure was evaluated by geometrically and materially nonlinear finite element method. The effects of shape and amplitude of geometric initial imperfection, radius to thickness ratio, and spacing of ring stiffeners on the resisting strength of ring-stiffened shell were analyzed. The resisting strength of ring-stiffened cylindrical shells made of SM490 obtained by FEA were compared with design strengths specified in Eurocode 3 and DNV-RP-C202. The shell buckling modes obtained from a linear elastic bifurcation FE analysis were introduced in the nonlinear FE analysis as initial geometric imperfections. The radius to thickness ratios of cylindrical shell in the range of 250 to 500 were considered.

**Keywords** - External pressure, Ring-stiffened shell, Finite element method, GMNIA, Resisting strength

### 1. 서론

원형단면 강재 셸은 토목 및 해양 구조 등 다양한 공학구조물에서 중요한 부재 형태로 사용된다. 외압을 받는 셸 구조물로는 오일 및 가스 저장탱크, 항공기 동체, 선체, 해양구조물 등이 있다. 이들 구조물은 일반적으로 전체 구조물 크기에 비해 상대적으로 얇은 두께로 설계되고 선형탄성좌굴을 발생시키는 하중 보다 작은 외압하중에서 강도한계에 도달하는 것으로 알려져 있다. 외압을 받는 셸의 저항강도를 증가시키기 위한 목적으로 링 보강재가 적용되며, 링 보강 셸은 링 보강재 사이 패널의 국부좌굴 또는 셸과 링 보강재가

동시에 좌굴되는 패널-링 보강재 좌굴 거동을 보인다. 외압을 받는 셸의 거동에 대해 Batdorf<sup>[1]</sup>, Nash<sup>[2]</sup>, Soong<sup>[3]</sup> 및 Yamaki<sup>[4]</sup> 등에 의해 이론적으로 연구되었으며, Windenburg and Trilling<sup>[5]</sup>, Galletly and Bart<sup>[6]</sup>, Ekstrom<sup>[7]</sup>, Montague<sup>[8]</sup> 등의 실험에 의한 연구가 수행되었다. 링 보강재 사이 셸 패널에 대한 설계기준에는 ECCS<sup>[9]</sup>, DIN 18800<sup>[10]</sup>, EN 1993-1-6<sup>[11]</sup>, API RP 2A<sup>[12]</sup> 등이 있으며, 보강 셸 기준으로는 DNV-RP-C202<sup>[13]</sup> 등이 적용되고 있다. 이들 설계기준 가운데 Eurocode 3의 셸에 대한 강도 및 안정성 설계기준인 EN 1993-1-6에서는 작용하중 및 기하학적 형상의 복잡성 때문에 유한요소해석법과 같은 수치해석법을 적용하여 셸의 설계가 가능하도록 규정하고 있다. EN1993-1-6에 제시된 수치 해석적 방법에는 MNA-LBA(materially non-linear analysis and linear elastic bifurcation analysis)와 GMNIA(geometrically and materially non-linear analysis with imperfection)가 있다. MNA-LBA방법을 적용하면 비교적 간단히 강도를 산정할 수 있으나 너무 안전 측 결과를 산정하는 것으로 평가되고 있다<sup>[14]</sup>. GMNIA 해석방

Note.-Discussion open until August 31, 2018. This manuscript for this paper was submitted for review and possible publication on August 22, 2017; revised December 26, 2017; approved on January 16, 2018.

Copyright © 2018 by Korean Society of Steel Construction

\*Corresponding author.

Tel. +82-31-330-6416 Fax. +82-31-336-9705

E-mail. dkshin@mju.ac.kr

법은 MNA-LBA 방법에 비해 많은 시간이 소모되며 강도에 가장 악영향을 미치는 결함 형상 및 진폭을 결정하는데 어려움이 있지만 상당히 정밀하게 강도를 산정할 수 있어 MNA-LBA 방법 보다 정교한 설계가 가능하며, 최근 국내에서도 GMNIA 방법을 적용하여 휨<sup>[15]</sup> 또는 압축<sup>[16]</sup>을 받는 셸의 저항강도에 대한 연구가 수행된 바 있다.

본 논문은 균일 외압을 받는 링 보강 원형단면 강재 셸의 외압강도를 ABAQUS<sup>[17]</sup> 프로그램의 비선형 유한요소법을 적용하여 수치적으로 분석하였다. EN1993-1-6에 규정된 수치해석적 방법인 GMNIA 해석을 수행하여 셸의 거동을 분석하고 외압강도를 평가하였다. 셸 구조물에 적용된 기하학적 초기결합의 형상은 선형 좌굴해석(LBA)으로부터 구한 좌굴모드를 사용하였으며 초기결합의 정도를 나타내는 진폭의 크기는 EN1993-1-6 규정을 적용하였다. 해석대상 보강 셸의 반경( $r$ )은 10,000mm로 일정하고, 두께( $t$ )는 20mm, 22.8mm, 26.7mm, 32mm, 40mm로 가정하였으며 이들 모델의 반경 대 두께 비( $r/t$ )는 250~500범위에 해당된다. 보강 셸에서 링 보강재간 간격( $l$ )은 원형 셸의 기하학적 특성을 나타내는 무차원 파라미터  $\omega (=l/\sqrt{rt})$ 가 10, 15, 20, 25, 30, 35가 되도록 설계하였으며, 링 보강재는 평판형(flat bar)을 적용하였다. 링 보강재의 국부좌굴과 패널-링 보강재 좌굴이 발생하지 않도록 DNV-RP-C202 설계기준을 적용하여 링 보강재의 두께와 돌출 폭을 결정하였으며, SM490 강재의 비선형 재료 모델을 적용하였다. 셸의  $r/t$ 비,  $l/r$ 비, 초기결합의 크기 등의 주요 설계 파라미터가 균일외압을 받는 보강 셸의 저항강도에 미치는 영향을 분석하고 비선형 유한요소해석에 의한 외압강도를 유로코드와 DNV의 설계기준강도와 비교 평가하였다.

## 2. 설계기준

EN 1993-1-6의 8.7절에 규정한 GMNIA 해석결과를 이용하는 경우, Fig. 1과 같은 셸의 하중-변위 곡선을 구하고 C1, C2, C3 및 C4 기준을 적용하여 강도를 산정한다. Fig. 1에서 C1은 하중-변위 곡선의 최대 하중계수, C2는 분기점(bifurcation point)의 하중계수, C3는 최대 허용변위에 대응하는 하중계수이다. C3의 최대 허용변위는 구조물의 조건에 따라 다른 값으로 적용가능하며 셸의 양단에서 변형에 의한 최대 허용 회전각을 0.1rad으로 권장하고 있다. C4 기준은 셸 표면의 von Mises 유효응력이 항복강도에 도달할 때의 하중계수이다. C1, C2, C3 및 C4 기준으로 산정된 하중계수들 중

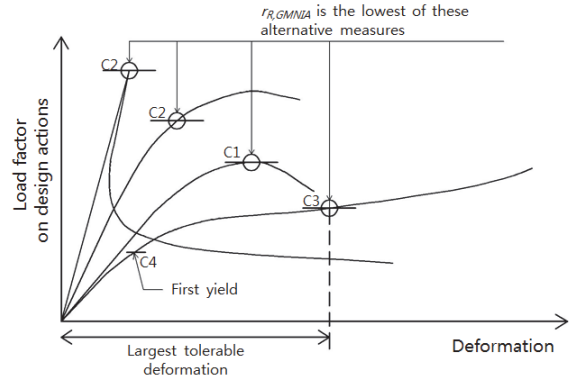


Fig. 1. Definition of buckling resistance from global GMNIA analysis

가장 작은 값을 강도로 결정하도록 규정하고 있다.

EN 1993-1-6에서 응력 설계 법(stress design)으로 강도를 산정하는 방법은 8.5절에 규정되어 있으며 아래에 간략히 기술하였다. 원주방향 설계 좌굴 응력  $\sigma_{\theta,Rd}$ 는 다음 식으로 구한다.

$$\sigma_{\theta,Rd} = \sigma_{\theta,Rk} / \gamma_{M1} \quad (1)$$

여기서,  $\gamma_{M1}$ 은 재료 부분 계수이며,  $\sigma_{\theta,Rk}$ 는 아래 식으로 구하는 원주방향 좌굴응력 특성 치이다.

$$\sigma_{\theta,Rk} = f_{yk} \chi \quad (2)$$

여기서,  $f_{yk}$ 는 항복강도 특성치이며,  $\chi$ 는 좌굴감소계수로 셸의 상대 세장비  $\bar{\lambda}$ 에 따라 다음 식으로 결정된다.

$$\chi = 1 \quad \bar{\lambda} \leq \bar{\lambda}_0$$

$$\chi = 1 - \beta \left( \frac{\bar{\lambda} - \bar{\lambda}_0}{\bar{\lambda}_p - \bar{\lambda}_0} \right)^n \quad \bar{\lambda}_0 \leq \bar{\lambda} \leq \bar{\lambda}_p \quad (3)$$

$$\chi = \frac{\alpha}{\lambda^2} \quad \bar{\lambda}_p \leq \bar{\lambda}$$

여기서,  $\bar{\lambda} = \sqrt{f_{yk} / \sigma_{\theta,Rcr}}$ 로 정의된 값이며,  $\sigma_{\theta,Rcr}$ 은 셸 이론으로 유도된 원주방향 탄성좌굴응력으로 셸의 길이비에 따라 다음 식 (4) 또는 (5)로부터 구할 수 있다.

$$\frac{\omega}{C_\theta} < 20 \text{ 경우: } \sigma_{\theta,Rcr} = 0.92E \left( \frac{C_{\theta s}}{\omega} \right) \left( \frac{t}{r} \right) \quad (4)$$

$$20 < \frac{\omega}{C_\theta} < 1.63 \frac{r}{t} \text{ 경우: } \sigma_{\theta, Rcr} = 0.92E \left( \frac{C_\theta}{\omega} \right) \left( \frac{t}{r} \right) \quad (5)$$

위 식에서  $C_\theta$ 와  $C_{\theta s}$ 는 경계조건을 반영하는 계수로 양단이 단순지지인 경우  $C_\theta = 1$  및  $C_{\theta s} = 1 + 3/\omega^{1.35}$ 이다. 식 (3)에서  $\alpha$ 는 탄성 결함 감소계수,  $\beta$ 는 소성 범위계수,  $\eta$ 는 상관지수,  $\bar{\lambda}_0$ 는 압쇄파괴 한계세장비이며 소성한계 세장비  $\bar{\lambda}_p$ 는 다음과 같이 정의된다.

$$\bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{\alpha}{1-\beta}} \quad (6)$$

여기서,

$$\alpha = \frac{0.62}{1 + 1.91(\Delta w_k/t)^{1.44}} \quad (7)$$

$$\Delta w_k = \frac{1}{Q} \sqrt{\frac{r}{t}} t \quad (8)$$

위 식에서  $Q$ 는 제작품질 등급을 나타내는 파라미터로 Class A인 경우 40, Class B는 25, Class C는 16으로 규정하고 있다. 파라미터  $\bar{\lambda}_0$ ,  $\beta$  및  $\eta$ 의 권장 값은  $\bar{\lambda}_0 = 0.2$ ,  $\beta = 0.6$  및  $\eta = 1.0$ 이다.

식 (1)의 설계좌굴응력  $\sigma_{\theta, Rd}$ 는 설계외압  $p_{Rd}$ 와 아래의 관계식 (9)로 표현된다.

$$\sigma_{\theta, Rd} = p_{Rd} \left( \frac{r}{t} \right) \quad (9)$$

보강 셸은 보강재 사이의 패널의 좌굴뿐만 아니라 보강재의 좌굴에 대한 검토도 요구된다. 노르웨이 선급의 셸 좌굴 안전성에 대한 설계지침인 DNV-RP-C202의 3.5.2에는 보강재 국부좌굴과 패널-링 좌굴(panel ring buckling)을 방지하기 위해 링 보강재의 단면 비, 단면적 및 단면이차모멘트 요구조건을 규정하고 있다. 판형 보강재의 국부좌굴(local buckling)과 비틀림 좌굴(torsional buckling)을 방지하기 위한 보강재 단면 비 규정은 다음과 같다.

$$h \leq 0.4t_w \sqrt{\frac{E}{f_y}} \quad (10)$$

여기서,  $h$ 는 링 보강재 돌출 폭,  $t_w$ 는 링 보강재 두께이다. 또한, 보강재의 소요단면적  $A_{Req}$ 는 다음 식을 만족해야 한다.

$$A_{Req} \geq \left( \frac{2}{Z_l^2} + 0.06 \right) l t \quad (11)$$

여기서,  $Z_l = (l^2/rt) \sqrt{1-\nu^2}$ 이며  $l$ 은 링 보강재의 간격을 나타낸다.

링 보강재와 셸 패널이 포함된 셸의 유효 단면이차모멘트는 다음 식으로 정의된  $I_R$  이상이어야 한다. 외압만 작용할 경우  $I_x$ 와  $I_{xh}$ 는 무시할 수 있으며 원주방향에 대한 단면이차모멘트는  $I_h$ 는 식 (13)으로 산정된다.

$$I_R = I_x + I_{xh} + I_h \quad (12)$$

$$I_h = \frac{|p_{Rd}| r_0^2 l}{3E} \left[ 1.5 + \frac{3Ez_i \delta_o}{r_o^2 \left( \frac{f_r}{2} - |\sigma_{hR, Rd}| \right)} \right] \quad (13)$$

위 식에서,  $p_{Rd}$ 는 설계외압,  $r_o$ 는 유효 셸 단면의 도심에 대한 반경,  $z_i$ 는 링 보강재 최외단에서 유효 셸 단면의 도심까지의 거리,  $\delta_o = 0.005r$  및  $f_r = 0.9f_y$ 이다. 또한, 링 보강재에 발생하는 원주방향 응력  $\sigma_{hR, Rd}$ 는 다음 식으로 산정한다.

$$\sigma_{hR, Rd} = \frac{p_{Rd} r}{t} \left( \frac{1-\nu}{1+\alpha} \right) \frac{r}{r_r} \quad (14)$$

여기서,  $\alpha = A_R/(l_{co}t)$ ,  $l_{co} = \min(l, 1.56\sqrt{rt})$ ,  $r_r$ 은 셸의 도심에서 링 보강재의 최외단까지의 거리이다.

### 3. 유한요소해석모델

GMNIA 해석에는 적절한 허용치 이내의 기하학적 결함을 고려하는 것이 필수적이다. 원형 셸의 기하학적 결함에는 곡률의 오차, 용접에 의한 수축과 함몰, 셸 두께의 편차 및 경계조건의 불균일 등이 있으며 이들 중 가장 악영향을 미치는 결함에 대해 고려되어야 한다. 셸 구조물의 구조적 성능에 가장 악영향을 미치는 결함을 찾는 과정은 여러 결함에 대해 검토가 요구되어 상당한 시간을 필요로 한다. EN1993-1-6에서는 기하학적 결함 형상에 대해 규정할 수 없는 경우 고유치 해석을 통한 좌굴모드를 기하학적 결함으로 적용하도록 권고하고 있다. 본 논문에서는 선형탄성 좌굴해석(LBA)을 수

행하여 좌굴형상을 구하였으며 이를 기하학적 초기결함으로 적용하여 GMNIA 해석을 수행하였다. 셸 모델의 초기변형의 진폭은 EN1993-1-6의 원형 셸 제작오차 품질등급(fabrication tolerance quality class)을 적용하였다. Fig. 2(a)에 유한요소 모델을 나타내었으며 셸과 링 보강재는 모두 판

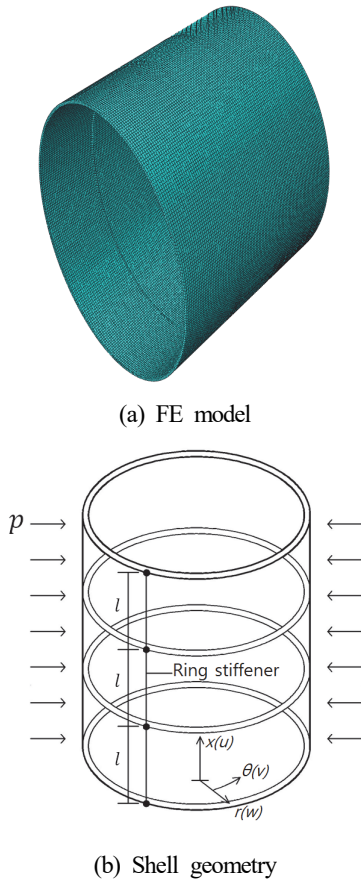


Fig. 2. Finite element model

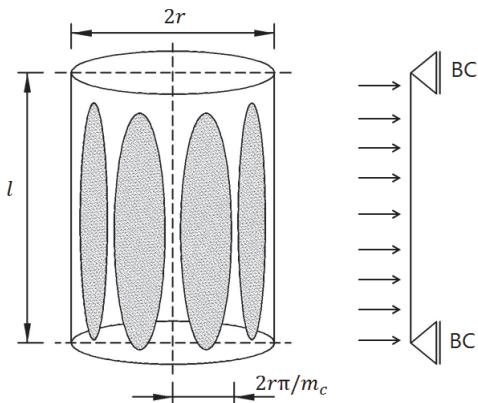


Fig. 3. Cylindrical shell under uniform external pressure, typical buckling pattern

요소인 S4R을 적용하였다. Fig. 2(b)에 나타낸 바와 같이 링 보강재를 설치하였으며, 양 끝 단부 셸의 모든 절점에서 모든 방향의 변위( $u, v, w$ )를 구속하여 단순지지 경계조건을 모사하고 전체 셸 표면에 균일 외압(uniform external pressure)  $p$ 를 가하였다. Fig. 2에 나타낸 바와 같이 단부 경계 조건의 영향을 최소화하기 위하여 링 보강재 간격이  $l$ 인 셸 세그먼트 3개를 모델링하고 링보강재 사이의 중앙부 셸을 검사 세그먼트(control segment)로 모델링하였다. 비선형 해석에는 Riks법과 ABAQUS 프로그램이 제공하는 강재 고전소성(classical metal plasticity) 모델을 강재에 적용하였으며 항복기준은 von Mises 항복모델을 변형경화구간에 대해서는 등방성 변형경화(isotropic strain hardening) 모델을 사용하였다. 셸과 링 보강재에 적용된 SM490 강재의 항복강도( $F_y$ )는 315MPa, 극한강도( $F_u$ )는 490MPa, 항복 변형률( $\epsilon_y$ )은 0.00115, 변형경화 구간에서의 탄성계수( $E_{st}$ )와 변형률( $\epsilon_{st}$ )은 각각 4.9GPa와 0.01519이다.

## 4. 해석결과

### 4.1 선형탄성 좌굴해석

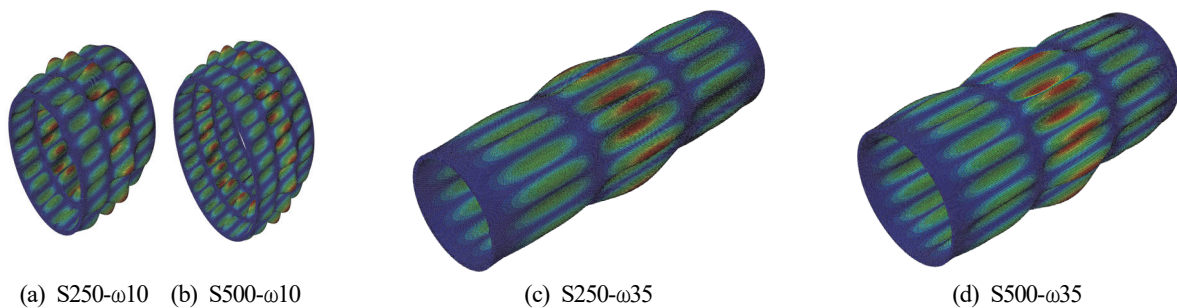
Table 1에 링 보강 원형 셸의 제원과 선형탄성 좌굴해석 (LBA) 결과를 요약하였다. 원형 셸의  $r/t$ 는 250, 313, 375, 438, 500이며, 링 보강재는 국부좌굴이 발생하지 않도록 DNV 설계기준을 만족하는 두께( $t_w$ )와 돌출 폭( $h$ )을 갖도록 설계하였다. Table 1에서 S250, S313, S375, S438, S500모델은  $r/t$ 가 250, 313, 375, 438, 500인 셸의 모델명이고, 모델명에서  $\omega 10, \omega 15, \omega 20, \omega 25, \omega 30, \omega 35$ 은  $\omega$ 가 10, 15, 20, 25, 30, 35인 모델을 나타낸다. 균일외압을 받는 셸은 Fig. 3에 나타낸 바와 같이 링 보강재 사이의 셸 패널에서 길이방향으로는 1개의 파장으로 좌굴되며 원주방향으로는  $m_c$ 개의 파장수를 나타내는 것이 일반적인 좌굴형상이다.

Table 1에서  $p_{cr\_FEA}$ 는 LBA로 구한 선형탄성 좌굴강도이며  $p_{cr\_EC}$ 는 Eurocode 3의 식 (4) 또는 (5)에서 링 보강재 위치를 단순지지 조건으로 가정하여 구한 값이다. 링 보강재를 직접 FE 모델링한  $p_{cr\_FEA}$  값이 단순지지로 가정하여 구한  $p_{cr\_EC}$  값보다 8~17% 크게 산정되었다. 이는 링 보강재가 회전 변형을 어느 정도 구속하기 때문으로 분석된다.

선형좌굴해석으로부터  $r/t$ 비가 큰 모델일수록 좌굴 파장

**Table 1.** Dimension of stiffened shell models and FE results by LBA ( $r=10m$ )

Model ID	$r/t$	Ring stiffener		$l$ (mm)	$\frac{l}{r}$	$\omega$ ( $=l/\sqrt{rt}$ )	$m_c$	$P_{cr\_FEA}$ (kPa)	$P_{cr\_EC}$ (kPa)	$\frac{P_{cr\_FEA}}{P_{cr\_EC}}$
		$t_w$ (mm)	$h$ (mm)							
S250- $\omega$ 10	250	65	645	6325	0.63	10	28	373.3	342.2	1.091
S250- $\omega$ 15		62	630	9487	0.95	15	22	239.3	216.8	1.105
S250- $\omega$ 20		62	620	12649	1.26	20	20	175.9	158.8	1.108
S250- $\omega$ 25		62	615	15811	1.58	25	18	139.3	120.7	1.155
S250- $\omega$ 30		67	680	18974	1.90	30	16	115.8	100.6	1.152
S250- $\omega$ 35		73	730	22136	2.21	35	16	100.0	86.2	1.159
S313- $\omega$ 10		313	57	560	5658	0.57	10	30	238.6	218.1
S313- $\omega$ 15	54		550	8487	0.85	15	26	154.0	138.1	1.115
S313- $\omega$ 20	54		540	11304	1.13	20	22	112.9	101.3	1.114
S313- $\omega$ 25	54		530	14130	1.41	25	20	89.3	77.0	1.160
S313- $\omega$ 30	57		580	16959	1.70	30	18	74.3	64.2	1.158
S313- $\omega$ 35	65		590	19798	1.98	35	18	64.4	55.0	1.172
S375- $\omega$ 10	375		49	500	5165	0.52	10	32	164.2	152.1
S375- $\omega$ 15		48	480	7748	0.77	15	28	105.1	96.3	1.091
S375- $\omega$ 20		48	475	10330	1.03	20	24	78.3	67.0	1.168
S375- $\omega$ 25		47	470	12910	1.29	25	22	62.3	53.6	1.161
S375- $\omega$ 30		50	500	15495	1.55	30	20	51.1	44.7	1.143
S375- $\omega$ 35		54	540	18074	1.81	35	18	44.5	38.3	1.161
S438- $\omega$ 10		438	45	450	4778	0.48	10	36	121.9	111.5
S438- $\omega$ 15	44		440	7167	0.72	15	30	78.5	70.6	1.112
S438- $\omega$ 20	44		430	9556	0.96	20	26	57.7	51.7	1.115
S438- $\omega$ 25	43		420	11945	1.19	25	24	45.8	39.3	1.165
S438- $\omega$ 30	45		450	14334	1.43	30	22	36.9	32.8	1.126
S438- $\omega$ 35	48		480	16723	1.67	35	20	32.5	28.1	1.157
S500- $\omega$ 10	500		43	405	4472	0.45	10	38	94.4	85.6
S500- $\omega$ 15		41	390	6708	0.67	15	33	60.6	54.2	1.118
S500- $\omega$ 20		39	390	8944	0.89	20	28	44.5	39.7	1.121
S500- $\omega$ 25		39	390	11180	1.12	25	26	35.4	30.2	1.173
S500- $\omega$ 30		41	400	13416	1.34	30	24	29.3	25.1	1.165
S500- $\omega$ 35		44	430	15652	1.57	35	22	24.9	21.6	1.155



**Fig. 4.** Linear buckling modes

수  $m_c$ 가 증가하였으며, 동일한  $r/t$ 비를 갖는 셸 모델에서 길이 파라미터인  $\omega$ 가 증가함에 따라 좌굴 파장 수는 감소하는 경향을 보였다. 셸 모델의  $r/t$ 비와  $\omega$ 에 따라 좌굴 파장 수는 차이가 있지만 좌굴형상은 매우 유사한 것으로 해석되었다. 아울러, 링 보강재 사이의 셸 패널에서 길이방향으로는 1개의 파장으로 좌굴되는 것으로 해석되었다. Fig. 4는 LBA 해석에 의한 S250 및 S500모델의 좌굴모드를 나타낸 것으로, 셸의 두께가 두꺼운 S250모델에 비해 두께가 얇은 S500모델에서 좌굴 파장수가 증가하였으며,  $\omega 10$ 모델에 비해  $\omega 35$ 모델의 좌굴파장수가 뚜렷이 감소한 것을 알 수 있다.

#### 4.2 GMNIA에 의한 강도평가 방법

EN1993-1-6에 제시된 수치 해석적 방법인 GMNIA를 수행하여 외압을 받는 링 보강 셸의 강도를 평가하는 절차를 기술하였다. Table 1의 S375- $\omega 20$ 모델에 대해 LBA로 구한 좌굴모드를 기하학적 초기결함으로 선정하고 GMNIA 해석을 수행하였으며, 초기결함이 강도에 미치는 영향을 분석하기 위해 초기결함이 없는 셸 모델에 대해서는 GMNA(geometrically and materially non-linear analysis) 해석을 수행하였다. 이들 비선형해석으로 셸 모델의 하중-변위 곡선을 구하고 Fig. 1에 기술된 강도 산정 방법을 적용하였다.

Fig. 5는 SM490 강재로 제작된 S375- $\omega 20$ 모델의 하중-변위 곡선을 나타낸 것이다. Fig. 5에서 A점은 하중이 감소되는 분기점으로 Fig. 1의 기준 C2에 해당되며, B점은 FE모델의 von Mises 유효응력이 항복강도인 315MPa에 도달할 때의 외압으로 C4에 해당된다. C3는 셸 모델의 최대 허용변위에 대응하는 외압으로 Fig. 3에 나타낸 바와 같이 링 보강재 사이에 위치한 셸 패널을 단순보로 가정하여 최대 허용변

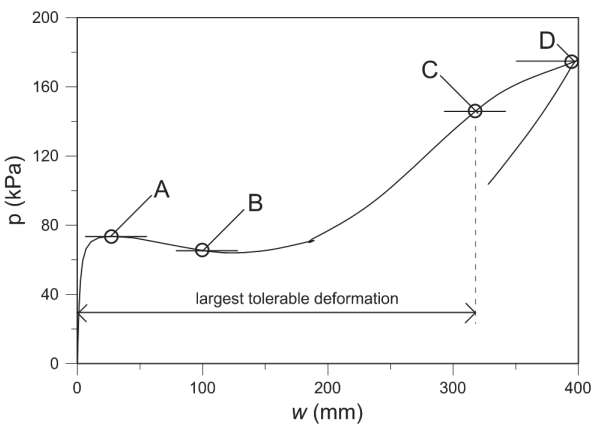


Fig. 5. Load-deflection curve by GMNA for S375- $\omega 20$

위를 계산하였다. 균일분포하중  $q$ 를 받는 단순보의 최대 처짐과 처짐 각은 각각  $\delta_{max} = 5ql^4/384EI$  및  $\theta = ql^3/24EI$ 이며, EN1993-1-6 기준에서 제시한 셸의 양단에서 변형에 의한 허용 회전각 0.1rad을 적용하면  $\delta_{max} = l/32$ 이다. 링 보강재의 간격이 10,330mm인 S375- $\omega 20$  모델의 경우 최대허용 변위는 약 323mm이며(C점) 이때의 외압은 153kPa이다. D

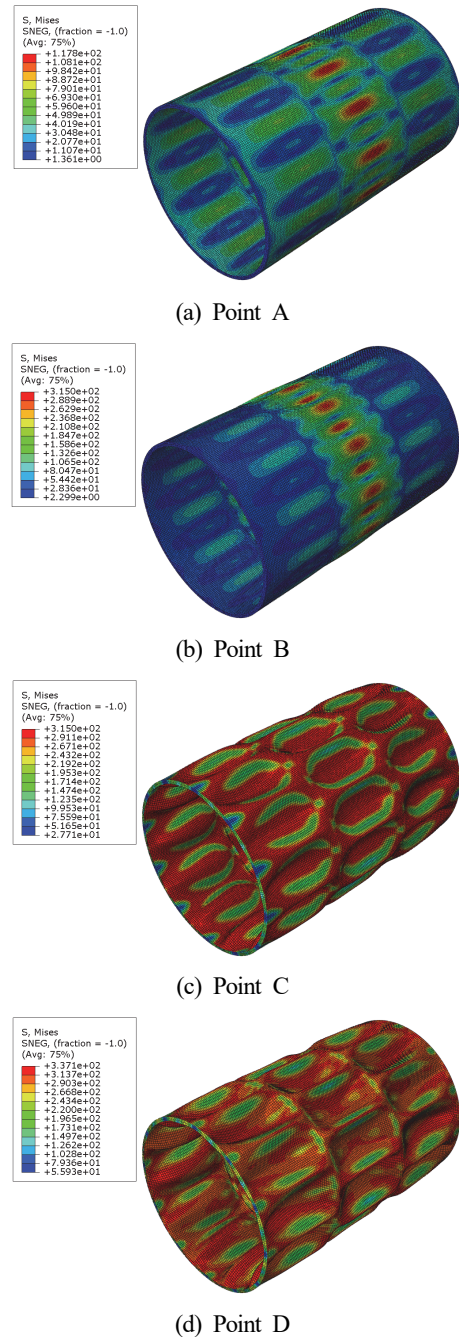


Fig. 6. Effective stress distribution of shell at points A~D in Fig. 5

점은 하중-변위 곡선에서 최대외압으로 168kPa이며 C1에 해당된다. S375- $\omega$ 20 모델의 GMNA 해석 결과 B점의 외압 65.14kPa이 가장 작은 것으로 분석되었다.

Fig. 5의 A, B, C 및 D점에서 S375- $\omega$ 20모델의 유효응력 분포를 Fig. 6에 나타내었다. A점에서 링 보강재 사이 패널의 최대 유효응력은 118MPa이며, B점에서는 국부좌굴 파장 정점에서 국부적으로 SM490 강재의 항복응력인 315MPa에 도달한 것을 보여 준다. C점에서는 B점에 비해 보다 넓은 영역이 항복응력에 도달하였으며, D점에서의 최대 유효응력은 337MPa에 도달하여 변형경화 구간에서 궁극적으로 파괴된 것으로 분석된다.

셸 단면의 초기변형 형상은 Fig. 7에 나타난 바와 같이 원주방향으로 여러 개의 좌굴 파장수를 갖고 있으며 파장의 진폭은  $\delta_o$ 로 정의되어 있다. Fig. 8에는 S375- $\omega$ 20모델의 GMNIA 해석에 의한 최대 면 외 변위가 발생하는 위치에서의 하중-변위 곡선을 나타내었다. Fig. 7에 나타난 초기결함 진폭의 크기( $\delta_o$ )는 10mm, 20mm, 50mm를 적용하였으며,  $\delta_o$ 의 크기에 따라 셸 모델의 초기 하중-변위 거동이 상당한 차이를

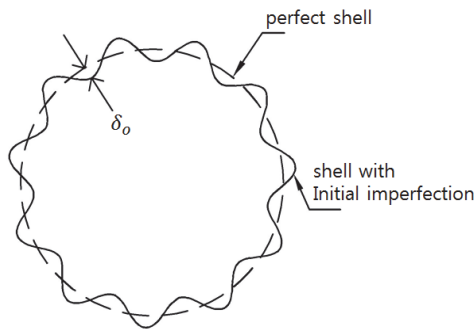


Fig 7. Definition of imperfection amplitude  $\delta_o$

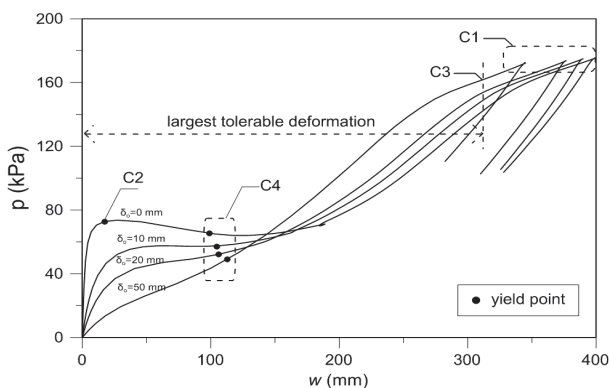


Fig 8. Load-deflection curve by GMNIA for S375- $\omega$ 20

보이는 것을 Fig. 8로부터 알 수 있다.  $\delta_o$ 가 0인 경우에는 분기형 좌굴거동을 보이는 반면에  $\delta_o$ 가 증가할수록 완만하게 변위가 증가하는 경향을 관찰할 수 있다. Fig. 8로부터 C1의 경우 모든 모델의 외압강도는 거의 동일한 168kPa로 해석되었으며, C3의 경우 137~160kPa로 산정되었다. C4의 경우에는  $\delta_o$ 가 0인 모델은 65.1kPa, 10mm인 모델은 58.5kPa, 20mm인 모델은 52.5kPa, 50mm인 모델은 46.0kPa로 해석되었다. GMNA 및 GMNIA 해석으로 셸의 하중-변위 곡선을 분석한 결과 해석대상 모델의 경우 C4 기준이 외압강도를 지배하는 것으로 분석되었다. 아울러, 초기결함의 진폭이 증가할수록 항복에 도달하는 외압의 크기는 감소하는 것으로 분석되었다. 이와 같은 외압강도 평가 방법을 적용하여 FE 해석결과로부터 외압강도를 산정하였다.

### 4.3 GMNIA에 의한 외압강도 해석결과

Table 1에 제시된 해석대상 링 보강 셸 모델에 대하여 좌굴모드를 초기결함으로 적용하여 GMNA 및 GMNIA 해석을 수행하였다. 초기결함의 진폭 크기  $\delta_o$ 는 Eurocode 3의 제작 오차 품질등급을 적용하였으며, Class A의 경우  $\delta_o$ 는 0.0035r, Class B는 0.005r, Class C는 0.0075r에 해당된다. 셸 모델은 SM490 강재로 제작된 것으로 가정하였으며 외압강도 FE 해석결과( $p_{R,FEA}$ )를 Table 2에 요약하였다.

Table 2의  $p_{R,FEA}$ 는 Fig. 1의 C1~C4 기준 가운데 셸의 항복기준인 C4가 지배한 것으로 해석되었다. 외압강도  $p_{R,FEA}$ 는 선형좌굴 외압강도인  $p_{cr,FEA}$ 보다 작은 값을 갖는 것으로 해석되었음을 Table 2로부터 알 수 있다. 초기결함이 없는 모델의 외압강도는 탄성좌굴강도( $p_{cr,FEA}$ )보다 평균 13%, 초기결함이 Class A, B, C인 모델의 외압강도는 탄성좌굴강도보다 각각 평균 32%, 35% 및 36% 작은 것으로 해석되었다.

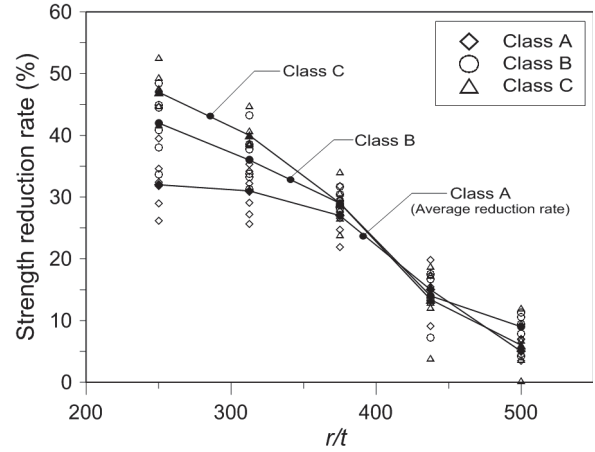
Table 2의 결과에 의하면 전반적으로 기하학적 초기결함은 외압강도를 감소시키는 것으로 해석되었다. 해석대상 모델 가운데 셸의 두께가 가장 두꺼운 S250 모델의 경우, 초기결함이 없는 모델에 대비한 외압강도가 Class A 모델은 26~39%, Class B 모델은 34~48%, Class C 모델은 42~53% 감소하였다. 두께가 가장 얇은 S500 모델의 경우 S500- $\omega$ 10 모델을 제외하면, 초기결함이 없는 모델에 대비한 외압강도가 Class A 모델은 3~7%, Class B 모델은 4~11%, Class C 모델은 4~12% 감소하였다. 두께가 상대적으로 얇고 링 보강재간 간격이 좁은 S375- $\omega$ 10, S438- $\omega$ 10 및 S500- $\omega$ 10 등

**Table 2.** Resisting strength  $p_{R\_FEA}$  of shell by GMNA and GMNIA

Model ID	$p_{cr\_FEA}$ (kPa)	$p_{R\_FEA}$ (kPa)			
		GMNA ( $\delta_o=0$ )	GMNIA		
			Class A	Class B	Class C
S250- $\omega$ 10	373.3	340.8	206.2	175.6	161.4
S250- $\omega$ 15	239.3	214.1	140.0	118.9	112.2
S250- $\omega$ 20	175.9	162.6	110.0	89.6	82.3
S250- $\omega$ 25	139.3	127.6	87.0	75.6	67.1
S250- $\omega$ 30	115.8	105.3	74.8	65.2	58.1
S250- $\omega$ 35	100.0	93.4	69.2	62.1	54.5
S313- $\omega$ 10	238.6	207.3	134.1	129.1	127.0
S313- $\omega$ 15	154.0	136.8	90.1	77.7	75.6
S313- $\omega$ 20	112.9	96.9	65.7	59.5	57.4
S313- $\omega$ 25	89.3	78.0	58.0	52.1	47.8
S313- $\omega$ 30	74.3	64.2	45.6	42.6	39.4
S313- $\omega$ 35	64.4	57.5	41.9	39.5	35.4
S375- $\omega$ 10	164.2	146.0	99.6	101.5	111.1
S375- $\omega$ 15	105.1	89.5	63.1	64.3	65.7
S375- $\omega$ 20	78.3	65.1	47.1	46.0	46.9
S375- $\omega$ 25	62.3	52.3	39.4	37.3	36.7
S375- $\omega$ 30	51.1	42.8	33.5	31.2	29.7
S375- $\omega$ 35	44.5	38.9	28.6	26.6	25.7
S438- $\omega$ 10	121.9	104.0	94.6	96.5	100.4
S438- $\omega$ 15	78.5	66.4	53.2	54.8	54.9
S438- $\omega$ 20	57.7	47.7	40.3	41.2	41.9
S438- $\omega$ 25	45.8	38.6	33.5	33.5	33.6
S438- $\omega$ 30	36.9	30.9	25.5	25.7	26.1
S438- $\omega$ 35	32.5	26.4	22.5	22.0	21.4
S500- $\omega$ 10	94.4	82.2	85.3	88.2	94.0
S500- $\omega$ 15	60.6	53.4	49.7	49.2	53.2
S500- $\omega$ 20	44.5	37.5	35.8	35.9	36.1
S500- $\omega$ 25	35.4	31.3	29.6	28.0	27.5
S500- $\omega$ 30	29.3	26.6	24.7	23.6	24.8
S500- $\omega$ 35	24.9	21.4	20.7	19.4	19.4

일부 모델에서는 초기결함 진폭이 증가할수록 더 큰 외압강도를 갖는 것으로 해석되었다.

Table 2결과에 근거하여 초기결함이 없는 모델에 대비한 강도감소율을  $r/t$  비에 따라 Fig. 9에 나타내었다. 상대적으로  $r/t$ 가 작은 모델의 초기결함에 의한 강도감소율이 크고  $r/t$ 가 증가할수록 초기결함이 강도에 미치는 영향은 현저히 감소하는 것으로 분석되었다.



**Fig. 9.** Average strength reduction rate due to amplitude of initial geometrical imperfection

#### 4.4 링보강재 간격 대 반경비( $l/r$ )에 따른 외압강도

기존의 해석적 연구들에 의해 외압을 받는 쉘의 이론적 선형탄성 좌굴강도가 제안되었으며, 외압강도는 일반적으로 무차원 파라미터인  $E(r/l)(t/r)^{2.5}$ 의 함수로 표현된다<sup>[14]</sup>. Fig. 10은 S250, S375 및 S500모델의 외압강도  $p_{R\_FEA}$ 를  $E(r/l)(t/r)^{2.5}$ 로 무차원화하여  $l/r$ 비 따라 나타낸 그래프이다. 모든 모델에서 초기결함이 없는 경우( $\delta_o=0$ )에는 무차원화된 외압강도가 1.0내외로 산정되었음을 관찰할 수 있다. S250 쉘 모델에서 초기결함 진폭이 Class A인 경우 0.63~0.74, Class B인 경우 0.54~0.66, Class C인 경우 0.49~0.58로  $l/r$ 비가 증가함에 따라 약간 증가하는 경향을 보였다. S375 및 S500 쉘 모델의 경우 초기결함의 진폭에 따른 무차원화된 외압강도의 변동 폭이 상대적으로 작고,  $l/r$ 비에 따른 외압강도 변동 폭도 비교적 작은 것으로 분석되었다. S313 및 S438 모델도 S375 및 S500 모델과 유사한 경향을 보였다.

#### 4.5 설계외압강도와 비교

Table 2에 요약한 비선형 유한요소해석 결과에 의한 외압강도( $p_{R\_FEA}$ )를 쉘 설계기준에 의한 설계외압강도( $p_{Rd}$ )와 비교하기 위하여 Table 3에 EN 1993-1-6( $p_{Rd\_EC}$ ) 및 DNV-RP-C202( $p_{Rd\_DNV}$ ) 기준에 의한 설계외압강도 산정 결과를 제시하였다. Eurocode 3의 경우 제작오차 품질등급에 따라 설계 강도를 다르게 산정하도록 규정하는 반면에 DNV 설계 기준은 초기결함의 크기에 무관한 단일 설계 강도로 규정하고 있다.



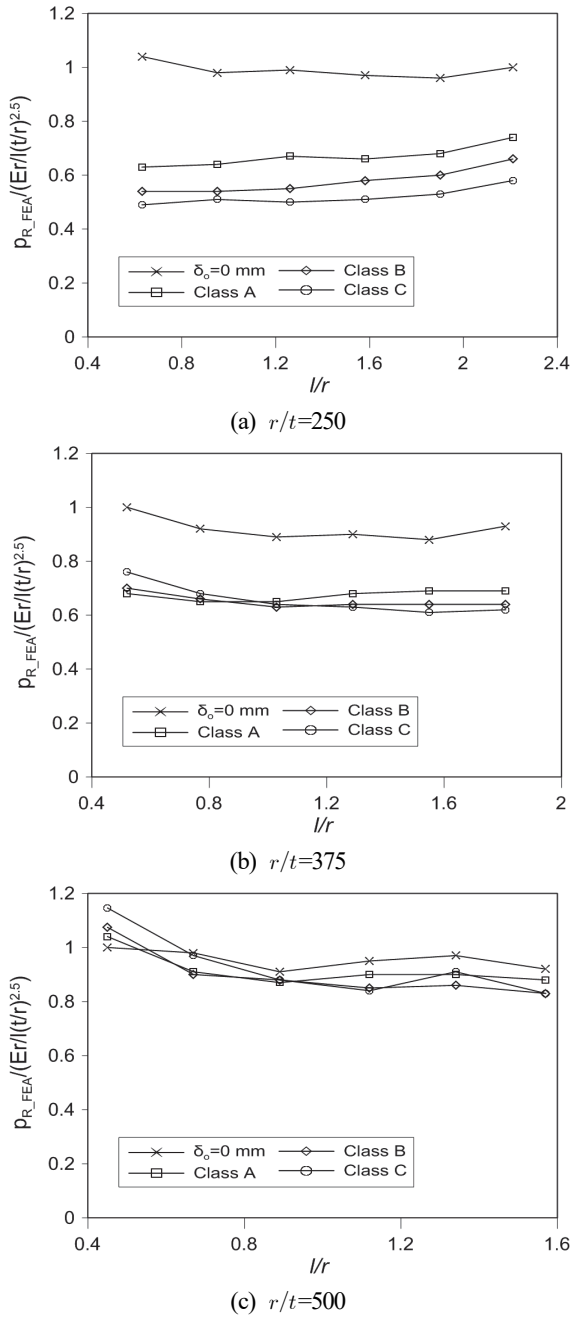


Fig. 10. Normalized resisting strength with respect to  $l/r$

Table 3으로부터  $p_{Rd,DNV}$ 는 Class C를 적용하여 구한  $p_{Rd,EC}$ 보다도 10%내외로 작게 산정되었으며,  $p_{Rd,EC}$ 는 제작품질 등급이 낮아짐에 따라 설계외압강도가 상당히 감소하는 것을 알 수 있다. Table 2의  $p_{R,FEA}$ 와 Table 3의 설계외압강도  $p_{Rd,EC}$ 를 비교하면 Class A모델의 경우,  $p_{R,FEA}$ 는  $p_{Rd,EC}$ 에 비해 S250, S313과 S375는 평균 3%, S438은 17%, S500은 41% 크게 산정되었다. Class C 모델의 경우, S250은 평균 21%,

Table 3. Design strength  $p_{Rd}$  of Eurocode 3 and DNV

Model ID	$p_{Rd,EC}$ (kPa)			$p_{Rd,DNV}$ (kPa)
	Class A	Class B	Class C	
S250- $\omega$ 10	233.9	202.7	155.9	146.9
S250- $\omega$ 15	148.2	128.4	98.8	90.2
S250- $\omega$ 20	103.1	89.4	68.7	65.4
S250- $\omega$ 25	82.5	71.5	55.0	51.4
S250- $\omega$ 30	68.7	59.6	45.8	42.5
S250- $\omega$ 35	58.9	51.1	39.3	36.2
S313- $\omega$ 10	149.6	129.6	99.7	94.6
S313- $\omega$ 15	94.7	82.1	63.1	57.9
S313- $\omega$ 20	69.5	60.2	46.3	41.9
S313- $\omega$ 25	52.8	45.8	35.2	33.0
S313- $\omega$ 30	44.0	38.1	29.3	27.2
S313- $\omega$ 35	37.7	32.6	25.1	23.2
S375- $\omega$ 10	103.8	90.0	69.2	65.8
S375- $\omega$ 15	65.8	57.0	43.8	40.2
S375- $\omega$ 20	45.8	39.7	30.5	29.1
S375- $\omega$ 25	36.6	31.7	24.4	22.9
S375- $\omega$ 30	30.5	26.4	20.3	18.9
S375- $\omega$ 35	26.1	22.6	17.4	16.1
S438- $\omega$ 10	76.3	66.1	50.9	48.4
S438- $\omega$ 15	48.3	41.9	32.2	29.5
S438- $\omega$ 20	35.4	30.7	23.6	21.4
S438- $\omega$ 25	26.9	23.3	17.9	16.8
S438- $\omega$ 30	22.4	19.4	14.9	13.8
S438- $\omega$ 35	19.2	16.6	12.8	11.8
S500- $\omega$ 10	58.4	50.6	38.9	37.1
S500- $\omega$ 15	37.0	32.0	24.6	22.6
S500- $\omega$ 20	25.7	22.3	17.1	16.3
S500- $\omega$ 25	20.6	17.5	13.7	12.8
S500- $\omega$ 30	17.1	14.8	11.4	10.6
S500- $\omega$ 35	14.7	12.7	9.8	9.0

S313은 30%, S375는 51%, S438은 79%, S500은 114% 정도  $p_{R,FEA}$ 가  $p_{Rd,EC}$ 보다 큰 것으로 분석되었다. 아울러,  $p_{R,FEA}$  (Class C)는  $p_{Rd,DNV}$ 보다 평균적으로 S250은 30%, S313은 41%, S375는 62%, S438은 93%, S500은 129% 크게 산정되었다.

Tables 2와 3을 비교하면 S250- $\omega$ 10,  $\omega$ 15(Class A, Class B), S313- $\omega$ 10, - $\omega$ 15(Class A, Class B) 및 S375- $\omega$ 10, - $\omega$ 15(Class A, Class B) 모델의  $p_{R,FEA}$ 는  $p_{Rd,EC}$  보다 작게 산정된 것을 알 수 있다. 이들 모델에 대한 하중-변위 이력곡선을 분석한 결과 상대적으로 셸의 두께가 두꺼운 이들 모델은

두께가 보다 얇은 모델에 비해 최초항복 후에 최종 파괴에도 달할 때까지 보다 넓은 변형구간을 갖고 있어서 연성이 우수한 것으로 분석되었다. 셸이 두꺼운 경우에는 이들 모델에 최초항복 기준인 C4를 적용하는 것은 지나치게 안전측일 가능성이 높은 강도평가법인 것으로 판단된다.

Fig. 11은 S250, S375 및 S500모델의 외압강도를  $E(r/l)$   $(t/r)^{2.5}$ 로 무차원화 하여 길이 파라미터  $\omega$ 에 따라 나타낸 그림이다. 이 그림으로부터 무차원화된 FE 해석 및 설계기준

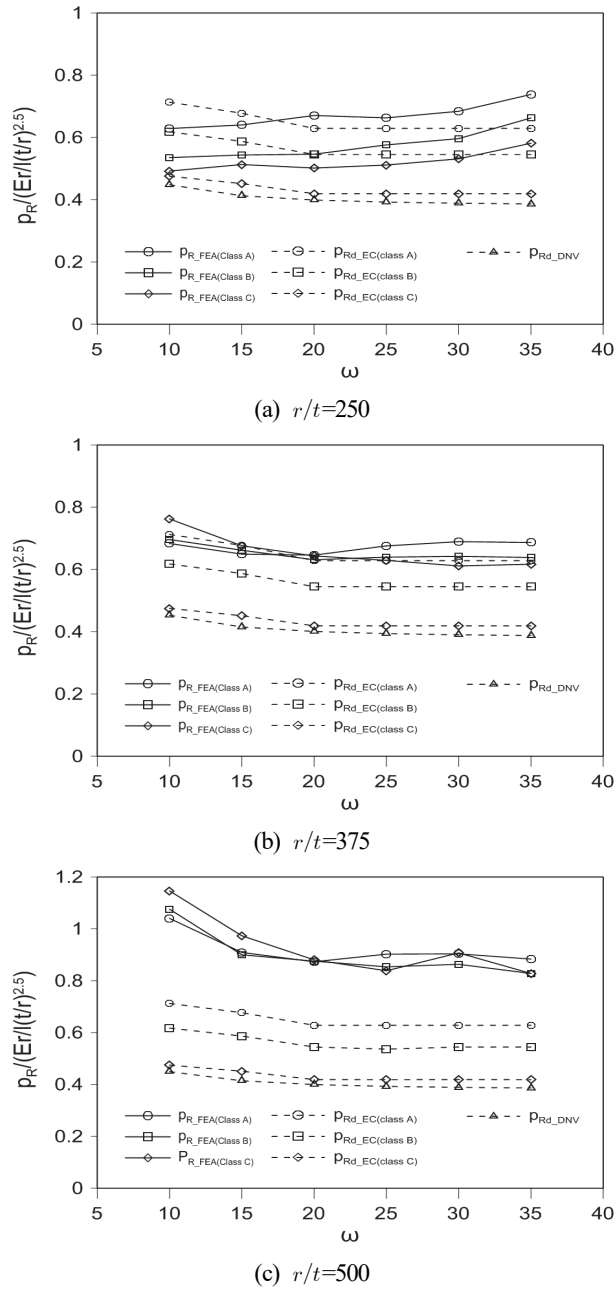


Fig. 11. Strength comparison by FEA and design codes

으로 구한 외압강도는  $\omega$ 에 따른 변동 폭이 크지 않음을 관찰할 수 있다.

이상의 설계외압강도( $P_{Rd\_EC}$  및  $P_{Rd\_DNV}$ )와 FE 해석에 의한 외압강도( $P_{R\_FEA}$ )를 비교한 결과, 설계외압강도는 전반적으로 안전 측(conservative)이며, 셸의  $r/t$  비가 증가할수록  $P_{R\_FEA}$  대비 안전 측의 정도는 증가하는 것으로 평가되었다. 이는 상대적으로 두께가 얇은 셸의 경우, 탄성좌굴응력이 작아 좌굴 발생 가능성과 제작과정에서 기하학적 초기결함의 가능성이 크며 외압강도는 이들 요인에 민감하게 영향을 받고 연성도 적기 때문에 설계기준에서는 보다 큰 안전율이 고려된 것으로 판단된다.

### 5. 결론

균일외압을 받는 링 보강 원형 셸의 외압강도를 기하학적 및 재료 비선형 유한요소법을 적용하여 수치적으로 분석하였다. 셸의 외압강도는 EN1993-1-6의 제시된 GMNIA에 의한 강도평가 방법을 적용하였으며, 기하학적 초기결함의 형상은 선형 좌굴해석으로부터 구한 좌굴모드를 사용하였다. 해석 대상 보강 셸은  $r/t$ 가 250~500,  $\omega(=l/\sqrt{rt})$ 는 10~35범위에 해당되며 SM490강재로 제작된 것으로 가정하였다. 초기결함의 정도, 셸의  $r/t$ 비 및  $l/r$ 비 등 주요 설계파라미터가 셸의 외압강도에 미치는 영향을 분석하였다.

고려된 모든 해석대상 셸은 C1~C4 기준 가운데 셸의 항복기준인 C4가 외압강도를 지배했으며, GMNIA에 의한 외압강도는 선형좌굴 외압강도 보다 작은 것으로 해석되었다. Eurocode의 Class A~C에 해당하는 기하학적 초기결함을 고려했을 때, 초기결함은 링 보강 셸의 외압강도를 감소시키는 것으로 분석되었다. 초기결함의 진폭이 클수록 외압강도의 감소폭은 대체적으로 증가하는 경향을 보였으며, 초기결함이 없는 셸의 외압강도 대비 3~53% 감소하였다. 초기결함이 외압강도에 미치는 영향은 상대적으로 셸의  $r/t$ 가 작은 모델이 더 크며,  $r/t$ 가 증가할수록 초기결함 진폭의 영향은 줄어드는 경향을 보였다. 링 보강재 간격( $l$ ) 대 반경( $r$ )비에 따른  $E(r/l)(t/r)^{2.5}$ 로 무차원화된 외압강도의 변동 폭은 비교적 적은 것으로 분석되었다.

셸이 두껍고 보강재 간격이 극단적으로 작은 일부 모델을 제외하면, GMNIA방법에 의한 외압강도는 Eurocode 3과 DNV 설계기준에 의한 설계외압강도 보다 크게 해석되어 이

들 설계기준에 의한 외압강도는 전반적으로 안전 측인 것으로 분석되었다. 셸이 상대적으로 두꺼운 경우에는 셸의 외압강도 산정 시에 최초항복 기준을 적용하는 것은 지나치게 안전 측 결과를 초래할 가능성이 높은 것으로 분석되었다. GMNIA에 의한 외압강도는 초기결함의 진폭이 Class A에 해당하는 경우 유로코드 외압강도에 비해  $r/t$ 비에 따라 평균 3~41%, Class C의 경우는 21~114% 크게 산정되었다. DNV 설계기준에 의한 설계외압강도는 Class C를 적용한 Eurocode 3 설계 강도보다도 10% 내외로 작게 산정되었다. GMNIA로 구한 외압강도와 비교할 때, Eurocode 3과 DNV 설계외압강도는 셸의  $r/t$ 가 증가할수록 보다 더 안전 측인 경향을 보였다.

### 참고문헌(References)

[1] Batdorf, S.B. (1947) *A Simplified Method of Elastic-Stability Analysis for Thin Cylindrical Shells*, NACA Report No. 874, National Advisory Committee for Aeronautics, USA.

[2] Nash, W.A. (1954) Buckling of Thin Cylindrical Shells Subject to Hydrostatic Pressure, *Journal of the Aeronautical Sciences*, Institute of the Aeronautical Sciences, Vol.21, No.5, pp.354-355.

[3] Soong, T.-C. (1967) Buckling of Cylindrical Shell Under Pressure by Using Sanders' Theory, *AIJA Journal*, American Institute of Aeronautics and Astronautics, Vol.5, No.5, pp.1049-1052.

[4] Yamaki, N. (1969) Buckling of Circular Cylindrical Shells Under External Pressure, *Report of the Institute of High Speed Mechanics*, Tohoku University, Vol.20, pp.35-55.

[5] Windenburg, D.F., and Trilling, C. (1934) *Collapse by Instability of Thin Cylindrical Shells Under External Pressure*, Transactions of the American Society of Mechanical Engineers, ASME, Vol.56, No.11, pp.819-825.

[6] Galletly, G.D., and Bart, R. (1956) Effects of Boundary Conditions and Initial Out-of-Roundness on the Strength of Thin-Walled Cylinders Subject to External Hydrostatic Pressure, *Journal of Applied Mechanics*, ASME, Vol.23, pp.351-358.

[7] Ekstrom, R.E. (1963) Buckling of Cylindrical Shells Under Combined Torsion and Hydrostatic Pressure, *Experimental Mechanics*, Springer, Vol.3, No.8, pp.192-197.

[8] Montague, P. (1969) Experimental Behavior of Thin-Walled Cylindrical Shells Subjected to External Pressure, *Journal of Mechanical Engineering Science*, Institution of Mechanical Engineers, Vol.11, No.1, pp.40-56.

[9] ECCS Technical Working Group (1988) *Buckling of Steel Shells: European Recommendations* (4th Ed.), European Convention for Constructional Steelwork, Belgium.

[10] Deutsches Institut für Normung (1990) *Structural Steelwork; Analysis of Safety Against Buckling of Shells* (DIN 18800-4: 1990-11), Germany.

[11] European Committee for Standardization (2007) *Eurocode 3: Design of Steel Structures, Part 1.6: Strength and Stability of Shell Structures* (EN 1993-1-6: 2007), Belgium.

[12] American Petroleum Institute (1989) *Recommended Practice for the Planning, Design, and Constructing of Fixed Offshore Platforms* (API RP 2A: 1989, 18th Ed.), USA.

[13] Det Norske Veritas (2013) *Buckling Strength of Shells* (DNV-RP-C202), Norway.

[14] Teng, J.G., and Rotter, J.M. (2004) *Buckling of Thin Metal Shells*, Spon Press, UK.

[15] 안준태, 신동구(2015) 풍력발전 타워용 원형단면 강재 셸의 극한휨강도, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제27권, 제1호, pp.109-118.  
Ahn, J.T., and Shin, D.K. (2015) Ultimate Flexural Strength of Cylindrical Steel Shell for Wind Tower, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.27, No.1, pp.109-118 (in Korean).

[16] 안준태, 신동구(2017) 풍력발전 타워용 중방향 보강 원형 단면 강재 셸의 극한압축강도, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제29권, 제2호, pp.123-134.  
Ahn, J.T., and Shin, D.K. (2017) Ultimate Axial Strength of Longitudinally Stiffened Cylindrical Steel Shell for Wind Turbine Tower, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.29, No.2, pp.123-134 (in Korean).

[17] Dassault Systèmes Simulia Corp. (2010) *Abaqus/CAE User's Manual, Ver. 6.10*, DSS, USA.

**요 약** : 균일 외압을 받는 링 보강 원형단면 강재 셸에 대하여 재료 및 기하학적 비선형 유한요소법(GMNIA)을 적용하여 외압강도를 평가하였다. 링 보강 셸의 기하학적 초기결함의 진폭, 반경 대 두께 비, 링 보강재 간격 대 반경비 등이 외압강도에 미치는 영향을 분석하였으며, Eurocode 3과 DNV 설계기준에 의한 설계 외압 강도와 유한 요소해석으로 구한 외압강도를 비교 평가하였다. 기하학적 초기결함의 형상은 선형탄성 좌굴해석에 의한 좌굴모드를 적용하였으며 보강 셸의 반경 대 두께 비는 250~500범위를 고려하였다.

**핵심용어** : 균일외압, 링 보강 셸, 유한요소법, 비선형해석, 저항강도