



풍력발전 타워용 종방향 보강 원형단면 강재 셸의 극한압축강도

안준태¹ · 신동구^{2*}

¹박사과정, 명지대학교, 토목환경공학과, ²교수, 명지대학교, 토목환경공학과

Ultimate Axial Strength of Longitudinally Stiffened Cylindrical Steel Shell for Wind Turbine Tower

Ahn, Joon Tac¹, Shin, Dong Ku^{2*}

¹Graduate Student, Dept. of Civil Eng., Myongji University, Yongin, 17058, Korea

²Professor, Dept. of Civil Eng., Myongji University, Yongin, 17058, Korea

Abstract - Ultimate axial strength of longitudinally stiffened cylindrical steel shells for wind turbine tower was investigated by applying the geometrically and materially nonlinear finite element method. The effects of radius to thickness ratio of shell, shape and amplitude of initial imperfections, area ratio between effective shell and stiffener, and stiffener spacing on the ultimate axial strength of cylindrical shells were analyzed. The ultimate axial strengths of stiffened cylindrical shells by FEA were compared with design buckling strengths specified in DNV-RP-C202. The shell buckling modes obtained from a linear elastic bifurcation FE analysis as well as the weld depression during fabrication specified in Eurocode 3 were introduced in the nonlinear FE analysis as initial geometric imperfections. The radius to thickness ratio of cylindrical shell models was selected to be in the range of 50 to 200. The longitudinal stiffeners were designed according to DNV-RP-C202 to prevent the lateral torsional buckling and local buckling of stiffeners.

Keywords - Cylindrical shell, Longitudinal stiffener, Axial buckling strength, Finite element method, Initial imperfection

1. 서론

셸 구조물은 여러 공학 분야에서 적용되어 왔으며 원형단면 강재 셸은 토목 및 해양 구조 분야에서 대표적인 형태의 구조물 가운데 하나이다. 최근에 가설되는 풍력타워는 발전 용량의 증가에 따라 대형화가 요구되어 상대적으로 얇은 두께로 설계되며 반경대 두께비가 큰 박벽(thin-walled) 구조는 셸의 국부좌굴에 의한 좌굴강도가 극한강도를 지배하게 된다. 셸의 좌굴강도를 증가하기 위한 목적으로 보강재를 적용할 수 있으며 보강 셸은 보강재 사이 패널의 국부좌굴 또는

셸과 보강재가 동시에 좌굴되는 패널-보강재 좌굴거동을 보인다. 압축을 받는 원형 단면 셸의 경우 링보강재 보다는 종방향보강재를 적용하는 것이 극한압축강도를 증가시키는데 효과적인 것으로 알려져 있다. 압축을 받는 보강 셸의 좌굴강도 평가를 위한 이론적 및 실험적 연구는 Singer^[1], Dowling and Harding^[2], Croll^[3] 등에 의해 수행되었다. 셸 구조물에서 기하학적 초기결함은 극한압축강도를 현저히 감소시키는 것으로 잘 알려져 있으며, 보강 셸의 경우 초기결함이 극한강도에 미치는 영향은 비보강 셸 보다는 적지만 다양한 형태의 기하학적 초기결함을 고려하는 것은 필수적이며 Brush^[4], Hutchinson and Frauenthal^[5], Calladine^[6], Arbocz and Hol^[7], Singer *et al.*^{[8],[9]} 등에 의해 광범위하게 연구되었다. 셸 구조의 설계기준은 주로 실험연구로 구한 강도의 하한치(lower bound)를 기준으로 제안되었으며(Teng and Rotter^[10]), 비보강 셸 설계기준은 AISI^[11], ECCS^[12], DIN^[13], ENV 1993-1-6^[14], API^[15] 등이 있고 보강 셸 설계기준으로는 DNV-RP-C202^[16] 등이 적용되고 있다. Eurocode 3의 셸에 대한

Note.-Discussion open until October 31, 2017. This manuscript for this paper was submitted for review and possible publication on June 28, 2016; revised October 25, 2016; approved on November 7, 2016.

Copyright © 2017 by Korean Society of Steel Construction

*Corresponding author.

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

E-mail. dkshin@mju.ac.kr

강도 및 안정성 설계기준인 ENV 1993-1-6^[14]에서는 설계식에 의한 설계뿐만 아니라 유한요소법과 같은 수치해석법을 적용하여 쉘의 설계가 가능하도록 규정하고 있다. 이와 같은 수치해석을 수행하여 쉘의 좌굴강도를 산정하는 경우, 제작이나 용접과정에서 발생할 수 있는 초기결함을 고려한 재료 및 기하학적 비선형 해석을 수행하여 극한강도를 구하고 이를 설계에 반영해야 한다.

본 논문에서는 종방향으로 보강된 원형 단면 강재 쉘의 극한압축강도를 ABAQUS^[17] 프로그램의 비선형 유한요소법을 적용하여 수치적으로 분석하였다. Eurocode 3에 규정된 GMNIA(geometrically and materially non-linear analysis with imperfection)를 수행하여 기하학적 초기결함의 형상 및 진폭이 극한압축강도에 미치는 영향을 평가하였다. 기하학적 초기결함의 형상은 선형 좌굴해석(Linear Bifurcation Analysis, LBA)으로부터 구한 좌굴모드 및 제작 과정에서 용접으로 발생하는 뒤틀변형(weld dimple)을 고려하였다. 기하학적 초기결함의 정도를 나타내는 진폭(amplitude)은 좌굴모드 초기변형의 경우 쉘 두께에 대한 비로 선정했으며, 용접변형 초기결함의 경우는 Eurocode 3 규정을 적용하였다. 유한요소 해석 모델에 적용된 보강 쉘의 한 세그먼트의 길이 (L)는 6,000mm, 반경 (r)은 2,000mm, 두께 (t)는 10mm, 13.3mm, 20mm, 40mm로 가정하였다. 여기에서 고려한 쉘의 반경 대 두께비 (r/t)는 50~200으로 이는 풍력 타워용 원형단면 강재 쉘의 주요 적용 범위에 해당한다. 종방향보강재는 평판형 (flat bar)을 적용하였으며, 횡비틀림 좌굴과 국부좌굴이 발생하지 않도록 두께와 돌출폭을 결정하였다. 종방향보강재의 간격 (s)은 DNV-RP-C202^[16]에 제시된 보강 쉘로 거동하기 위한 보강재의 최대 허용간격 이내로 설계했으며, 강재는 SM520을 적용하였다. 보강 쉘의 r/t 비, 초기변형의 형상 및 진폭, 보강재의 면적 및 간격 등의 주요 설계 파라미터가 압축력을 받는 보강 쉘의 극한강도에 미치는 영향을 분석하였다.

2. 설계기준

풍력타워용 원형 단면 강재 보강 쉘의 설계에는 노르웨이 선급 DNV의 쉘 좌굴 안전성에 대한 설계지침인 DNV-RP-C202^[16]이 주로 적용되며 아래에 간략히 기술하였다. Fig. 1에 나타난 원형단면 보강 쉘에 대하여 DNV-RP-C202^[16]

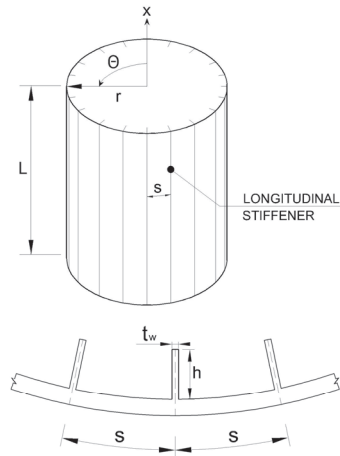


Fig. 1. Stiffened cylindrical shell

2.2절에 기술된 직교이방성 판이론(orthotropic plate theory)을 적용할 수 있으며, 다음 식으로 구한 유효두께를 이용하여 수직응력을 산정한다.

$$t_e = t + \frac{A}{s} \quad (1)$$

여기서, A 는 종방향보강재 한 개의 단면적, s 는 종방향보강재의 간격을 나타낸다. 만일, 보강 쉘이 $s/t > 3\sqrt{r/t}$ 인 경우에는 비보강 쉘처럼 거동하고 응력과 강도는 비보강 쉘로 간주하여 계산하며 보강재는 무시한다.

종방향으로 보강된 쉘에 대해서는 쉘 좌굴(shell buckling) 및 패널-보강재 좌굴(panel stiffener buckling)에 대한 검토가 요구되며 좌굴안전성 조건은 다음 식 (2)와 같다.

$$\sigma_{j,SI} \leq f_{ksd} \quad (2)$$

위 식에서 $\sigma_{j,SI}$ 는 von Mises 유효응력, f_{ksd} 는 설계좌굴강도로 $f_{ksd} = f_{ks}/\gamma_M$ 로 구하고 부분계수 γ_M 은 아래 식으로 구한다.

$$\begin{aligned} \gamma_M &= 1.15 & (\bar{\lambda}_s < 0.5) \\ \gamma_M &= 0.85 + 0.60\bar{\lambda}_s & (0.5 \leq \bar{\lambda}_s \leq 1.0) \\ \gamma_M &= 1.45 & (\bar{\lambda}_s > 1.0) \end{aligned} \quad (3)$$

$$f_{ks} = \frac{f_y}{\sqrt{1 + \lambda_s^4}} \quad (4)$$

$$\bar{\lambda}_s^2 = \frac{f_y}{\sigma_{j,Sl}} \left[\frac{\sigma_{a0,Sl}}{f_{Ea}} \right] \quad (5)$$

위 식에서 f_{ks} 는 좌굴강도특성치, $\sigma_{a0,Sl}$ 는 축력에 의한 수직응력, f_{Ea} 는 보강재 사이에 위치한 셸 패널의 압축 탄성좌굴강도이다. 종횡비가 $l/s > 1$ 을 만족하는 셸 패널의 국부좌굴인 셸 좌굴에 대한 f_{Ea} 는 다음 식 (6)으로 구하며, 종횡비가 $l/s < 1$ 인 경우에는 동일한 길이(l)의 비보강 원통형 셸로 간주한다.

$$f_{Ea} = C \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{s} \right)^2 \quad (6)$$

여기서, E 는 탄성계수, ν 는 포와송비이며 C 는 좌굴감소계수로 식 (7)로 산정된다.

$$C = \psi \sqrt{1 + \left(\frac{\rho \xi}{\psi} \right)^2} \quad (7)$$

위 식에서 압축좌굴에 대한 파라미터는 $\psi=4$, $\xi=0.702 Z_s$, $\rho=0.5(1 + \frac{r}{150t})^{-0.5}$, 곡률계수 $Z_s = \frac{s^2}{rt} \sqrt{1-\nu^2}$ 이다.

종방향보강재와 셸 패널이 함께 좌굴되는 패널-보강재 좌굴에 대한 탄성좌굴응력은 다음 식 (8)로 산정한다.

$$f_E = C \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{l} \right)^2 \quad (8)$$

좌굴감소계수 C 는 식 (7)과 동일하며 파라미터 $\psi = \frac{1 + \alpha_c}{1 + \frac{A}{s_c t}}$, $\xi = 0.702 Z_l$, $\rho = 0.5$ 이며,

$$Z_l = \frac{l^2}{rt} \sqrt{1-\nu^2} \quad (9)$$

$$\alpha_c = \frac{12(1-\nu^2) I_{sef}}{s t^3} \quad (10)$$

여기서, s_c 는 셸의 유효폭, I_{sef} 는 유효폭 내의 셸과 종방향보강재의 단면2차모멘트이다.

종방향보강재로 판형(flat bar) 보강재를 사용할 경우, 다음 식 (11)에 주어진 요구조건을 만족하도록 보강재의 두께

t_w 와 높이 h 를 선정하면 종방향보강재의 횡비틀림좌굴과 국부좌굴은 발생하지 않는 것으로 기술하고 있다.

$$h \leq 0.4 t_w \sqrt{\frac{E}{f_y}} \quad (11)$$

본 논문의 수치예제에서 산정한 DNV 설계좌굴강도 f_{ksd} 는 위에서 기술한 셸 좌굴과 패널-보강재 좌굴을 고려한 설계좌굴강도이며, 기동형 Euler 좌굴(column buckling)은 고려하지 않았다. 아울러, 수치예제에서 다른 셸 모델에는 종방향보강재의 좌굴이 발생하지 않도록 식 (11)을 만족하는 판형 보강재를 적용하였다.

3. 유한요소해석 모델

종방향으로 보강된 원형단면 강재 셸의 극한강도를 ABAQUS 6.10 프로그램의 비선형 유한요소법을 적용하여 수치적으로 분석하였다. Eurocode 3의 셸 설계기준인 ENV 1993-1-6^[14]에 규정된 기하학적 초기결함을 고려한 기하 및 재료 비선형 해석 GMNIA를 수행하였다. 기하학적 초기결함의 형상은 두 종류를 고려했는데 첫 번째는 선형 좌굴해석으로부터 구한 좌굴형상이고 두 번째는 제작과정에서 용접으로 발생하는 덤플변형이다. 이들 기하학적 초기결함의 정도를 나타내는 진폭(amplitude)은 좌굴모드 초기변형의 경우 셸 두께에 대한 비로 선정했으며, 용접변형에 의한 초기결함의 경우는 Eurocode 3 규정을 적용하였다. GMNIA에 사용할 좌굴형상을 구하기 위한 선형 좌굴해석에는 초기결함이 없는 원형단면 보강 셸 모델을 적용하였다.

LBA 및 GMNIA 유한요소 해석 모델에 적용된 보강 셸의 한 세그먼트의 길이 (L)는 6,000mm, 반경 (r)은 2,000mm, 두께 (t)는 10mm, 13.3mm, 20mm, 40mm로 가정하였으며, 이는 셸의 반경 대 두께비 (r/t)가 50~200의 범위에 해당된다. 종방향보강재는 평판형(flat bar)을 적용하였으며, 횡비틀림좌굴과 국부좌굴이 발생하지 않도록 두께와 돌출폭을 결정하였다. 종방향보강재의 간격(s)은 DNV-RP-C202^[16]에 제시된 보강 셸로 거동하기 위한 보강재의 최대 허용간격 이내로 설계하였다. 선정된 해석 모델은 ENV 1993-1-6^[14]의 중간 길이 셸 (medium length shell)의 범주 $1.7 \leq \omega (= L/\sqrt{rt}) \leq 0.5r/t$ 를 만족한다. 보강 셸의 r/t 비, 초기변

형 형상 및 진폭, 보강재의 면적 및 간격 등의 주요 설계 파라미터가 압축력을 받는 보강 쉘의 극한강도에 미치는 영향을 분석하였다.

유한요소 해석모델은 Fig. 2(a)에 나타난 바와 같이 쉘과 보강재를 ABAQUS의 4절점 쉘요소인 S4R로 모델링하였다. Fig. 2(b)에 나타난 바와 같이 보강 쉘 상단부 중심점에 가상의 기준 절점(reference point)을 만들고 쉘 상단부 단면에 위치한 모든 유한요소 절점과 강체요소(rigid element)로 연결하여 기준 절점에 축하중을 가하여 쉘에 균일분포 축하중이 작용하도록 하였다. 단순지지 경계조건을 모사하기 위하여 쉘 하단부의 모든 절점에서 세 방향의 변위(u, v, w)를 구속한 반면에 회전변위(β)는 구속하지 않았으며, 쉘 상단에 위치한 절점에서는 원주방향 및 반경방향 변위(v, w)를 구속하였다.

쉘과 보강재는 일반강재 SM520을 적용했으며 이 강재의 공칭항복강도 (f_y)는 355MPa, 극한강도 (f_u)는 520MPa, 탄성계수 (E)는 205GPa, 변형경화 구간에서의 탄성계수 (E_{st})는 3.6GPa, 변형경화가 시작되는 변형률 (ϵ_{st})는 0.0208인 재료모델을 사용했다. 용접 변형에 의한 딥플(dimple)결함의 위치는 Fig. 3(a)에 나타난 바와 같이 쉘의 원주방향 및 종방향 딥플을 고려하였다. 원주방향 딥플 결함은 쉘 높이방향으로 정중앙에 위치하며, 종방향 딥플 결함은 쉘의 중앙을 기준으로 상단부와 하단부가 180° 차이가 나도록 위치시켰다.

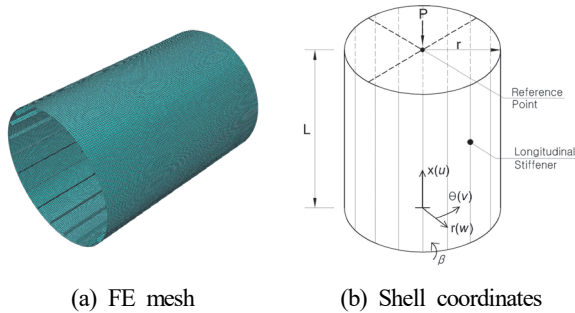


Fig. 2. Finite element model

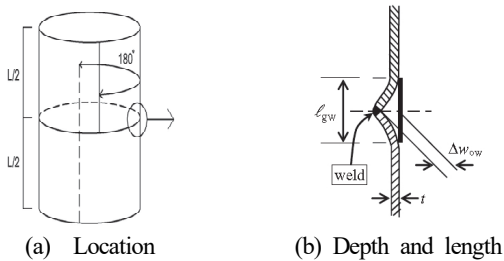


Fig. 3. Location and details of weld depression

딥플 결함의 깊이 Δw_o 및 길이 l_{gw} 에 대한 정의는 Fig. 3(b)에 나타난 바와 같고 크기는 유로코드 기준을 적용하였다.

4. 해석결과 분석

4.1 선형 좌굴해석

원형단면 쉘의 상단에 압축력을 가하여 선형탄성 좌굴해석(LBA)을 수행하고 좌굴형상과 좌굴하중을 구하였다. Table 1에 종방향보강재의 단면적(A)과 보강재 사이에 위치한 쉘의 단면적(st)의 비($\delta=A/st$)가 0.12, 0.3, 0.5인 보강 쉘의 제원과 LBA 해석결과를 나타내었다. Table 1에서 S50, S100, S150, S200 모델은 r/t 가 50, 100, 150, 200인 쉘이고 모델명에서 A12, A30, A50은 단면적 비 (δ)가 0.12, 0.30, 0.50인 모델을 나타낸다. 아울러, 보강재의 간격(s)은 DNV-RP-C202^[16]의 최대 허용간격에 근접한 값이며, n_0 는 이에 대응하는 최소보강재 개수이다. Table 1에서 f_{cr} 은 LBA 해석결과로 구한 탄성좌굴응력이며, 좌굴모드에서 SB는 쉘 좌굴(shell buckling), PSB는 패널-보강재 좌굴(panel stiffener buckling)을 나타내고 m_r 과 m_c 는 각각 쉘의 길이방향 및 원주방향 좌굴 파장수이다.

Table 1에 요약된 바와 같이 모든 쉘 모델의 탄성압축좌굴응력은 항복응력인 355 MPa 보다 훨씬 크며, 단면적 비가 0.12인 경우 상대적으로 비세장 단면을 갖는 S50 및 S100 모델은 쉘 좌굴, 세장 단면을 갖는 S150 및 S200 모델은 패널-보강재 좌굴 형상을 갖는 것으로 해석되었다. 단면적 비가 0.12에서 0.3 및 0.5로 증가하면 탄성좌굴강도는 증가하는 경향을 보이며 상대적으로 비세장 단면을 갖는 S50 및 S100 모델의 종방향 좌굴 파장수가 현저히 감소하고 쉘 좌굴 모드에서 패널-보강재 좌굴모드로 바뀌었다. 상대적으로 세장한 S150 및 S200 모델의 경우, δ 가 증가하면 좌굴 파장수가 약간 감소하지만 좌굴패턴의 변화는 없는 것으로 해석되었다.

Fig. 4에 LBA 유한요소 해석으로 구한 $\delta=0.12$ 인 쉘의 좌굴모드를 나타내었다. Fig. 4에서 좌굴모드는 쉘 중앙부 근처에서 진폭이 가장 크고, r/t 가 증가하면 길이방향 좌굴 파장수가 현저히 감소하는 것을 관찰할 수 있다.

Table 2에는 종방향보강재의 크기는 일정하지만 보강재 개수를 Table 1의 최소 보강재 개수인 n_0 보다 1.25배 및 1.5배 증가시킨 쉘에 대한 LBA 해석결과를 요약하였다. Table

Table 1. Dimension of stiffened shell with various values of δ and FE results by LBA ($r=2000\text{mm}$)

Section	r/t	Longitudinal stiffener				δ ($= \frac{A_{shell}}{st}$)	P_{cr} ($\times 10^3\text{kN}$)	f_{cr} ($= \frac{P_{cr}}{A}$) (MPa)	Buckling mode ²⁾	Number of buckling waves ($m_l \times m_c$) ³⁾
		t_w (mm)	h (mm)	s (mm)	n_0					
S50-A12	50	21	195	838	15	0.12	1383	2473	SB	6×14
S50-A30		50	205			0.30	1849	2641	PSB	2×10
S50-A50		65	260			0.50	2046	2729	PSB	1×8
S100-A12	100	13	115	598	21	0.12	358	1272	SB	9×20
S100-A30		32	110			0.29	414	1279	PSB	2×12
S100-A50		46	130			0.50	525	1394	PSB	1×10
S150-A12	150	10	78	483	26	0.12	153	816	PSB	3×16
S150-A30		28	70			0.30	181	830	PSB	2×14
S150-A50		38	85			0.50	214	852	PSB	2×14
S200-A12	200	8	60	419	30	0.12	70	500	PSB	3×18
S200-A30		23	55			0.30	91	557	PSB	3×18
S200-A50		32	65			0.49	115	611	PSB	2×16

1) A

2) SB: shell buckling, PSB: panel stiffener buckling

3) m_l, m_c : number of buckling waves in the longitudinal and circumferential directions, respectively

Table 2. Dimension of stiffened shell with various numbers of stiffener (n) and FE results by LBA ($r=2000\text{mm}$)

Section	r/t	Longitudinal stiffener				P_{cr} ($\times 10^3\text{kN}$)	f_{cr} ($= \frac{P_{cr}}{A}$) (MPa)	Buckling mode	Number of buckling waves ($m_l \times m_c$)
		t_w (mm)	h (mm)	s (mm)	n				
S50-N15	50	21	195	838	15	1383	2473	SB	6×14
S50-N19				661	19	1457	2532	PSB	2×10
S50-N23				546	23	1478	2497	PSB	2×10
S100-N21	100	13	115	598	21	358	1272	SB	9×20
S100-N27				465	29	376	1296	PSB	2×12
S100-N32				393	32	383	1287	PSB	2×12
S150-N26	150	10	78	483	26	153	816	PSB	3×16
S150-N33				381	33	160	831	PSB	2×14
S150-N39				322	39	162	821	PSB	2×14
S200-N30	200	8	60	419	30	70	500	PSB	3×18
S200-N38				331	38	86	602	PSB	3×18
S200-N45				279	45	87	592	PSB	3×18

2에서 S50-N15는 $r/t=50$ 이고 종방향보강재 개수(n)가 15인 보강 셸을 의미한다. 종방향보강재 수를 1.25배 이상으로 늘리면 S200 모델에서만 탄성좌굴응력이 20% 정도 증가한 반면에 나머지 모델에서는 거의 차이가 없는 것으로 해석되었다. 일부 모델에서 종방향보강재 개수가 증가할수록 P_{cr} 은 증가하지만 f_{cr} 은 감소하는데 이는 보강재의 개수 증가로 전

체단면적(A)이 증가한 때문으로 분석된다. S50과 S100 단면의 경우 보강재 개수가 n_0 보다 1.25배 이상이면 좌굴모드가 셸 좌굴모드에서 패널-보강재 좌굴모드로 바뀌었으며, S150 및 S200 모델에서는 보강재 수에 따른 좌굴모드의 변화는 없고 모두 패널-보강재 좌굴모드를 보였다. Fig. 5에는 $n/n_0=1.25$ 인 셸 모델의 LBA 좌굴형상을 나타내었다.

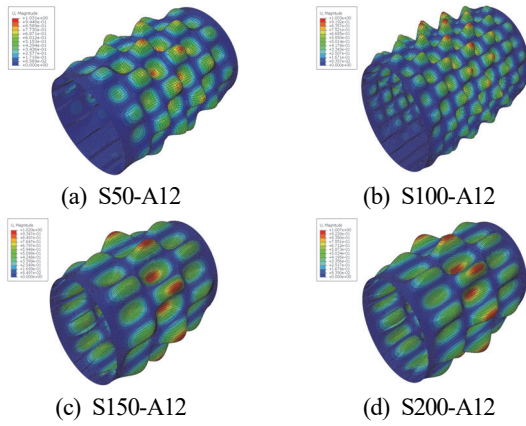


Fig. 4. Linear buckling modes by LBA ($\delta = 0.12$)

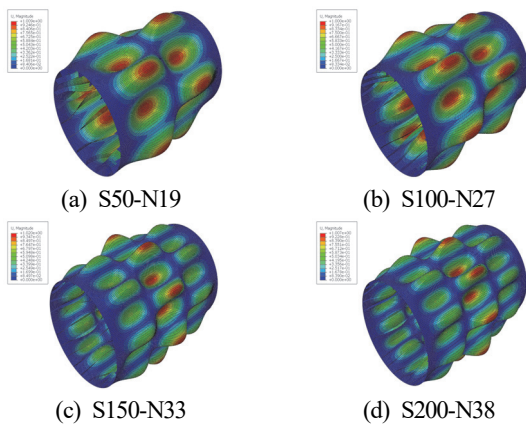


Fig. 5. Linear buckling modes by LBA ($n = 1.25n_0$)

Fig. 4와 Fig. 5를 비교하면 S50 및 S100 모델의 경우 보강재 수에 따라 좌굴형상이 현저히 다를 수 있다.

4.2 극한 압축강도해석

재료 및 기하학적 비선형 극한 압축강도해석에는 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. 등방성 변형경화 모델은 소성변형율이 발생함에 따라 모든 방향으로 항복면(yield surface)의 크기가 균일하게 변하도록 허용하여 모든 응력방향으로 항복응력이 증가할 수 있게 한다. 기하학적 초기결함의 형상은 4.1절에서 수행한 선형 좌굴해석에 의한 좌굴모드 및 Fig. 3에 나타낸 용접 딴플변형(weld dimple)을 고려하였다. 이 절에서는 종방향으로 보강된 원형단면 강재 쉘의 초기결함의 형상 및 진폭, 유효폭

내의 쉘과 종방향보강재의 단면적 비, 종방향보강재의 간격이 쉘의 극한압축강도에 미치는 영향을 분석하였다.

4.2.1 좌굴모드형 초기결함을 갖는 쉘

최소보강재 수(n_0)로 보강된 쉘 모델의 GMNIA 해석에 사용된 기하학적 초기변형 형상은 Table 1에 요약된 바와 같이 $\delta=0.12$ 인 S50-A12 및 S100-A12 모델에서만 쉘 좌굴모드이며 다른 모든 모델은 패널-보강재 좌굴모드를 갖는다. 초기결함의 진폭(w_0)을 쉘의 두께(t) 대비 1~3배로 증가하여 진폭의 크기에 따른 극한압축하중(P_u) 및 극한압축응력(f_u)을 Table 3에 요약하였다. 아울러, 2장에 기술한 DNV-RP-C202^[16]에 의한 설계좌굴강도(f_{ksd})도 Table 3에 나타내었다. Fig. 6에는 S50-A12 모델에 대해 최대 면외변위가 발생하는 위치에서의 하중-변위 곡선을 나타내었다. 초기변형이 증가할수록 극한압축력은 감소하는 경향을 보이며, 최대 하중에 도달할 때까지 보다 뚜렷한 비선형 거동을 보이는 것을 알 수 있다.

Table 3 결과에 근거하여 r/t 에 따른 GMNIA FE해석에 의한 f_u 와 DNV에 의한 f_{ksd} 를 f_y 로 무차원화하여 Fig. 7에 그래프화 하였다. 초기결함의 진폭이 증가할수록 P_u 및 f_u 가 감소하였음을 Table 3으로부터 알 수 있다. r/t 가 가장 작은

Table 3. Axial compressive strength of stiffened shell having initial imperfection in buckling modes with various amplitudes (w_0/t)

Section	DNV f_{ksd}^1 (MPa)	FEA			f_u/f_{ksd}
		w_0/t	P_u ($\times 10^3$ kN)	f_u (MPa)	
S50-A12	294	1	185	331	1.13
		2	159	284	0.97
		3	144	258	0.88
S100-A12	244	1	87	311	1.28
		2	76	273	1.12
		3	72	255	1.05
S150-A12	208	1	62	330	1.59
		2	54	287	1.38
		3	49	262	1.26
S200-A12	183	1	44	313	1.71
		2	36	259	1.42
		3	33	234	1.28

1) f_{ksd} : Design buckling strength of a shell

S50-A12 모델의 경우, f_u 는 항복강도에 비해 $w_o/t=1$ 인 모델은 7%, $w_o/t=2$ 인 모델은 20%, $w_o/t=3$ 인 모델은 27% 감소하였다. r/t 가 가장 큰 S200-A12 모델의 경우, f_u 는 항복강도에 비해 $w_o/t=1$ 인 모델은 12%, $w_o/t=2$ 인 모델은 27%, $w_o/t=3$ 인 모델은 34% 감소하였다. r/t 가 큰 모델일수록 진

폭의 증가에 의한 f_u 의 감소 정도는 더 큰 것으로 분석된다. 아울러, 대부분의 모델에서 GMNIA에 의한 f_u 는 DNV의 f_{ksd} 보다 크며, 특히 r/t 가 큰 모델일수록 f_u/f_{ksd} 비는 현저히 증가하는 것을 알 수 있다. $w_o/t=1$ 인 모델의 경우 f_u 는 f_{ksd} 보다 13%~71%의 범위로 크게 해석되었으며 셸의 두께가 얇아질수록 DNV 설계강도는 FEA 해석결과에 비해 보다 안전측인 것으로 분석된다.

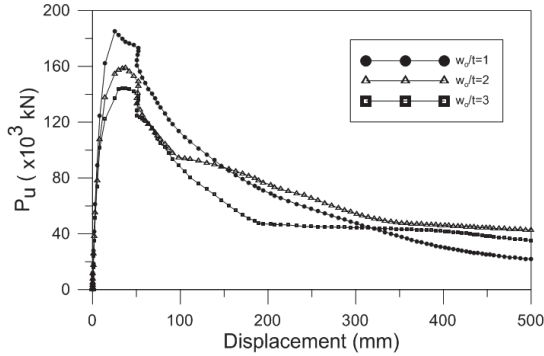


Fig. 6. Load-displacement curve for S50-A12 model

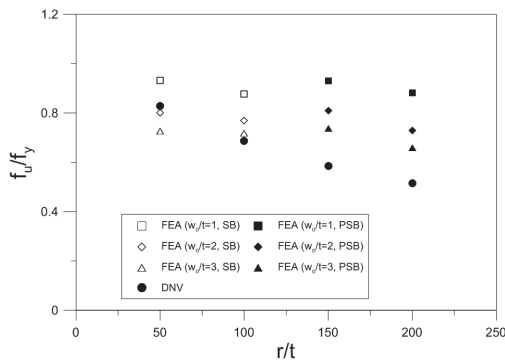


Fig. 7. Effect of imperfection amplitude w_o on axial compressive strength of shell with initial imperfection in buckling modes

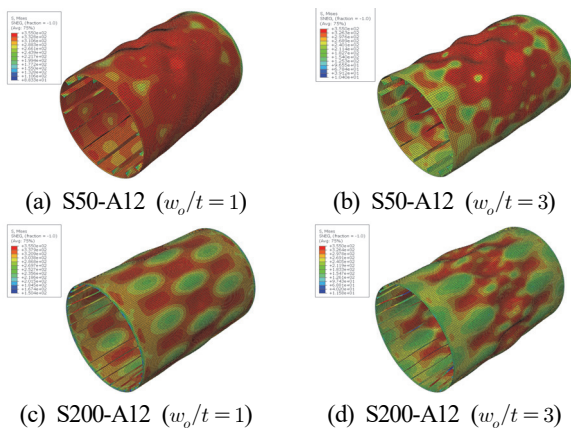


Fig. 8. Effective stress distribution of shell with initial imperfection in buckling modes at ultimate state

Fig. 8에는 S50-A12와 S200-A12 모델의 $w_o/t=1$ 및 $w_o/t=3$ 인 경우에 대한 극한상태에서의 von Mises 유효응력 분포를 나타내었다. 극한상태에서 이들 모델의 최대 유효응력은 항복응력인 355 MPa에 도달했다. 상대적으로 셸의 두께가 두꺼운 S50-A12 모델의 경우 극한상태에서 원주 방향 및 길이 방향으로 폭 넓은 영역이 항복에 도달하였으며, 진폭이 커지면 셸 좌굴모드의 진폭이 큰 중앙부에 보다 응력이 집중되는 현상을 보였다. 패널-보강재 좌굴모드의 초기 결함을 갖고 두께가 상대적으로 얇은 S200-A12 모델의 경우 S50-A12 모델에 비해 훨씬 좁은 영역이 국부적으로 항복에 도달하였으며, 진폭이 큰 모델은 셸 중앙부 굴곡진 국부 영역에서 응력집중 현상이 심화되는 것을 보여 준다.

종방향보강재 단면적의 크기가 좌굴모드형 초기결함을 갖는 셸의 극한압축강도에 미치는 영향을 평가하기 위해 보강재 개수는 최소보강재 개수(n_o)로 고정하고 종방향보강재와 유효폭 내의 셸의 단면적 비 ($\delta = A/st$)를 0.12~0.5의 범위로 변화시켜 GMNIA 해석을 수행하였다. 해석 대상은 Table 1에 나타난 모델이며, 초기변형의 형상은 LBA로 구한 좌굴모드로 최대 진폭은 $w_o/t=1$ 을 적용하였다. FE해석으로 구한 P_u 와 f_u 및 DNV-RP-C202^[16]에 의한 설계좌굴강도 f_{ksd} 를 Table 4에 요약하였다. 단면적 비 δ 가 증가할수록 P_u 는 증가하지만 S150 및 S200 일부 모델의 f_u 는 감소하여 상대적으로 얇은 셸 모델에서는 δ 값의 증가에 따른 압축강도의 증가 효과는 적은 것으로 분석된다. Fig. 9는 f_y 로 무차원화된 f_u 를 r/t 비에 따라 나타낸 그림이다. $\delta=0.12$ 로 보강된 모델에 비해 $\delta=0.5$ 로 보강된 모델의 f_u 는 2%~13% 증가한 반면에 f_{ksd} 는 거의 변동이 없는 것으로 해석되었다. 아울러, δ 값이 큰 모델일수록 DNV 설계기준의 압축강도에 대한 안전율이 약간 증가하는 경향을 보였다.

종방향보강재 간격이 좌굴모드형 초기결함을 갖는 셸의 압축강도에 미치는 영향을 평가하기 위해 Table 2에 요약된 모델에 대한 GMNIA 해석을 수행하였다. Table 2의 해석 대

상 쉘은 중방향보강재의 개수(n)를 최소보강재 개수(n_0)의 1.25배 및 1.5배로 증가시킨 모델이다. GMNIA 해석에서 초기변형의 형상은 선형좌굴해석으로 구한 좌굴모드를 적용하였으며, 최대 진폭은 $w_o/t=1$ 을 선택하였다. FE해석으로 구한 f_u 와 DNV 설계좌굴강도 f_{ksd} 를 Table 5에 요약하였으며, r/t 비에 따른 f_u/f_y 를 Fig. 10에 나타내었다.

S50과 S100 모델에서 $n=1.25n_0$ 및 $n=1.5n_0$ 인 경우는 $n=n_0$ 의 경우보다 압축강도가 약 5%~8% 증가하였음을 Table 5으로부터 분석할 수 있다. 반면에, 패널-보강재 좌굴모드형 초기결함을 갖는 S150 및 S200 모델의 경우 보강

재 개수가 증가되어도 압축강도의 차이는 1.5% 정도로 미미한 것으로 해석되었다. Table 2에 나타낸 바와 같이 $n=n_0$ 에 해당하는 S50-N15 모델과 S100-N21 모델은 쉘 좌굴 거동을 보인 반면에 그 외의 다른 모델들은 패널-보강재 좌굴 거동을 보였다. LBA 및 GMNIA 해석 결과로부터 보강재의 추가에 의해 쉘 좌굴모드에서 패널-보강재 좌굴모드로 좌굴 형상이 변하는 경우에는 어느 정도 압축강도에 영향을 미치지 않지만 좌굴패턴의 변화가 없는 경우에는 거의 영향이 없는 것을 알 수 있다. S150 및 S200 모델에서 보강재 수가 증가하면 f_u 와 f_{ksd} 가 오히려 감소한 것은 극한압축력은 거의 변화가 없지만 보강재의 추가로 전체 단면적이 증가하여 극한상

Table 4. Axial compressive strength of stiffened shell having initial imperfection in buckled modes with various area ratios (δ)

Section	δ ($= \frac{A}{st}$)	DNV	FEA		f_u/f_{ksd}
		f_{ksd} (MPa)	P_u ($\times 10^3$ kN)	f_u (MPa)	
S50-A12	0.12	294	185	331	1.13
S50-A30	0.30	295	222	341	1.16
S50-A50	0.50	295	263	350	1.19
S100-A12	0.12	244	87	311	1.28
S100-A30	0.30	244	98	336	1.38
S100-A50	0.52	244	131	350	1.43
S150-A12	0.12	208	62	330	1.59
S150-A30	0.31	206	72	329	1.60
S150-A50	0.50	205	84	335	1.63
S200-A12	0.12	183	44	313	1.71
S200-A30	0.31	180	51	310	1.72
S200-A50	0.50	177	60	318	1.80

Table 5. Axial compressive strength of stiffened shell having initial imperfection in buckled modes with various values of n/n_0

Section	n	$\frac{n}{n_0}$	DNV	FEA		f_u/f_{ksd}
			f_{ksd} (MPa)	P_u ($\times 10^3$ kN)	f_u (MPa)	
S50-N15	15	1	294	185	331	1.13
S50-N19	19	1.25	293	199	347	1.18
S50-N23	23	1.5	293	204	345	1.18
S100-N21	21	1	244	87	311	1.28
S100-N27	27	1.25	241	98	337	1.40
S100-N32	32	1.5	240	100	336	1.40
S150-N26	26	1	208	62	330	1.59
S150-N33	33	1.25	201	63	325	1.62
S150-N39	39	1.5	198	64	325	1.64
S200-N30	30	1	183	44	313	1.71
S200-N38	38	1.25	171	45	310	1.81
S200-N45	45	1.5	167	46	310	1.86

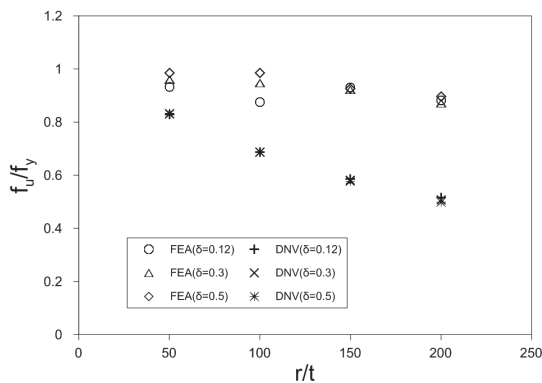


Fig. 9. Effect of area ratio (δ) on axial compressive strength of shell with initial imperfection in the form of buckling mode

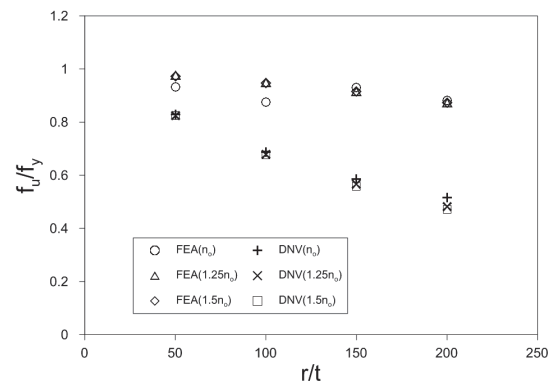


Fig. 10. Effect of number of stiffeners on axial compressive strength of shell with initial imperfection in the form of buckling mode

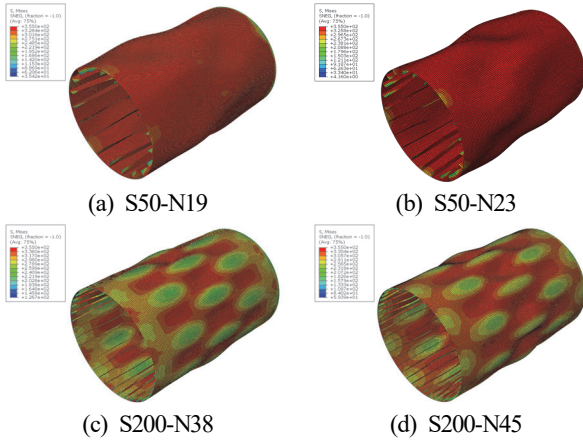


Fig. 11. Effective stress distribution of shell with initial imperfection in the form of buckling mode at ultimate state

태의 압축응력을 감소시킨 때문이다. 아울러, S50~S200 모델에서 보강재 개수가 증가하면 f_u/f_{ksd} 비는 약간 증가하는 경향을 보였다. DNV 압축강도 설계식은 최소 소요 보강재 수를 만족하면 보강재 수의 증가에 따른 압축강도의 증가를 거의 반영하고 있지 않는 것으로 분석된다. 보강재 수가 다른 S50 및 S200 모델에 대한 극한상태에서의 von Mises 유효응력분포를 Fig. 11에 나타내었으며, 극한상태에서 이들 모델의 최대 유효응력은 항복응력인 355MPa에 도달했다. Fig. 11(a), (b)의 패널-보강재 좌굴된 S50-N19 및 S50-N23 모델의 경우 Fig. 8(a)의 셸 좌굴된 S50-N15 모델(S50-A12와 동일)에 비해 보다 폭 넓은 전단면이 항복강도에 도달하였다. Fig. 11(c)-(d)에 대응하는 S200-N38 및 S200-N45 모델의 경우 Fig. 8(c)의 S200-N30(S200-A12와 동일)과 매우 유사한 응력분포를 보이는데, 이들 세 모델은 모두 패널-보강재 좌굴 패턴을 갖고 셸 두께가 상대적으로 얇아 S50 모델에 비해 좁은 영역에서 국부 항복이 발생하였다.

4.2.2 용접 변형을 갖는 셸

Table 1에 제시한 보강 셸 모델에 Fig. 3과 같은 Eurocode 3의 용접에 의한 초기변형을 고려하여 GMNIA 유한요소해석을 수행하였다. 용접에 의한 딴플의 깊이 Δw_o 및 길이 l_{gw} 는 Eurocode 3의 딴플 허용오차(Dimple tolerances) 규정에 따라 $l_{gw} = 25t (\leq 500 \text{ mm})$, $\Delta w_o = U_{ow} l_{gw}$ 를 적용하였다. 여기서, U_{ow} 는 허용오차 매개변수로 제작 품질 등급 (fabrication tolerance quality class)에 따라 결정되며 본 논문에서는 Class C (Normal)로 가정하여 $U_{ow} = 0.016$ 을 사

Table 6. Axial compressive strength of stiffened shell with initial weld dimple for various values of Δw_o

Section	DNV	FEA				f_u / f_{ksd}
	f_{ksd} (MPa)	Δw_o	l_{gw} (mm)	$P_u (\times 10^3 \text{ kN})$	f_u (MPa)	
S50-A12	294	8	500	198	355	1.21
		16		188	336	1.14
		24		174	312	1.06
S100-A12	244	8	500	94	333	1.37
		16		82	293	1.20
		24		72	256	1.05
S150-A12	208	5.3	333	60	322	1.55
		10.7		50	268	1.29
		16.0		43	232	1.12
S200-A12	183	4	250	42	306	1.67
		8		36	255	1.39
		12		31	220	1.22

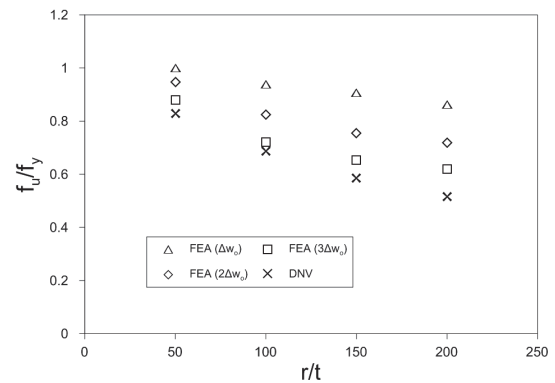


Fig. 12. Effect of dimple depth Δw_o on axial compressive strength of stiffened shell with initial weld dimple

용하였다. S50 모델의 경우 l_{gw} 는 1000mm, Δw_o 는 16mm로 계산되지만 Eurocode 3에서 l_{gw} 를 최대 500mm로 제한하여 이 모델의 l_{gw} 는 500mm, Δw_o 는 8mm로 산정되었다. 용접 변형의 깊이 Δw_o 를 1~3배까지 증가시켜 Δw_o 의 크기에 따른 GMNIA 극한압축강도와 초기변형이 없는 셸의 f_u 를 Table 6에 요약하였으며, 이를 f_y 로 무차원화하여 r/t 비에 따라 Fig. 12에 나타내었다.

Table 6의 결과에 의하면 Δw_o 가 증가할수록 FE해석에 의한 극한압축강도 f_u 는 상당히 감소하는 경향을 보였다. 가장 두꺼운 S50-A12 모델의 경우, 용접딴플의 깊이가 Δw_o 인 모델은 항복강도에 도달하였고, $2\Delta w_o$ 인 모델은 5%, $3\Delta w_o$ 인 모델은 12% 항복강도 대비 압축강도가 감소하였다. r/t

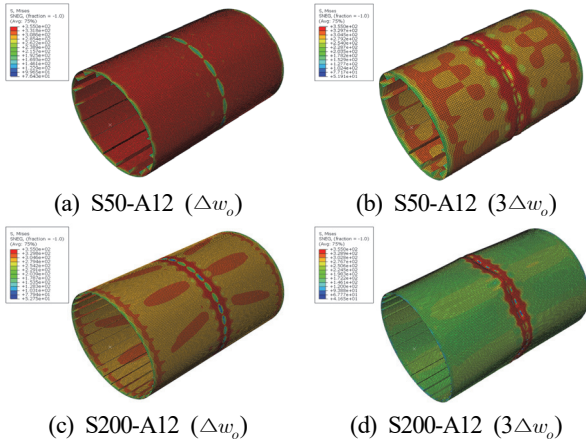


Fig. 13. Effective stress distribution of shell with initial weld dimple at ultimate state

가 가장 큰 S200-A12 모델의 경우, 항복강도 대비 용접딴플의 깊이가 Δw_0 인 모델은 14%, $2\Delta w_0$ 인 모델은 29%, $3\Delta w_0$ 인 모델은 38% 감소하여 r/t 가 큰 모델일수록 f_u 가 더욱 큰 폭으로 감소되었다. 또한, Table 6의 GMNIA FE해석에 의한 f_u 는 DNV의 설계좌굴강도 f_{ksd} 보다 크게 해석되었다. S50-A12 모델의 경우 f_u/f_{ksd} 는 1.06~1.21, S100-A12 모델은 1.05~1.47, S150-A12 모델은 1.12~1.72, S200-A12 모델은 1.22~1.95로 증가하여 쉘의 두께가 얇아질수록 f_{ksd} 는 FE해석 결과에 비해 보다 더 안전측인 것으로 분석되었다.

Fig. 13에는 S50-A12와 S200-A12 모델에서 용접딴플의 깊이가 Δw_0 및 $3\Delta w_0$ 인 경우에 대한 극한상태에서의 von Mises 유효응력 분포를 나타내었다. 이들 모델의 최대 유효응력은 항복응력인 355 MPa에 도달한 것을 Fig. 13은 보여 준다. 상대적으로 쉘의 두께가 두껍고 용접딴플 깊이가 Δw_0 인 S50-A12 모델의 경우는 쉘의 전단면이 항복에 도달하였으며, 용접딴플의 깊이가 $3\Delta w_0$ 로 증가된 모델에서는 원주방향 딴플 주위에서 국부적으로 응력집중 현상이 발생하는 것을 보였다. 쉘의 두께가 상대적으로 얇은 S200-A12 모델의 경우에는 두 경우 모두 원주방향 딴플 주위에서 심한 응력집중 현상이 발생하고 국부항복에 도달하는 것으로 나타났다.

용접 딴플형 초기변형을 갖는 원형단면 쉘에서 종방향보강재와 쉘의 단면적 비가 극한압축강도에 미치는 영향을 분석하기 위해 Table 1에 요약된 모델에 대해 GMNIA 해석을 수행하였다. 해석 대상 쉘은 종방향보강재 개수가 최소 보강재 개수(n_0)이며 δ 를 0.12~0.5의 범위로 변화시킨 모델로

Table 7. Axial compressive strength of stiffened shell with initial weld dimple for various ratios of δ

Section	δ ($= \frac{A}{st}$)	DNV	FEA		f_u / f_{ksd}
		f_{ksd} (MPa)	P_u ($\times 10^3$ kN)	f_u (MPa)	
S50-A12	0.12	294	198	355	1.21
S50-A30	0.30	295	227	349	1.18
S50-A50	0.50	295	263	350	1.19
S100-A12	0.12	244	94	333	1.37
S100-A30	0.30	244	97	333	1.37
S100-A50	0.52	244	130	346	1.43
S150-A12	0.12	208	60	322	1.55
S150-A30	0.31	206	69	318	1.54
S150-A50	0.50	205	82	326	1.59
S200-A12	0.12	183	43	306	1.67
S200-A30	0.31	180	49	302	1.68
S200-A50	0.50	177	58	311	1.76

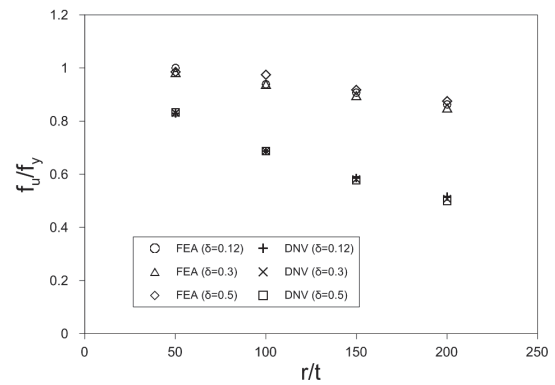


Fig. 14. Effect of area ratio (δ) on axial compressive strength of shell with initial weld dimple

용접 딴플의 깊이는 Δw_0 를 적용하였다. 이들 모델에 대해 FE 해석으로 구한 f_u 및 DNV에 의한 설계좌굴강도 f_{ksd} 를 Table 7에 요약하였다. Fig. 14는 극한압축강도 f_u 및 설계좌굴강도 f_{ksd} 를 f_y 로 무차원화한 값을 r/t 비에 따라 나타낸 그림이다. 모든 해석대상 모델에서 δ 값은 f_u 에 2% 미만의 제한적인 영향만을 미치는 것을 Table 7과 Fig. 14로부터 알 수 있으며 DNV 설계압축강도 또한 δ 값의 영향은 무시할 정도로 미미한 것으로 산정되었다. 종방향보강재 간격이 용접으로 초기 변형된 원형단면 쉘의 극한압축강도에 미치는 영향을 평가하였다. 해석 대상은 Table 2에 나타난 모델로 종방향보강재 개수(n)는 최소 보강재 개수(n_0)와 1.25배 및 1.5배로 증가시킨 모델이며 용접 딴플의 깊이는 Δw_0 를 적용하

여 GMNIA FE해석을 수행하였다.

Table 8에 FE 해석으로 구한 P_u 와 f_u 및 DNV에 의한 설계 좌굴강도 f_{ksd} 계산값을 요약하였고, Fig. 15에는 f_u 및 f_{ksd} 를 f_y 로 무차원화하여 r/t 비에 따라 그래프로 나타내었다. S50 모델의 경우 종방향보강재 개수가 최소보강재 개수의 1.25배 및 1.5배로 증가한 경우 극한압축강도는 거의 차이가 없으며 오히려 약간 감소하는 것으로 해석되었다.

S100, S150 및 S200 모델의 경우 $n = 1.25n_0$ 및 $n = 1.5n_0$ 인 모델의 f_u 는 $n = n_0$ 인 모델 보다 4%~7% 증가하는 것으로 분석되었다. DNV 설계압축강도의 경우, 상대적으로 r/t 가 큰 셸 모델(S150 및 S200)에서 보강재 수의 증가는 f_{ksd} 를 오히려 감소시켜 GMNIA 해석과는 상반된 결과를 보였다.

Table 8. Axial compressive strength of stiffened shell with initial weld dimple for various values of n/n_0

Section	n	$\frac{n}{n_0}$	DNV	FEA		$\frac{f_u}{f_{ksd}}$
			f_{ksd} (MPa)	P_u ($\times 10^3$ kN)	f_u (MPa)	
S50-N15	15	1	294	198	355	1.207
S50-N19	19	1.25	293	204	354	1.208
S50-N23	23	1.5	293	207	350	1.194
S100-N21	21	1	244	94	333	1.365
S100-N27	27	1.25	241	100	341	1.415
S100-N32	32	1.5	240	104	348	1.451
S150-N26	26	1	208	60	322	1.548
S150-N33	33	1.25	201	64	334	1.662
S150-N39	39	1.5	198	67	341	1.722
S200-N30	30	1	183	43	306	1.672
S200-N38	38	1.25	171	46	318	1.860
S200-N45	45	1.5	167	48	328	1.964

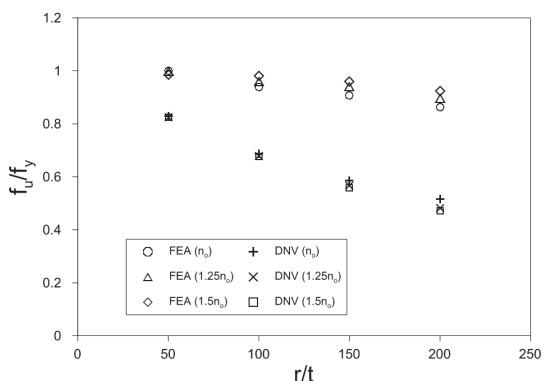


Fig. 15. Effect of number of stiffeners on axial compressive strength of shell with initial weld dimple

4.2.1에서 언급한 바와 같이 보강재 수가 증가함에도 불구하고 f_{ksd} 가 감소한 것은 DNV-RP-C202^[16]는 최소보강재 수를 만족하면 보강재 수의 증가에 따른 압축강도의 증가를 거의 반영하고 있지 않기 때문에 극한압축력은 거의 변화가 없고, 단지 보강재의 추가로 전체 단면적이 증가하여 압축응력이 감소한 때문인 것으로 분석된다.

5. 결론

종방향으로 보강된 원형단면 강재 셸의 극한압축강도를 기하학적 및 재료 비선형 유한요소법을 적용하여 수치적으로 분석하였다. 기하학적 초기결함의 형상은 선형 좌굴해석으로부터 구한 좌굴모드 및 제작 과정에서의 용접으로 발생하는 뒤틀변형을 고려하였다. 보강 셸은 SM520 강재로 제작된 것으로 가정하여 셸의 r/t 비, 초기변형 형상 및 진폭, 보강재의 면적 및 간격 등의 주요 설계 파라미터가 압축력을 받는 보강 셸의 극한압축강도에 미치는 영향을 분석하였다.

좌굴모드형 및 용접에 의한 기하학적 초기결함은 극한압축강도를 감소시켰으며 셸의 두께가 얇아질수록 국부적인 응력집중을 심화시켜 감소폭은 더 큰 것으로 분석되었다. 좌굴모드형 초기변형을 갖는 진폭이 $w_0/t = 1$ 인 셸의 압축강도는 초기결함이 없는 셸에 비해 7%~13%, 유로코드 C등급의 용접 뒤틀변형을 갖는 셸은 0%~14% 감소하였다. 기하학적 초기결함의 정도인 좌굴모드의 진폭이나 용접 뒤틀의 깊이가 증가할수록 보강 셸의 극한압축강도는 크게 감소하는 것으로 해석되었다. $w_0/t = 3$ 인 좌굴모드 초기변형을 갖는 셸의 압축강도는 초기결함이 없는 셸에 비해 27%~34% 감소했으며, 용접뒤틀의 깊이가 유로코드 C등급 규정치의 3배인 셸에서는 12%~38% 감소하였다. 유효폭 내의 셸 단면적과 종방향보강재의 단면적 비(δ)와 보강재 개수의 증가는 기하학적 초기결함에 비하면 극한압축강도에 미치는 영향이 상대적으로 적은 것으로 평가되었다. 좌굴모드형 초기결함을 갖는 셸의 경우 $\delta = 0.12$ 로 보강된 모델에 비해 $\delta = 0.5$ 로 보강된 모델의 압축강도는 2%~13%, 용접뒤틀을 갖는 셸은 1%~4% 증가하였고, 상대적으로 얇은 셸에서는 δ 값의 증가가 압축강도에 미치는 영향이 더욱 적은 것으로 분석되었다. 특히, 좌굴모드형 결함의 경우 보강재의 개수가 증가함에 따라 극한압축강도는 약간 증가하지만 좌굴패턴의 변화가 없는 경우에는 거의 영향이 없었다. 따라서 보강 셸을 설계할 때 종방향보강재의 개수는 설계기준의 최소 기준값 정도로

설계하는 것이 보다 효율적인 것으로 판단된다.

GMNIA 유한요소 해석으로 산정된 극한압축강도를 DNV-RP-C202^[6] 설계기준에 의한 강도와 비교했을 때 설계강도는 안전측으로 분석되었다. FE해석에 의한 압축강도와 비교할 때, DNV 설계강도는 좌굴모드형 초기변형을 갖는 진폭이 $w_o/t=1$ 인 쉘의 경우는 21%~71%, 유로코드 C등급의 용접 뒤틀변형을 갖는 쉘은 21%~67% 안전측으로 분석되었으며 r/t 가 큰 모델일수록 더욱 안전측인 경향을 보였다.

감사의 글

본 연구는 국토교통부 국토교통기술촉진연구사업의 연구비지원(과제번호 12기술혁신E09)에 의해 수행되었으며, 이에 감사드립니다.

참고문헌(References)

- [1] Singer, J. (1976) Buckling, Vibrations and Postbuckling of Stiffened Metal Cylindrical Shells, *Proceedings of BOSS 1976*, Norwegian Institute of Technology, Norway, pp.765-786.
- [2] Dowling, P.J., and Harding, J.E. (1982) *Buckling of Shells in Offshore Structures*, Experimental Behaviour of Ring and Stringer Stiffened Shells, Granada, UK, pp.73-107.
- [3] Croll, J.G.A. (1985) Stiffened Cylindrical Shells Under Axial and Pressure Loading, *Shell Structures: Stability and Strength*, Elsevier Applied Science, UK, pp.19-56.
- [4] Brush, D.O. (1968) Imperfection Sensitivity of Stringer Stiffened Cylinders, *AIAA Journal*, American Institute of Aeronautics and Astronautics, Vol.6, No.12, pp.2445-2447.
- [5] Hutchinson, J.W., and Frauenthal, J.C. (1969) Elastic Postbuckling Behavior of Stiffened and Barreled Cylindrical Shells, *Journal of Applied Mechanics*, American Society of Mechanical Engineers, Vol.36, No.4, pp.784-790.
- [6] Calladine, C.R. (1995) Understanding Imperfection-Sensitivity in the Buckling of Thin-Walled Shells, *Thin-Walled Structures*, Elsevier, Vol.23, pp.215-235.
- [7] Arboez, J., and Hol, J.M.A.M. (1995) Collapse of Axially Compressed Cylindrical Shells with Random Imperfections, *Thin-Walled Structures*, Elsevier, Vol.23, pp.131-158.
- [8] Singer, J., Arboez, J., and Weller, T. (1997) *Buckling Experiments: Experimental Methods in Buckling of Thin-Walled Structures, Volume 1: Basic Concepts, Columns, Beams and Plates*, Wiley, UK.
- [9] Singer, J., Arboez, J., and Weller, T. (2002) *Buckling Experiments: Experimental Methods in Buckling of Thin-Walled Structures, Volume 2: Shells, Built-up Structures, Composites and Additional Topics*, Wiley, USA.
- [10] Teng, J.G., and Rotter, J.M. (2004) *Buckling of Thin Metal Shells*, Spon Press, UK.
- [11] American Institute of Steel Construction (2005) *Specification for Structural Steel Buildings (ANSI/AISC 360-05)*, USA.
- [12] ECCS Technical Committee 8 – Structural Stability (1988) *Buckling of Steel Shells: European Recommendations* (4th Ed.), European Convention for Constructional Steelwork, Belgium.
- [13] Deutsches Institut für Normung (1990) *Structural Steelwork; Analysis of Safety Against Buckling of Shells* (DIN 18800-4), Germany.
- [14] European Committee for Standardization (1999) *Eurocode 3: Design of Steel Structures, Part 1.6: General Rules – Supplementary Rules for the Strength and Stability of Shell Structures* (ENV 1993-1-6: 1999), Belgium.
- [15] American Petroleum Institute (1989) *Recommended Practice for the Planning, Design, and Constructing of Fixed Offshore Platforms* (API RP 2A: 1989, 18th Ed.), USA.
- [16] Det Norske Veritas (2013) *Buckling Strength of Shells* (DNV-RP-C202), Norway.
- [17] Dassault Systèmes Simulia Corp. (2010) *Abaqus/CAE User's Manual, Ver. 6.10*, DSS, USA.

요 약 : 풍력발전 타워용 종방향 보강 원형단면 강재 쉘에 대하여 재료 및 기하학적 비선형 유한요소법(GMNIA)으로 극한압축강도 해석을 수행하였다. 보강 쉘의 반경 대 두께비, 초기변형 형상 및 진폭, 종방향보강재의 면적 및 간격 등의 주요 설계 파라미터가 압축력을 받는 보강 쉘의 극한강도에 미치는 영향을 분석하였으며, DNV 설계기준에 의한 설계좌굴강도와 유한요소해석으로 구한 극한압축강도를 비교하였다. 기하학적 초기결함의 형상은 선형 좌굴해석으로부터 구한 좌굴모드 및 제작 과정에서 용접으로 발생하는 뒤틀 변형을 고려하였다. 해석 대상 보강 쉘의 반경 대 두께비는 50~200이며, 종방향보강재는 횡비틀림좌굴과 국부좌굴이 발생하지 않도록 DNV 설계기준에 따라 두께와 돌출폭을 결정하였다.

핵심용어 : 원형단면 쉘, 종방향보강재, 극한압축강도, 유한요소법, 초기변형