Journal of Korean Society of Steel Construction
Vol.38, No.5, pp.227-237, October, 2026

Check for updates

ISSN(print) 1226-363X ISSN(online) 2287-4054
DOI https://doi.org/10.7781/kjoss.2026.38.5.227

영농형 태양광발전 지지구조물의 지배설계하중 및 좌굴안정성 특성

안진우[1] · 이형덕[2] · 문지호[3] · 김승준[4] · 이호엽[5*]

[1]석사과정, 고려대학교, 건축사회환경공학과, [2]선임연구원, 한국철도기술연구원, [3]부교수, 강원대학교, 토목공학과,
[4]교수, 고려대학교, 건축사회환경공학부, [5]선임연구원, 전력연구원, 융복합연구소

Governing Design Load Cases and Stability Characteristics of Agricultural Photovoltaics Support Structures

An, Jinwoo[1], Lee, Hyeoung-Deok[2], Moon, Jiho[3], Kim, Seungjun[4], Lee, Hoyeop[5*]

[1]Graduate Student, School of Civil, Environmental, and Architectural Engineering, Korea University, Seoul, 02841, South Korea
[2]Senior Researcher, Korea Railroad Research Institute, Uiwang, 16105, South Korea
[3]Associate Professor, Dept. of Civil Engineering, Kangwon National University, Chuncheon, 24341, South Korea
[4]Professor, School of Civil, Environmental, and Architectural Engineering, Korea University, Seoul, 02841, South Korea
[5]Senior Researcher, Convergence Technology Lab., KEPCO Research Institute, Daejeon, 34056, South Korea

Abstract – The agricultural photovoltaic support structure was designed based on the Load and Resistance Factor Design (LRFD) method. To identify the governing design load, fourteen load combinations including dead, snow, and wind loads were established, and linear elastic analysis was performed. The results showed that when wind dominant load combinations were applied, axial forces and bending moments increased simultaneously, resulting in the maximum axial-flexural interaction ratio. Eigenvalue buckling analysis indicated that bracing members experienced the first buckling mode, followed by columns. The minimum eigenvalue of 8.94 was obtained under wind-dominant loading. These results suggest that the structural stability of the agrivoltaic support structure is governed by wind load, while the strength condition of individual members plays a more dominant role in structural safety evaluation than buckling behavior.

Keywords – Agrophotovoltaics (APV), LRFD, Load combination, Buckling analysis, Linear elastic analysis

1. 서 론

지구온난화의 가속화로 인하여 이산화 탄소를 배출하지 않는 신재생에너지 사업에 대한 관심이 증가하고 있다. 그중에서 태양광발전은 다른 신재생에너지 발전보다 제작 및 설치비용이 낮은 장점이 있지만, 많은 전력을 생산하기 위해서는 넓은 면적의 토지가 필요하다는 단점도 존재한다[1]. 이러한 단점을 해결하기 위해 영농형 태양광 산업이 최근 화두에 오르고 있다. 영농형 태양광은 Fig. 1처럼 곡물을 재배하고 있는 논과 밭 위에 태양광 지지구조물 및 태양광 패널을 설치하여 특정 면적으로 들어오는 빛을 이용하여 전력 생산과 작물 생산을 도모하는 형태의 산업으로 농경지, 목초지나 비닐하우스를 포함하는 모든 농경지에 적용할 수 있다[2]. 본 연구에서 사용한 영농형 태양광 설비는 Fig. 2처럼 구성된다. 기둥과 보로 이루어진 지지구조물 상부에 태양광 패널과 패널을 고정하는 부재로 태양광 설비가 구성되어 있다. 또한 상부에 패널 간격 및 배치를 통해 하부 작물 생육에 필요한 일조 면적을 조절한다.

일조 면적을 조절하기 위해 일반적으로 차광률(Shading Ratio, SR) 식 (1)을 사용하며, 국내에서는 주로 차광률을 30 % 정도를 고려하여 설계를 진행한다[3].

$$SR = \frac{Solar\ Panel\ Installation\ Area}{Total\ Land\ Area} \quad (1)$$

국내에서는 영농형 태양광 모듈 설치 시 효율적인 전

Note.-Discussion open until April 30, 2027. This manuscript for this paper was submitted for review and possible publication on June 5, 2026; revised on August 12, 2026; approved on August 19, 2026.
Copyright © 2026 by Korean Society of Steel Construction

*Corresponding author.
Tel. +82-42-865-5337 Fax. +82-42-865-5369
E-mail. hoyeop@kepco.co.kr



Fig. 1. APV module structure

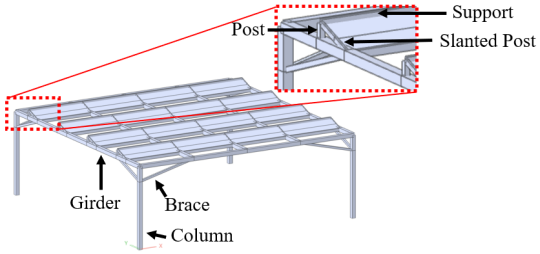


Fig. 2. APV module structure shape and member

력 생산을 위해 태양광 패널의 설치 각도나 패널 면적에 따른 차광률을 고려한 모듈 단위의 태양광 지지구조물을 설계하거나, 구조물 하부에 영농작업을 고려하여 태양광 패널의 설치 높이, 패널 설치 간격을 고려한 모듈 단위의 지지구조물을 설계하는 연구가 주로 진행되었다. 이러한 연구는 주로 허용응력설계법을 사용하여 구조안정성을 검토하였다[4]-[6].

국외에서도 국내와 유사하게 농작물 및 전력 생산성 향상을 위해 태양광 패널 높이와 차광률을 고려한 태양광 모듈 설계 연구가 주로 진행되었다. 이러한 연구에서는 특정 농작물이 지닌 재배 특성을 고려하여 태양광 패널의 설치 높이, 패널 배열 및 설치 간격 등에 따른 차광 환경 변화를 분석하고, 이에 따른 작물의 생육 환경 및 생산성 변화를 모듈 및 실증 단위로 평가하였다[7]-[9].

이렇듯 영농형 태양광 관련 연구는 전력 발전 성능 분석 및 작물 생산 환경에 미치는 영향 평가에 주로 초점이 맞추어져 있으며, 구조물 거동 특성과 관련된 연구 사항은 상대적으로 부족한 편이다. 또한, 대부분의 기존 연구들이 허용응력설계법에 기반을 두고 구조검토를 수행하고 있다.

영농형 태양광 구조물의 합리적인 설계를 위하여는 신뢰성 기반의 하중저항계수설계법(Load and Resistance Factor Design, LRFD)을 적용하는 것이 바람직하다. 또한, 영농형 태양광 구조물의 특성상 작용하중이 일반적인 구조물과 상이하여 지배 하중 및 하중조합에 대한 분석도 필요하다. 이 밖에 영농형 태양광 구조물은 농업 활동과 병행을 위하여 패널 설치 높이가 높으며, 태양광 패널 및 상부 구조물 하중을 지지하는 세장한 부재가 많아 좌굴 안전성 검토도 필수적이다[10].

본 연구에서는 이러한 점에 착안하여 하중저항계수설계법(Load and Resistance Factor Design, LRFD)에 기반한 영농형 태양광 구조물 설계에 대하여 연구하였다. 다양한 하중조합을 고려하여 각 하중조합별 구조물에 대한 영향을 분석하였다. 탄성좌굴 해석을 통해 최소 고유치를 나타내는 하중조합을 도출하고 이를 선형 탄성해석 결과와 비교하여 지배하중조합 및 구조안전성 특성에 대하여 평가하였다.

2. 영농형 태양광발전 지지구조물의 설계기준

여기서는 하중저항계수설계법(Load and Resistance Factor Design, LRFD)인 건축물의 강구조 설계기준(KDS 41 30 10)에 따른 영농형 태양광 발전 지지구조물에 대한 설계법에 대하여 정리하였다.

2.1 LRFD 기반 설계검토식

본 연구에서 참조한 설계기준(KDS 41 30 10)[11]은 하중저항계수설계법(LRFD)을 따르며, 부재 설계 시 식 (2)를 만족해야 한다.

$$\eta\sum\gamma_i q_i \le \phi R_n \tag{2}$$

여기서, η는 하중수정계수, γ_i는 하중계수, q_i는 하중 또는 하중 효과, ϕ는 공칭저항에 곱하는 강도 저항계수이며, R_n는 공칭저항에 해당한다.

2.2 주요하중

영농형 태양광 구조물은 특성상 활하중을 고려하지 않는다. 따라서, 본 구조물 설계에서는 고정하중, 설하중 그리고 풍하중을 설계하중으로 고려하였다. 고정하중은 태양광 패널의 하중 및 지지구조물 자중이 포함된 하중이다. 구조해석 시에는 태양광 패널 하중은 태양광 패널 및 기타 전기설비를 지지하는 부재의 분포면적을

고려하여 절점하중으로 분배되어 재하되었다. 본 연구에서는 지지구조물의 자중은 SS275 (KS D 3503) 표준규격 강재를 사용하였는데, 전기(발전)시설물의 20년 사용주기에 따라 내구성 확보를 위해 후도금처리가 유효할 것으로 판단된다.

설하중은 KDS 41 12 00 (건축물 설계하중)[12]에서 경사지붕설하중(S_s)식인 식 (3)을 사용했다.

$$S_s = C_s \cdot S_f \tag{3}$$

여기서, C_s는 지붕경사도계수이며, S_f는 평지붕설하중에 해당한다.

지붕경사도계수 C_s는 영농형 태양광 패널의 경우 개방된 구조물로서 난방이 되지 않고, 미끄러지기 쉬운 표면을 가지기 때문에 Fig. 3의 난방이 되지 않는 점선에 따라 산정된다.

평지붕설하중 S_f는 식 (4)와 같이 산정한다.

$$S_f = C_b \cdot C_e \cdot C_t \cdot I_s \cdot S_g \tag{4}$$

여기서, C_b는 기본지붕설하중계수로 일반적으로 0.7을 사용하며, C_e는 노출계수, C_t는 온도계수이며, I_s는 중요도계수로 KDS 41 10 05 (건축구조기준 총칙)[13]에서 정의한 중요도 등급별 표에 따른다.

풍하중은 KDS 41 12 00(건축물 설계하중)에서 주골조설계용 지붕풍하중(W_R) 식인 식 (5)를 적용하였다.

$$W_R = q_H G_{pe} C_N A_R \tag{5}$$

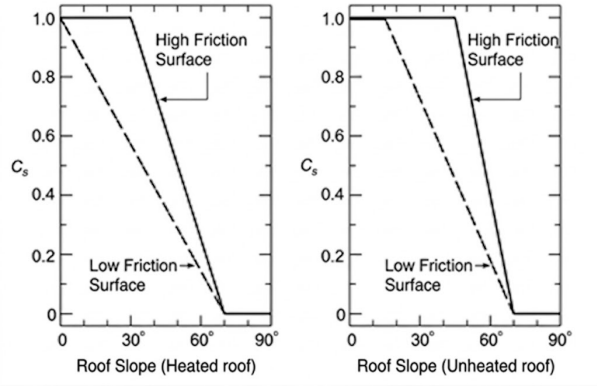


Fig. 3. Roof slope coefficient (KDS 41 12 00)

여기서, q_H는 기준높이 H에 대한 설계속도압, G_{pe}는 지붕의 외압가스트영향계수, C_N는 독립지붕의 순압력계수며, A_R는 지붕보의 유효수압면적에 해당한다.

식 (5)에서 설계속도압 q_H는 식 (6)과 같이 산정한다.

$$q_H = \frac{1}{2}\rho V_H^{\,2} \tag{6}$$

여기서, ρ는 공기밀도, V_H는 설계풍속(m/s)에 해당한다. 식 (5)에서 설계풍속 V_H는 식 (7)과 같이 산정한다.

$$V_H = V_0 K_{zr} K_{zt} I_w \tag{7}$$

여기서, V_0는 기본풍속, K_{zr}는 풍속고도분포계수, K_{zt}는 지형계수이며, I_w는 건축구조물의 중요도계수에 해당한다.

식 (5)에서 순압력계수 C_N는 태양광 패널의 수직으로 상부 및 하부에 작용하는 풍압의 차이를 의미하며, 태양광 패널 경사각 θ 및 풍향각 β에 따라 결정된다. β는 태양광 패널이 경사지게 설치되어 있을 때 바람이 패널의 전면 또는 후면에서 불어오는 방향을 의미한다. Fig. 4와 같이 $\beta = 0°$는 패널의 후면 방향, $\beta = 180°$는 패널의 전면 방향을 나타낸다. 또한 $C_{N,W}$ 및 $C_{N,L}$는 바람의 입사 방향에 따라 패널의 풍상측 반쪽 및 풍하측 반쪽에 대한 순압력을 의미한다. 본 연구의 태양광 패널 경사각도(θ) 20°에 대한 C_N 값은 KDS 41 12 00(건축물 설계하중)의 독립편지붕의 순압력계수 표에서 15°와 30° 사이의 값을 직선보간하여 적용하였으며, 지붕 하부에 충분한 개방 공간이 확보된 것으로 판단하여

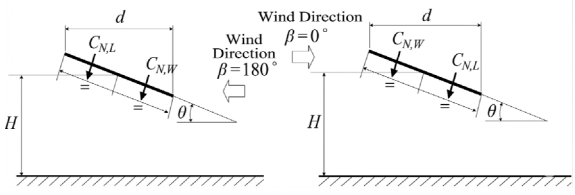


Fig. 4. Load status by roof slope angle (KDS 41 12 00)

Table 1. Net Pressure Coefficients for a roof slope of 20°

Load status	$\beta = 0°$		$\beta = 180°$	
	$C_{N,W}$	$C_{N,L}$	$C_{N,W}$	$C_{N,L}$
A	-1.20	-1.47	1.57	1.77
B	-2.10	-0.17	2.07	0.73

Table 2. Load combination

Case	Load combination
LCB1	1.4*D*
LCB2	1.2*D*+0.5*S*
LCB3	1.2*D*+1.6*S*+0.5 *WYA*(+)
LCB4	1.2*D*+1.6*S*+0.5 *WYA*(-)
LCB5	1.2*D*+1.6*S*+0.5 *WYB*(+)
LCB6	1.2*D*+1.6*S*+0.5 *WYB*(-)
LCB7	1.2*D*+0.5*S*+ *WYA*(+)
LCB8	1.2*D*+0.5*S*+ *WYA*(-)
LCB9	1.2*D*+0.5*S*+ *WYB*(+)
LCB10	1.2*D*+0.5*S*+ *WYB*(-)
LCB11	0.9*D*+ *WYA*(+)
LCB12	0.9*D*+ *WYA*(-)
LCB13	0.9*D*+ *WYB*(+)
LCB14	0.9*D*+ *WYB*(-)

개방 흐름 조건을 적용하였다. 본 연구에 사용된 순압력계수 값은 Table 1과 같다.

하중조합(Load Combination, LCB)은 KDS 41 12 00 (건축물 설계하중)의 한계상태설계법 기본 하중조합을 기반으로 구성하였으며, 풍하중의 세부 작용조건을 반영하여 Table 2와 같이 총 14가지로 세분화하여 고려하였다. Table 2에서 D는 고정하중, S는 설하중, WY는 y 방향으로 작용하는 풍하중을 의미한다. (+)는 풍향각(β)이 180°, (-)는 풍향각(β)이 0°일 때의 풍향을 의미한다. 또한 A와 B는 KDS 41 12 00(건축물 설계하중)의 독립편지붕의 순압력계수 표에서 적용되는 C_N의 두 하중 상태 (가, 나)이다. 이 하중 상태는 풍향에 따라 패널 상·하부에 작용하는 순압력의 분포가 다른 경우이며, Table 1과 같이 각각 다른 순압력계수를 적용한다.

2.3 부재 강도산정

본 연구의 영농형 태양광 설비는 대규모 영농형 태양광 발전 설비로 타 설비에 비해 큰 지간을 가지고 있다. 이에 충분한 휨강성이 필요하며 설계 기준 적용 시 비틀림과 같은 영향을 최소화하여 설계의 안전성을 확보하기 위해 2축 대칭 단면이면서 휨과 비틀림 강성이 우수한 각형 단면을 사용하였다. 관련 설계 기준인 KDS 14 31 10 (강구조 부재 설계기준)[14]에 따라 각관 부재의 강도는 다음과 같이 결정할 수 있다.

인장재의 소요강도(P_u)는 인장재의 저항계수 ϕ_t와 공칭인장강도인 P_n을 곱한 값인 설계강도 이하여야 한다. 설계강도 $\phi_t P_n$ 값은 총단면의 항복한계상태와 유효순단면의 파단한계상태에 대한 식에 산정된 값 중 작은 값으로 한다.

총단면 항복한계상태($\phi_t = 0.90$): $P_n = F_y A_g$ (8)

유효순단면 파단한계상태($\phi_t = 0.75$): $P_n = F_u A_e$ (9)

여기서 P_n은 공칭인장강도, F_y는 항복강도, F_u는 인장강도, A_g는 부재의 총 단면적, A_e는 유효 순단면적이다.

압축재의 소요강도(P_u)는 압축재의 설계강도(ϕP_n)이하여야 한다($P_u \le \phi P_n$). 여기서 $\phi P_n = 0.9 F_{cr} A_g$이다. 설계강도에서 공칭압축강도 P_n은 휨좌굴, 비틀림좌굴, 휨-비틀림좌굴의 한계상태 중 작은 값으로 한다. 다만, 이축 대칭 각관 부재는 휨좌굴에 대해서만 다음과 같이 검토한다.

$$F_{cr} = 0.658^{\frac{F_y}{F_e}} F_y, \quad \text{when } \frac{KL}{r} \le 4.71\sqrt{\frac{E}{F_y}} \text{ or } \frac{F_y}{F_e} \le 2.25 \tag{10}$$

$$F_{cr} = 0.877 F_e, \quad \text{when } \frac{KL}{r} > 4.71\sqrt{\frac{E}{F_y}} \text{ or } \frac{F_y}{F_e} > 2.25 \tag{11}$$

여기서, K는 유효좌굴길이계수, L은 부재의 길이, E는 탄성계수, F_y는 항복응력을 나타내며 F_e는 탄성좌굴강도로 $F_e = \frac{\pi^2 E}{(KL/r)^2}$로 계산된다. 여기서 r는 단면2차반경이다. 다만, 압축부재는 $\frac{KL}{r} \le 200$가 되도록 하여야 한다. 또한, 단면의 국부좌굴 영향을 고려하기 위하여 판 요소의 세장비($\lambda = b/t$)를 검토하여야 한다. 여기서 b는 단면의 폭, t는 단면의 두께를 나타낸다. 이 값이 $1.40\sqrt{E/F_y}$를 초과하는 경우 좌굴강도 산정 시 유효폭 및 유효단면적을 계산하여 적용하여야 한다.

이축 대칭 각관 부재의 휨 설계강도는 KDS 14 31 10 (강구조 부재 설계기준)에 따라 산정하였다. 휨 부재의 공칭휨강도(M_n)는 단면의 항복(소성모멘트), 플랜지 국부좌굴강도 및 웨브 국부좌굴강도의 한계상태 중 최소값으로 산정한다. 단면이 조밀단면(Compact Section)

의 조건을 만족하면 공칭 휨강도(M_n)는 강재의 항복강도(F_y)와 단면의 소성단면계수(Z)의 곱으로 산정된다 ($M_n = F_y Z$). 비조밀단면의 플랜지 또는 웨브일 경우, 폭-두께비에 따라 소성휨강도와 탄성휨강도 사이의 범위에서 휨강도가 선형적으로 감소하도록 평가한다. 세장판 단면의 플랜지를 갖는 경우에는 국부좌굴의 영향이 나타나므로 유효폭을 고려한 유효단면계수를 사용하여 휨강도를 산정한다. 한편, 모멘트 분포가 일정하지 않아 횡비틀림좌굴이 발생할 가능성이 있는 경우, 보정계수 C_b를 추가하여 휨강도를 산정한다. 최종적으로 설계 휨강도는 강도감소계수(ϕ=0.90)를 적용하여 ϕM_n으로 산정하며, 소요휨강도(M_u) 이상이어야 한다 ($M_u \le \phi M_n$).

축력과 휨이 동시에 작용하는 이축대칭 각관 단면 부재는 압축력비에 따라 다음과 같이 안전성을 검토할 수 있다.

$$\frac{P_u}{\phi P_n} + \frac{8}{9}\left(\frac{M_{ux}}{\phi M_{nx}} + \frac{M_{uy}}{\phi M_{ny}}\right) \le 1.0, \quad \text{when } \frac{P_u}{\phi P_n} \ge 0.2 \tag{12}$$

$$\frac{P_u}{2\phi P_n} + \left(\frac{M_{ux}}{\phi M_{nx}} + \frac{M_{uy}}{\phi M_{ny}}\right) \le 1.0, \quad \text{when } \frac{P_u}{\phi P_n} < 0.2 \tag{13}$$

여기서 P_u는 소요압축강도, ϕP_n는 설계압축강도, M_u는 소요휨강도, ϕM_n는 설계휨강도이고, x와 y는 각각 휨모멘트 작용 방향을 의미한다.

3. 선형탄성해석을 통한 구조안전성 평가

3.1 해석대상모델 및 유한요소해석 모델

영농 기계의 원활한 작업공간을 확보하기 위해 대상 모델의 단일 모듈 크기(가로×세로×높이)는 12.5×12.5×4.788 m이며, Fig. 2와 같이 총 6가지 종류의 부재가 사용되었다. 단면의 크기는 Table 3와 같으며 단면 모두 각관(Box) 형태를 사용하였다. 태양광 패널의 크기는 2,465×1,134 mm, 두께는 30 mm이며, Fig. 5처럼 모듈

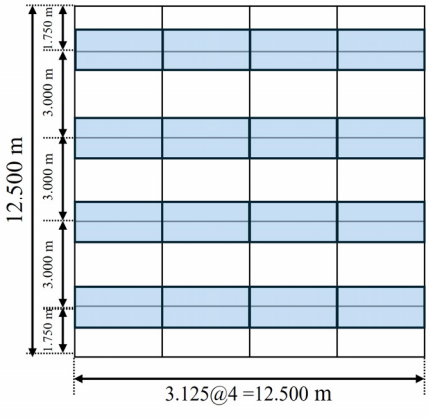


Fig. 5. Solar panel layout geometry

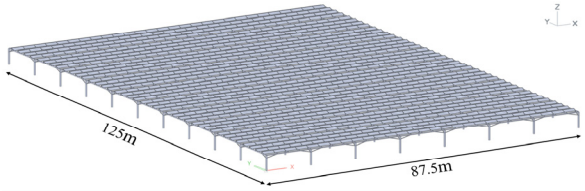
Table 3. APV module section size for each member

Member	Shape - size (mm)
Column	Box-300×300×6
Slanted post	Box-40×40×2.3
Post	Box-125×125×5
Support	Box-125×125×3.2
Girder	Box-200×200×9
Brace	Box-100×100×6

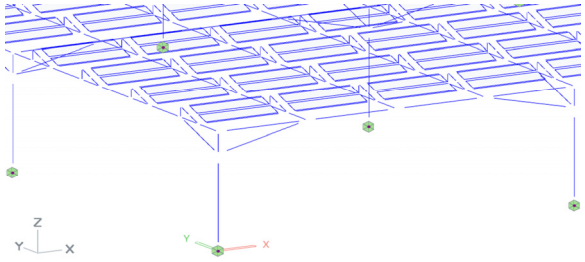
내에서 패널을 4×4=16개로 배치하였다. 설치 예정 단지의 위치는 충청남도 태안군 일대로, 단지 면적은 135×95 m이다. 대상단지 면적을 고려하여 총 10×7=70 모듈을 배치하였으며, 대상 모델의 태양광 패널의 개수는 16×10×7=1,120개가 사용되었다. 이에 해당 모듈의 발전 용량은 711.2 kWp로 추산할 수 있다.

유한요소해석에는 Midas Gen NX[15]를 사용하였으며 구조안전성 및 좌굴안정성 평가를 위해 선형탄성해석과 탄성좌굴해석을 수행하였다.

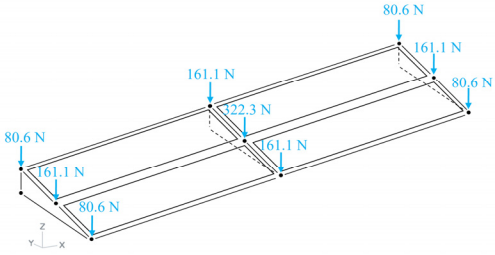
지지구조물은 Fig. 6에서 (a)와 같이 1차원 보(beam)로 표현하였으며, 지지구조물로 풍하중 전달을 위해 태양광 패널은 강성이 없는 dummy plate로 표현하였다. 기둥과 지면이 만나는 곳의 경계조건은 Fig. 6 (b)처럼 병진 및 회전 자유도 전부 구속하였다. 영농형 태양광의 경우 주로 파일 기초를 적용하여 지지력을 확보한다. 이에 본 연구에서는 기초의 지지력 및 안전성이 확보되었다고 가정하고 상부 지지구조물의 구조적 거동에 초점을 두기 위해 기둥 하부를 고정단으로 가정하였다. 또한 부재 간 연결 시 경계조건은 완전 강접으로 가정하였다. 실증화를 진행한 모델의 요소 수는 11,368개이며, 노드는 총 5,135개다. 하중 적용시 자중은 Fig. 6



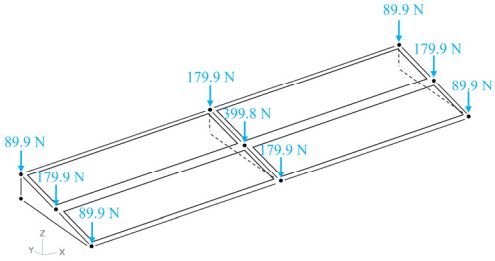
(a) Full-scale Modeling



(b) Boundary Condition

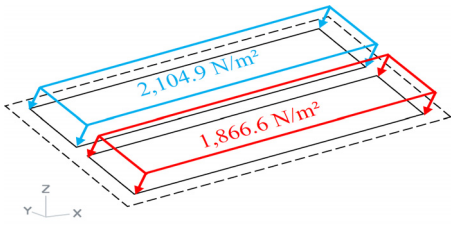


(c) Dead Load (N)

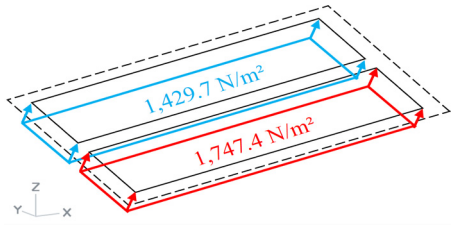


(d) Snow Load (N)

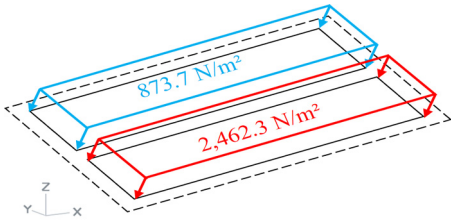
Fig. 6. Structural analysis modeling of APV system



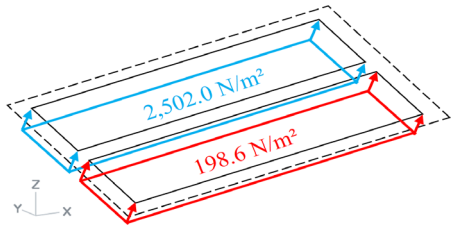
(a) WYA(+) (N/m^2)



(b) WYA(-) (N/m^2)



(c) WYB(+) (N/m^2)



(d) WYB(-) (N/m^2)

Fig. 7. Wind load on the solar panels

(c)처럼 집중 하중으로 주었으며, 패널이 겹치는 구간은 중첩으로 주었다. 설하중은 계산된 식을 활용하여 자중과 마찬가지로 Fig. 6 (d)처럼 집중 하중으로 주었으며 패널이 겹치는 구간은 중첩으로 주었다.

풍하중은 태양광 패널당 수직 방향의 압력 하중으로 주었으며, 4가지 풍하중의 방향 및 하중 값은 Fig. 7과 같다.

3.2 구조안전성 평가

선형탄성해석결과 가장 지배적인 하중조합으로 나타난 LCB 7에 대한 변위, 축력, 휨모멘트 및 각 최대값 및 최소값에 해당하는 지점은 Fig. 8과 같다.

해석 결과, 풍향 β=180°일 때의 하중인 WYA(+) 하중이 변위나 축력 변화에 미치는 영향이 가장 크게 나타났다. 이는 해당 영농형 태양광 지지구조물을 설계하는데 있어 설계에 지배적으로 작용하는 하중은 WYA(+) 하중임을 확인할 수 있다. WYA(+) 하중은 Y축 정방향으로 작용하는 풍하중으로, 펄린 상부에 하항력을 발생시켜 지지구조물 전체에 압축응력과 휨변형을 동시에 유발하는 하중이다.

하중 조합별 검토 결과인 Table 4에 따르면, 고정하중, 설하중 및 풍하중이 복합적으로 발생한 LCB7 (1.2

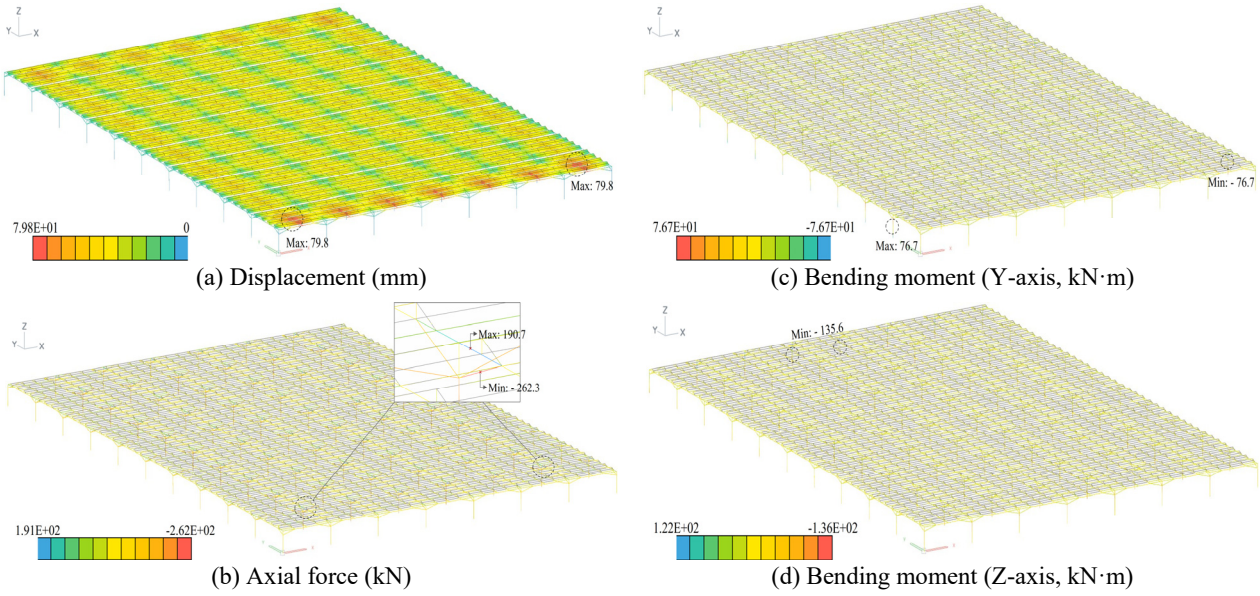


Fig. 8. Linear elastic analysis results (LCB7)

Table 4. Linear elastic analysis results under load combination

Load case	Displacement (mm)		Axial force (kN)		Bending moment (Y-axis) (kN·m)		Bending moment (Z-axis) (kN·m)	
	Max (Ratio to LCB7)	Min	Max (Ratio to LCB7)	Min (Ratio to LCB7)	Max (Ratio to LCB7)	Min (Ratio to LCB7)	Max (Ratio to LCB7)	Min (Ratio to LCB7)
LCB1	29.6(37.1%)	0	61.6 (32.3%)	-85.0 (32.4%)	31.5 (41.1%)	-31.5 (41.1%)	40.7 (33.3%)	-42.4 (31.3%)
LCB2	27.9(35.0%)	0	57.9 (30.4%)	-80.0 (30.5%)	29.6 (38.6%)	-29.6 (38.6%)	38.3 (31.3%)	-39.9 (29.4%)
LCB3	58.8(73.7%)	0	135.6 (71.1%)	-186.8 (71.2%)	58.7 (76.5%)	-58.7 (76.5%)	87.7 (71.7%)	-85.0 (62.7%)
LCB4	16.6(20.8%)	0	46.5 (24.4%)	-64.3 (24.5%)	16.5 (21.5%)	-16.5 (21.5%)	43.1 (35.2%)	-30.6 (22.6%)
LCB5	54.9(68.8%)	0	125.2 (65.7%)	-172.4 (65.7%)	54.9 (71.6%)	-54.9 (71.6%)	80.8 (66.1%)	-76.2 (56.2%)
LCB6	18.8(23.6%)	0	49.6 (26.0%)	-68.7 (26.2%)	19.3 (25.2%)	-19.3 (25.2%)	41.5 (33.9%)	-33.5 (24.7%)
LCB7	79.8(100%)	0	190.7 (100%)	-262.3 (100%)	76.7 (100%)	-76.7 (100%)	122.3 (100%)	-135.6 (100%)
LCB8	23.5(29.4%)	0	67.2 (35.2%)	-49.1 (18.7%)	19.5 (25.4%)	-14.9 (19.4%)	71.3 (58.3%)	-40.6 (29.9%)
LCB9	71.8(90.0%)	0	169.9 (89.1%)	-233.6 (89.1%)	69.1 (90.1%)	-69.1 (90.1%)	108.4 (88.6%)	-117.6 (86.7%)
LCB10	18.0(22.6%)	0	47.4 (24.9%)	-34.8 (13.3%)	15.7 (20.5%)	-14.2 (18.5%)	59.9 (49.0%)	-33.3 (24.6%)
LCB11	71.3(89.3%)	0	172.3 (90.4%)	-237.0 (90.4%)	67.4 (87.9%)	-67.4 (87.9%)	110.2 (90.1%)	-127.8 (94.2%)
LCB12	28.5(35.7%)	0	91.6 (48.0%)	-66.8 (25.5%)	24.3 (31.7%)	-17.4 (22.7%)	72.2 (59.0%)	-42.7 (31.5%)
LCB13	63.4(79.4%)	0	151.5 (79.4%)	-208.3 (79.4%)	59.8 (78.0%)	-59.8 (78.0%)	96.3 (78.7%)	-109.9 (81.0%)
LCB14	21.8(27.3%)	0	69.4 (36.4%)	-50.5 (19.3%)	19.3 (25.2%)	-11.7 (15.3%)	60.8 (49.7%)	-35.4 (26.1%)

Table 5. Max safety check results based on linear elastic analysis for each structural member

Member	Axial force (kN)	Axial strength ratio	Bending moment (kN·m)		Bending strength ratio		Shear strength ratio		COM	Governing load case
			Y-axis	Z-axis	Y-axis	Z-axis	Y-axis	Z-axis		
Column	91.5	0.062	1.2	134.6	0.009	0.954	0.227	0.002	0.993	LCB7
Slanted post	20.5	0.248	0.7	0.01	0.611	0.008	0.001	0.100	0.799	LCB7
Post	8.2	0.014	22.6	3.2	0.844	0.121	0.056	0.682	0.972	LCB7
Support	7.4	0.024	11.6	3.6	0.737	0.225	0.023	0.063	0.974	LCB7
Girder	1.4	0.001	42.4	62.5	0.348	0.512	0.171	0.040	0.861	LCB7
Brace	146.6	0.409	5.8	2.5	0.128	0.345	0.011	0.024	0.830	LCB7

D+0.5S+ WYA(+)) 하중조합이 가장 불리한 설계 조건으로 나타났다. 변위의 경우, 하중이 주로 태양광 패널 부분에 집중되어 있어 패널을 지지하는 거더 및 주변 부재에서 상대적으로 큰 변위가 주로 발생하였으며, 모듈에서 패널 중앙부가 하향으로 변형하며 변위가 발생하였다. 최대 처짐은 주로 풍하중을 먼저 받는 최외측 모듈의 중앙 거더 부재에서 발생하였으며, 최대 인장력 및 압축력은 최외측 모듈이 인접한 모듈들과 접할 때의 거더, 가새 부재에서 주로 발생하였다. 또한 최대 휨모멘트는 외곽 기둥 부재의 하단부에서 주로 발생하였다.

Table 5는 각 부재 별 최대내력 및 강도비(각 하중조합에 의한 부재 내력과 설계 강도간의 비율)를 내력종류별로 나타내고 있다. 강도비 분포를 살펴보면, 축력이나 전단 등 부재의 개별 강도비보다 조합응력비(COM)가 상대적으로 높은 비율로 보였다. 이는 본 구조물의 설계에서 조합력에 의한 효과가 강도 설계 측면에서 지배적인 설계 요소로 작용함을 의미한다. 여기서 COM은 식 (12) 및 식 (13)으로 산출된 최대 조합응력비(Maximum Combined Interaction Ratio)로, 부재의 압축강도와 휨강도가 동시에 반영된 지표이며, 단면의 크기 변화에 따라 변화할 수 있다.

COM이 크게 나타나는 위치는 주로 풍하중을 직접적으로 받는 외곽 모듈 쪽에 집중되어 있다. 기둥 부재의 경우 외측 기둥에서 높은 비율을 나타냈으며, 거더와 가새 및 다른 부재들은 최외측 모듈이 인접한 모듈과 접하는 지점에서 높은 비율을 보였다.

특히 기둥 부재의 경우 축력비는 0.062로 낮게 나타났으나, 휨모멘트의 영향으로 COM이 0.993에 도달했다. 이는 기둥 부재가 본 구조물의 강도 설계에 지배적인 영향을 끼치는 부재임을 의미한다. 이렇게 기둥 부재의 COM이 큰 원인으로, 지지구조물의 특성상 하부 영농 공간 확보를 위해 기둥 높이가 높게 설계됨에 따라 풍하중에 의한 모멘트 영향이 큰 것을 의미한다.

4. 탄성좌굴해석을 통한 구조안정성 평가

KDS 14 31 10 (강구조 부재 설계기준)에서는 부재의 세장비 및 단면 특성에 따른 좌굴을 고려하여 부재의 설계 강도를 산정하도록 명시되어 있다. 이는 개별 부재 단위에서 발생할 수 있는 좌굴을 고려한 설계기준이다. 그러나 여러 모듈이 조합되어 하나의 시스템을 이룬 경우, 부재 단위의 설계 검토와 시스템 전체의 좌굴 거동이 동일하게 반영한다고 보기는 어렵다. 따라서 부재 단위의 설계 검토와 함께 시스템 차원의 좌굴 안전성 평가가 필요하다. 또한 본 연구에서 수행한 고유치 좌굴 해석은 선형 탄성해석을 기반으로 수행되므로 초기결함, 재료 및 기하 비선형성 등 실제 구조물에서 발생하는 비선형성 거동 특성은 반영하지 않는다. 따라서 산정된 고유치는 구조물의 상대적인 좌굴 안전성과 좌굴 발생 경향을 비교 및 평가하기 위한 지표로 활용되었다.

4.1 각 하중조합 별 고유치 및 좌굴 형상

Table 2의 하중조합을 가지고 좌굴 해석을 수행하였고, 각 하중조합에 따른 좌굴 발생 시 고유치를 Table 6과 같이 표로 정리하였다. Table 6에서 “Single member buckled”는 단일 부재가 좌굴이 시작되는 최초 모드에서의 고유치이며, “Multi member buckled”는 복수 부

재가 좌굴이 시작되는 최초 모드에서의 고유치를 의미한다. 선형탄성해석 결과와 마찬가지로 LCB7 하중조합에서 최소 고유치가 나오는 것을 확인할 수 있다. Fig. 9과 같이 좌굴 형상 특징으로, 초기 모드에서는 가새로 지지되지 않아 상대적으로 유효좌굴길이가 긴 외측 거더부재에서 좌굴이 발생하고, 고차모드에서 여러 모듈을 지지하는 기둥을 중심으로 인접한 가새 및 거더에서 좌굴이 발생하는 경향을 보였다.

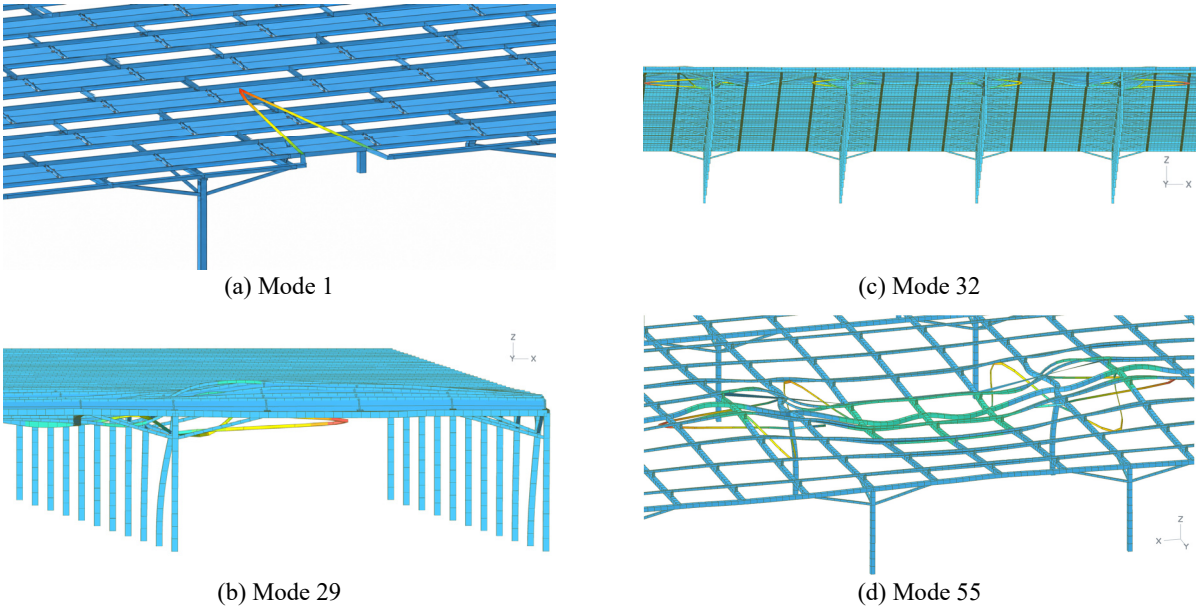
Table 6. Minimum Eigenvalue under each load combination

Load combination	Minimum eigenvalue	
	Single member buckled	Multi members buckled
LCB1	19.42	29.88
LCB2	20.13	30.87
LCB3	8.06	12.79
LCB4	41.65	47.75
LCB5	8.61	13.93
LCB6	40.93	45.94
LCB7	5.75	8.94
LCB8	19.85	34.2
LCB9	6.33	10.12
LCB10	33.77	43.27
LCB11	6.35	9.79
LCB12	14.90	29.79
LCB13	7.07	11.23
LCB14	21.59	36.45

4.2 영농형 태양광 지지구조물의 좌굴특성 및 취약부재 분석

여러 부재의 좌굴 거동에서 가장 낮은 최소고유치를 보이는 LCB7의 좌굴 형상을 살펴보면, 주로 가새 부재에서 좌굴 발생 빈도가 높으며, 다음으로 기둥 부재 순서로 나타난다. 이러한 좌굴 발생 순서는 선형탄성해석 결과인 각 부재의 세장비 및 축력비와 연관이 있다. LCB7 하중조합 상에서 가새의 세장비는 85.1, 축력비는 0.409이며, 기둥의 세장비는 30, 축력비는 0.062에 해당한다. 이는 가새 부재가 기둥 부재보다 풍하중에 의한 횡력 저항을 많이 수행하면서도, 상대적으로 세장한 특성을 가지기에 지지구조물 부재 중 가장 먼저 좌굴이 발생하는 것을 의미한다.

한편, LCB7의 최소고유치는 8.94로, 이는 여러 부재의 좌굴 거동을 유발하는 임계 하중이 설계하중의 약 9배 수준임을 의미한다. 그러나 좌굴 발생 빈도가 높은 가새 부재의 최대 축력비는 0.409로, 이는 부재 단위 설계 측면에서는 하중이 약 2.44배 증가 시 한계상태에 도달함을 의미한다. 결과적으로 본 구조물은 좌굴에 의한 구조안정성 측면보다는 단면 항복 등 부재 단위의 구조안전성이 설계를 지배한다고 분석할 수 있다. 특히, 압축력을 크게 받는 기둥부재라 하더라도 축력보다는 휨모멘트가 단면 설계에 지배적인 요소로 작용하는 것을 다시 한번 확인할 수 있다.



(a) Mode 1 (c) Mode 32

(b) Mode 29 (d) Mode 55

Fig. 9. Buckling mode shape under LCB7

5. 결 론

본 연구에서는 국내 영농형 태양광발전 지지구조물의 지배 설계하중 및 좌굴 안정성 특성을 파악하기 위해 실증규모의 구조물을 대상으로 구조안전성을 검토하였다. LRFD 기반으로 부재를 설계하고, 여러 하중조합으로 선형탄성해석 및 탄성좌굴 해석을 수행하여 다음과 같은 결론을 도출하였다.

(1) 선형탄성해석 결과 영농형 태양광 지지구조물에 지배적으로 작용하는 하중조합은 풍하중이 주된 성분인 LCB7 하중조합임을 확인하였다. 부재 내력 검토 결과 모든 부재가 설계 강도 이내인 조합응력비(COM) 1.0 미만을 유지하였으며, 특히 기둥 부재에서 조합응력비가 0.993으로 산출되어 강도 측면에서 설계에 가장 지배적인 부재로 나타났다.

(2) 좌굴 해석 결과 Mode 1에서는 주로 외측 거더 부재에서 좌굴이 발생하였으며 고차모드로 넘어갈수록 여러 모듈을 지지하는 기둥을 중심으로 인접한 가새 및 거더에서 좌굴이 발생하는 경향을 보였다. 최소 고유치를 보인 하중조합은 선형 해석과 동일한 LCB7 하중조합으로 나타났으며, 이때 산출된 최소 고유치는 8.94이다. 본 구조물의 구조안전성은 좌굴 거동보다는 개별 부재의 강도 조건에 의해 지배적으로 작용 됨을 확인하였다.

(3) 본 연구에서는 극한한계상태의 하중조합을 중심으로 구조성능을 평가하였기에 사용성한계상태 기반으로 구조성능을 분석하기에는 한계가 있다. 따라서 향후 연구에서는 사용성한계상태 기반 하중조합 및 허용조건을 연구할 필요가 있다.

감사의 글

본 연구는 한국전력공사 전력연구원의 ‘한전형 영농형 태양광 최적화 구조설계기술 개발(R24EA10)’ 과제 지원을 받아 연구되었습니다. 지원에 감사드립니다.

참고문헌(References)

[1] Cho, M., Park, C., Choi, Y., and Choi, J. (2026) Assessment of Technical Solar Power Potential under Policy-Based Spatial Scenarios Considering Ecosystem Conservation, *Journal of Climate Change Research*, KSCC, Vol.17, No.1, pp.121−135, https://doi.org/10.15531/KSCCR.2026.17.1.121 (in Korean).

[2] Jang, S.J., Park, J., and Yi, J. (2024) Characteristics and Research Trend of Agrivoltaics, *Current Photovoltaic Research*, KPVS, Vol.12, No.3, pp.74−79 (in Korean).

[3] Nam, J., and Ryu, K. (2025) Review of Domestic and International Standards for Agrivoltaics Installation and Recent Trends in Domestic Amendments, *The Korean Institute of Electrical Engineers*, KIEE, Vol.74, No.10, pp.20−24 (in Korean).

[4] Jang, S.J., Park, J., Kim, Y., and Yi, J. (2025) Changes in Electrical Characteristics and Crop Yields of Agricultural Solar Systems Based on Module Installation Environment, *Current Photovoltaic Research*, KPVS, Vol.13, No.4, pp.192−199 (in Korean).

[5] Lee, S., Choi, W., Kim, D., Kim, T., Jeong, Y., Lee, J., and Son, Y. (2022) Integral Design and Structural Analysis for Safety Assessment of Domestic Specialized Agrivoltaic Smart Farm System, *Journal of the Korean Society of Agricultural Engineers*, KSAE, Vol.64, No.4, pp.21−30 (in Korean).

[6] Kwon, O.-H., and Lee, K. (2021) Agrophotovoltaic Designs: Irradiation Analysis on and under PV Modules, *Journal of the Korean Solar Energy Society*, KSES, Vol.41, No.2, pp.9−23 (in Korean).

[7] Zhang, L., Gong, J., Yang, Z., Wu, X., Wang, W., Yang, C., Xu, G., Wu, C., and Bao, E. (2025) Evaluating the Contribution of Decreasing Heights of Photovoltaic Panels on Light Environment and Agricultural Production in Agrivoltaic Systems, *Journal of Cleaner Production*, Elsevier, Vol.495, 145091.

[8] Willockx, B., Reher, T., Lavaert, C., Herteleer, B., Van de Poel, B., and Cappelle, J. (2024) Design and Evaluation of an Agrivoltaic System for a Pear Orchard, *Applied Energy*, Elsevier, Vol.353, 122166.

[9] Amaducci, S., Yin, X., and Colauzzi, M. (2018) Agrivoltaic Systems to Optimise Land Use for Electric Energy Production, *Applied Energy*, Elsevier, Vol.220, pp.545−561.

[10] White, D.W., Jeong, W.Y., and Toğay, O. (2016)

Comprehensive Stability Design of Planar Steel Members and Framing Systems via Inelastic Buckling Analysis, *International Journal of Steel Structures*, Springer, Vol.16, No.4, pp.1029−1042.

[11] Ministry of Land, Infrastructure and Transport (2022) *Design Standard for Steel Buildings*, KDS 41 30 10: 2022, MOLIT (in Korean).

[12] Ministry of Land, Infrastructure and Transport (2022) *Design Loads for Buildings*, KDS 41 12 00: 2022, MOLIT (in Korean).

[13] Ministry of Land, Infrastructure and Transport (2024) *General Provisions for Building Structural Design*, KDS 41 10 05: 2024, MOLIT (in Korean).

[14] Ministry of Land, Infrastructure and Transport (2024) *Design Standard for Steel Members (LRFD)*, KDS 14 31 10: 2024, MOLIT (in Korean).

[15] MIDAS Information Technology (2023). *Midas Gen: Integrated Structural Analysis and Design System for Buildings and General Structures*, MIDAS IT (in Korean).

요 약 : 하중저항계수설계법을 기반으로 영농형 태양광발전 지지구조물을 설계하였다. 지배 설계하중을 도출하기 위해 고정하중, 설하중, 풍하중을 포함한 14가지의 하중조합을 구성하였고, 선형탄성해석을 수행하였다. 그 결과, 풍하중이 지배적인 하중조합일 때 지지구조물에 축력과 휨모멘트가 동시에 증가하여 축력-휨의 조합응력비가 최대임을 확인하였다. 또한 좌굴 해석 수행 시 구조물의 가새, 기둥 부재 순서로 가장 많은 좌굴 현상이 나타났으며, 선형탄성해석 결과와 마찬가지로 풍하중이 지배적인 하중조합일 때 가장 낮은 고유치 값인 8.94로 나타난 것을 확인하였다. 따라서 영농형 태양광 지지구조물의 안정성은 풍하중에 의해 결정되며, 좌굴 거동보다 개별 부재의 강도 조건이 구조안전성 평가에 지배적으로 작용함을 나타냈다.

핵심용어 : 영농형태양광, 하중저항계수설계법, 하중조합, 좌굴해석, 선형탄성해석