

폭설시 대변위해석을 이용한 온실의 피해원인 분석

The Cause Analysis of Greenhouse Damage for Heavy Snow using Large Displacement Analysis

박순웅* 이종원* 이석건** 이현우** 최재혁***
Park, Soon-eung Lee, Jong-won Lee, Suk-gun Lee, Hyun-woo Choi, Jae-hyounk

요약

최근에 폭설로 인한 온실의 붕괴가 빈번해져서 농가의 피해가 증가되고 있다. 하지만 폭설로 인한 온실의 붕괴를 막기 위한 정확한 구조해석에 대한 연구가 미약하여 매년 농가의 피해는 되풀이 되고 있다. 기존 온실의 구조해석 방법은 미소변위에 기초한 선형탄성해석으로 이루어지고 있다. 그러나, 실제 온실의 강성은 건축 구조물의 강성에 비해 상당히 약하지만 하중은 폭설에 의해 상대적으로 크게 작용하여 변형이 크게 발생하고 구조물의 기하학적 형태가 변하므로 변형률-변위 관계가 비선형 거동을 한다. 본 연구에서는 폭설에 따른 온실의 붕괴를 막기 위하여 농가에서 많이 사용되는 농가 지도형 G형 단동온실과 농가보급형인 1-2W 기본형 연동온실에 대해 시간에 따른 하중단계별 기하학적 비선형 효과를 고려하여 온실의 정확한 거동분석과 구조적 안전성을 평가하는데 대변위해석 방법을 제시하고자 한다.

Abstract

The collapsing accidents of pipe greenhouses in the farmhouse have been increased due to heavy snow load. However, the study on exact structure analysis to prevent the collapse of pipe greenhouses is rare and the damage of the farmhouse is annually repeated. The method of existing structure analysis is basically made of linear elastic analysis based on the micro displacement. But the actual stiffness of the pipe greenhouse is significantly weaker than the stiffness of buildings and the load acting on the greenhouses gets to become relatively bigger. It means that the geometry shape of greenhouses changes so that the relation of strain-displacement gets to indicate a nonlinear behavior. Therefore, this study is performed to evaluate the structural safety so as to prevent the collapse of pipe greenhouses, which are the single-span greenhouse(farmhouse guidance shape, G) and multi-span greenhouse(farmhouse supply shape, 1-2W), by performing the large-displacement analysis considering nonlinear effects.

키워드 : 대변위해석, 온실, 적설하중, 기하학적 비선형

Keywords : Large displacement, Greenhouse, Snow load, Geometric nonlinear

1. 서론

최근 들어 온실은 해마다 폭설로 인한 파손으로 막대한 경제적 손실을 입고 있다.⁵⁾ 2001년 기상재해 이후 온실의 구조안전과 구조설계기준설정, 자재의 규격화 및

표준화에 관한 연구가 일부 수행된바 있으나, 경제적인 설계에 관한 구체적인 연구자료 또한 미비하여 온실의 설치가 관행적으로 이루어지고 있다. 특히 온실에 대한 구조물로서 공학적 해석이나 설계에 관심이 부족하여 연구가 미비한 실정이다. 따라서, 온실산업과 시설원예의 경쟁력을 강화하기 위해서는 폭설에 의한 온실 구조의 안전성을 향상시킬 수 있는 구조공학적 연구가 필요한 실정이다. 온실의 강성은 일반적인 건축 구조물의 강성

* 정희원 · 경북대학교 농업토목공학과 연구원, 공학박사

Tel: 053-950-6445 Fax: 053-950-6428

E-mail : plastic2@ync.ac.kr

** 정희원 · 경북대학교 농업토목공학과 교수, 공학박사

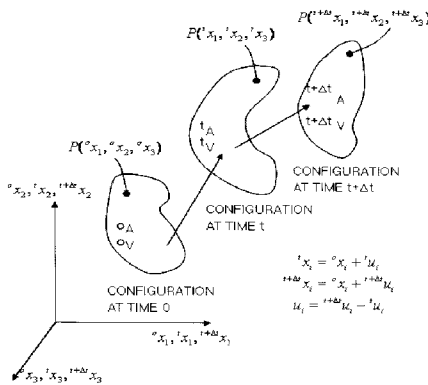
*** 정희원 · 조선대학교 건축공학과 교수, 공학박사

에 비해 상당히 약하지만 폭설등에 의한 큰 하중을 버텨야 하는 특징을 지니고 있다. 현재 농가에 설치된 온실은 아치 형태이지만 폭설같은 연직하중에 대해 아치거동보다는 프레임 거동을 하는 취약한 구조시스템이다.⁷⁾ 또한 파이프 온실은 보통의 건축 구조물에 비해 변형량이 상당히 증가하여도 구조물의 붕괴를 정의하는 시점은 더욱 길게 보는 경향이 있다. 이러한 폭설에 의한 과도한 변형은 온실이 붕괴되지 않더라도 작물재배에 따른 사용성에 문제가 발생한다.⁸⁾ 하지만 현재의 온실 구조물의 구조해석 방법은 선형해석 및 P-Δ효과에 의한 변위의 과소 평가로 인해 이러한 붕괴와 사용성 문제를 초래하고 있다.^{10),11)} 또한, 시간에 따라 적설량이 증가하므로 하중 단계별 해석이 필요하다. 따라서, 실제 거동에 가까운 하중 단계별 기하학적 비선형을 고려한 구조해석을 수행하여야 한다.

본 연구에서는 폭설에 의한 피해를 줄이기 위해농가지도형 G형 단동온실과 농가보급형인 1-2W 기본형 연동 온실에 대해 기하학적 비선형 구조해석을 수행하여 정확한 온실의 거동과 피해원인 분석을 통해 온실의 구조안전성을 평가하기 위한 대변위해석^{2),3)}의 타당성을 제시하고자 한다.

2. 대변위해석

본 연구에서 적용한 대변위해석의 이론은 다음과 같다. 기하학적 비선형 해석에서 변형이 생기는 동안 구조물의 기하학적 형상이 변하므로 변형 전의 형상(초기 형상)과 변형 후의 형상을 (그림 1)에 나타내고 있다.



〈그림 1〉 co-ordinate 시스템의 강체변위

2.1 증분 Total Lagrangian(T.P)와 Updated Lagrangian(U.P)의 연속체 정식화

Total Lagrangian 방정식의 정적 및 운동학적 변수는 시간 0에서의 초기형상과 관계가 있다. 시간에서 강체의 평형은 가상변위의 원리에 의해서 다음 식과 같이 나타낼 수 있다.

$$\int_{oV} {}^{t+\Delta t} S_{ij} \delta {}^{t+\Delta t} \epsilon_{ij} \, dv = {}^{t+\Delta t} Y \quad (1)$$

여기서, ${}^{t+\Delta t} Y$ 는 전체 외부 가상 일이며, 표면력의 구성요소 ${}^{t+\Delta t} t_k$ 와 강체력의 구성요소 ${}^{t+\Delta t} f_k$ 로 이루어진다.

$${}^{t+\Delta t} Y = \int_{oA} {}^{t+\Delta t} t_k \delta u_k \, da + \int_{oV} {}^o \rho {}^{t+\Delta t} f_k \delta u_k \, dv \quad (2)$$

(1)식과 (2)식의 δu_k 는 현재의 변위성분이며 ${}^{t+\Delta t} u_k$ 와 ${}^{t+\Delta t} \epsilon_{ij}$ 는 초기형상과 관련된 시간 $t + \Delta t$ 일 때의 형상에 대한 Green-Lagrange 변형률 텐서이다. ${}^{t+\Delta t} S_{ij}$ 는 $t + \Delta t$ 의 형상에 대한 2차 Piola-Kirchhoff 응력이며, 시간 0에서의 형상은 아래 식과 같이 나타낼 수 있다.

$${}^{t+\Delta t} \epsilon_{ij} = \frac{1}{2} ({}^{t+\Delta t} u_{i,j} + {}^{t+\Delta t} u_{j,i} + {}^{t+\Delta t} u_{k,i} + {}^{t+\Delta t} u_{k,j}) \quad (3)$$

$${}^{t+\Delta t} S_{ij} = \frac{{}^o \rho}{{}^{t+\Delta t} \rho} {}^{t+\Delta t} \tau_{kl} \frac{\partial x_{i,k}}{\partial x_{j,l}} \quad (4)$$

여기서, ${}^{t+\Delta t} x_{i,j} = \partial^o x_i / \partial {}^{t+\Delta t} x_j$ 와 ${}^{t+\Delta t} \tau_{kl}$ 는 시간 $t + \Delta t$ 에서 Cauchy 응력텐서의 성분이다.

응력 ${}^{t+\Delta t} S_{ij}$ 와 변형률 ${}^{t+\Delta t} \epsilon_{ij}$ 는 미지수이며, 아래 식과 같은 증분형태로 분해해서 값을 구한다.

$${}^{t+\Delta t} S_{ij} = {}^t S_{ij} + {}^o S_{ij} \quad (5)$$

$${}^{t+\Delta t} \epsilon_{ij} = {}^t \epsilon_{ij} + {}^o \epsilon_{ij} \quad (6)$$

여기서, ${}^t S_{ij}$ 와 ${}^t \epsilon_{ij}$ 는 시간 t 형상에 대한 Green-Lagrange 변형률과 2차 Piola-Kirchhoff 응력이다.

식(6)으로부터 ${}^{t+\Delta t} \epsilon_{ij} = \delta_o \epsilon_{ij}$ 이다. 변형률 증분요소는 선형과 비선형으로 나눌수 있으며 아래 식과 같다.

$${}_o \epsilon_{ij} = {}_o e_{ij} + {}_o n_{ij} \quad (7)$$

여기서,

$${}_o e_{ij} = \frac{1}{2} [({}_o u_{i,j} + {}_o u_{j,i}) + ({}^t u_{k,i} {}_o u_{k,j} + {}^t u_{k,j} {}_o u_{k,i})] \quad (8)$$

$${}_o n_{ij} = \frac{1}{2} ({}_o u_{k,i} {}_o u_{k,j}) \quad (9)$$

텐서 성분 ${}_o C_{ijrs}$ 는 증분 Green-Lagrange 변형률에 대한 증분 2차 Piola-Kirchhoff 응력의 구성관계에 사용되어진다.

$${}_o S_{ij} = {}_o C_{ijrs} {}_o \epsilon_{rs} \quad (10)$$

(5)식 - (10)식을 사용하여 (1)식을 변환하면 아래식과 같다.

$$\begin{aligned} & \int_{oV} {}_o C_{ijrs} {}_o \epsilon_{rs} \delta_o \epsilon_{ij} {}^o dv + \int_{oV} {}^t S_{ij} \delta_o n_{ij} {}^o dv \quad (11) \\ & = {}^{t+\Delta t} \Upsilon - \int_{oV} {}^t S_{ij} \delta_o e_{ij} {}^o dv \end{aligned}$$

(11)식에서 증분 변위 u_i 가 비선형이나 근사값 ${}_o S_{ij} = {}_o C_{ijrs} {}_o \epsilon_{rs}$ 와 $\delta_o \epsilon_{ij} = \delta_o e_{ij}$ 에 의해서 선형화 시키면 다음 식과 같다.

$$\begin{aligned} & \int_{oV} {}_o C_{ijrs} {}_o \epsilon_{rs} \delta_o e_{ij} {}^o dv + \int_{oV} {}^t S_{ij} \delta_o n_{ij} {}^o dv \quad (12) \\ & = {}^{t+\Delta t} \Upsilon - \int_{oV} {}^t S_{ij} \delta_o e_{ij} {}^o dv \end{aligned}$$

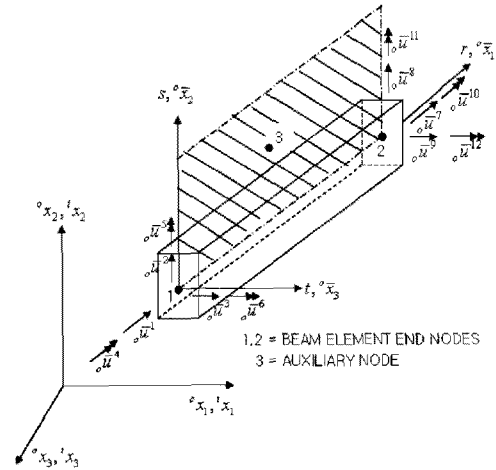
Updated Lagrangian 공식은 T.P 방정식의 증분 응력과 변형률을 사용하지만 모든 변수는 시간에서의 형상과 관계가 있다. 즉 Cauchy 응력은 힘과 변형 후 면적의 관계를 나타낸다. (12)식을 U.L 평형방정식으로 나타내면 다음 식과 같다.

$$\begin{aligned} & \int_{tV} {}^t C_{ijrs} {}^t \epsilon_{rs} \delta_t e_{ij} {}^t dv + \int_{tV} {}^t \tau_{ij} \delta_t n_{ij} {}^t dv \quad (13) \\ & = {}^{t+\Delta t} \Upsilon - \int_{tV} {}^t \tau_{ij} \delta_t e_{ij} {}^t dv \end{aligned}$$

2.2 Updated Lagrangian에 의한 보 요소의 정식화

일반적인 3차원 보 요소는 앞절에서 정리된 연속체 이론에 기초하여 정식화되며 <그림 2>와 같다.

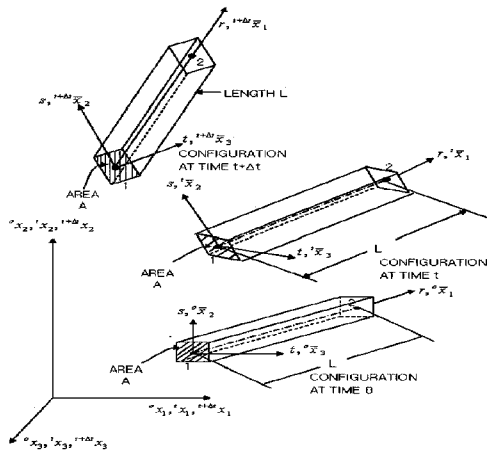
단면은 변형후에도 평면을 유지하지만 길이방향에 대해서는 직각이 아니다. 길이방향에 대해서 직각이 아닌 것은 단면에서 전단이 고려되기 때문이다.



<그림 2> 국부 co-ordinate축의 3차원 보 요소

보 요소는 변형과 회전은 크지만 변형률은 작다고 가정되어진다. <그림 2>에서 국부 co-ordinate r, s, t 축에 의해서 주단면 2차 모멘트가 정의된다. 요소의 단부 절점 2개와 제 3의 부가적인 절점이 추가되며, $r - s$ 평면의 계산은 절점 1,2,3에 의해서 정의된다.

강체변위의 증분 평형방정식 (12)식과 (13)식은 전체 co-ordinate 시스템 ${}^t x_i, \tau = 0$ or t 에 상응한다. <그림 3>은 보 요소에서 전체 co-ordinate 시스템에 대한 부 co-ordinate축의 관계를 나타내고 있다.



〈그림 3〉 3차원 보 요소의 전체 Co-ordinate시스템에 대한 국부 Co-ordinate축의 관계 국부 주축 τ_{x_i} 에 대한 유한요소 매트릭스는 co-ordinate 시스템의 정적 및 운동학적인 양에 의해서 구해진다. (12)식과 (13)식을 사용하여 보 요소의 강성매트릭을 구할 수 있으며 아래 식과 같다.

$$({}^t K_L + {}^t K_{NL})u = {}^{t+\Delta t} R - {}^t F \quad (14)$$

여기서, ${}^t K_L$, ${}^t K_{NL}$ 는 선형, 비선형 변형률 증분 강성 매트릭스이며, ${}^{t+\Delta t} R$ 는 시간 $t + \Delta t$ 에서 요소의 절점에 작용하는 외부하중이다. ${}^t F$ 는 시간 t 에서 요소 응력에 대한 등가 절점력 벡터이고 u 는 증분 절점력 벡터이다.

(14)식에서 요소 매트릭스는 변위 보간함수에 의해서 구해지며 아래 식들과 같다.

$${}^t \bar{K}_L {}^t \bar{u} = \left(\int_V {}^t \bar{B}_L^T {}^t \bar{C} {}^t \bar{B}_L dv \right) {}^t \bar{u} \quad (15)$$

$${}^t \bar{K}_{NL} {}^t \bar{u} = \left(\int_V {}^t \bar{B}_{NL}^T {}^t \bar{\tau} {}^t \bar{B}_{NL} dv \right) {}^t \bar{u} \quad (16)$$

$${}^t \bar{F} = \int_V {}^t \bar{B}_L^T {}^t \hat{\tau} dv \quad (17)$$

여기서, ${}^t \bar{B}_L$, ${}^t \bar{B}_{NL}$ 는 각각 선형, 비선형 변형률-변위 변환 매트릭스이며, ${}^t \bar{C}$ 는 증분 응력-변형률 재료 특성 매트릭스이다. ${}^t \bar{\tau}$, ${}^t \hat{\tau}$ 는 Cauchy 응력의 매트릭스와 벡터이다.

3. 수치해석 예제 및 분석

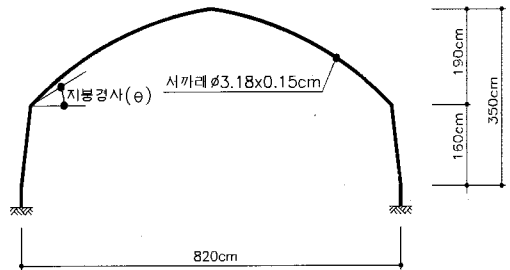
대변위해석에 적용된 적설하중은 한국형 표준설계 적설심 25cm를 스케일(1.0S)을 기준으로 폭설시 최대 적설심 50cm를 고려하여 0~50 cm (0.1S~2.0S)까지 10 단계로 나누어 적용하였다.

3.1 단동온실구조

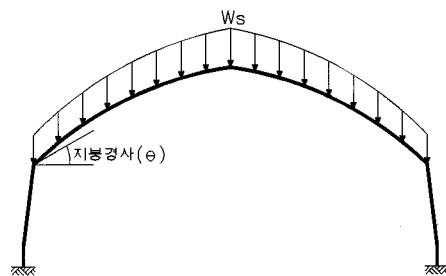
본 연구에서 적용한 단동온실구조는 농가에서 가장 많이 사용되고 있는 농가지도형 G형 파이프 하우스를 사용했다. 〈그림 4〉는 서까래 단면이 3.18×0.15cm 이고, 폭 820cm와 동고 350cm의 단동온실을 나타내고 있다. 서까래의 곡선형은 연직하중을 파이프의 압축력으로 전달하기 위한 아치골조형상이다. 〈그림 5〉은 적설하중 분포도와 지붕경사각을 나타내고 있다. G형 단동온실의 재료특성은 〈표 1〉과 같다.

〈표 1〉 재료특성

부재의 항복강도(MPa)	탄성계수(MPa)	단위중량(KN/m ³)
295	2.1×10 ⁵	78.5



〈그림 4〉 단동온실(G형)



〈그림 5〉 적설하중 분포도

단동온실 구조의 지붕위에 작용하는 적설하중은 다음 식과 같다.

$$W_s = \rho \times D \times \alpha \quad (18)$$

여기서, ρ : 적설의 단위체적중량(KN/cm³)

D : 설계용 적설심(cm)

α : 지붕경사 및 피복재의 종류에 따른 절감계수

적설의 단위체적중량은 수평면에 대한 중량을 의미하며, 적설심별 중량은 <표 2>를 기준으로 하고, <표 3>은 단동온실구조의 하중조건을 나타내고 있다. 지붕경사에 따른 절감계수는 <표 4>를 기준으로 하였다.

<표 2> 적설의 단위체적중량

적설심(cm)	50이하	100이하	200이하	400이하
단위체적중량 (KN/cm ³)	0.01	0.015	0.022	0.035

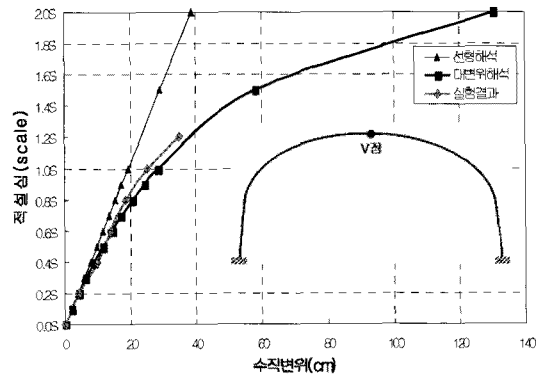
<표 3> 단동온실구조의 하중조건

설계적설심(cm)	서까래 간격(cm)	지붕경사(°)
0~50	100	26

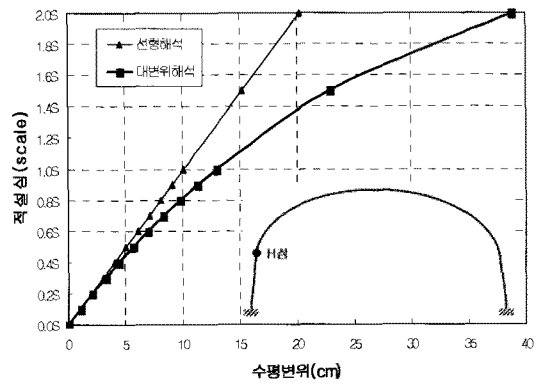
<표 4> 지붕경사에 따른 적설하중의 절감계수

지붕경사	지붕경사절감계수
10° ~ 20°	0.9
20° ~ 30°	0.75
30° ~ 40°	0.5
40° ~ 50°	0.25
50° ~ 60°	0

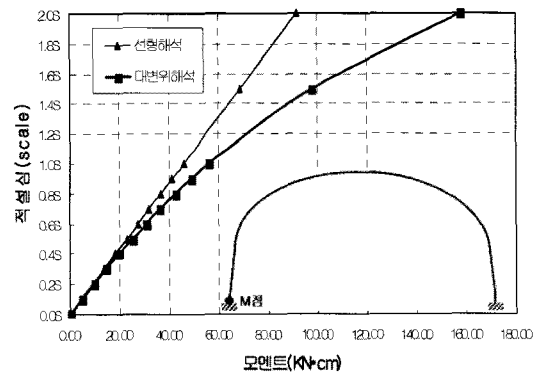
<그림 6>은 G형 단동온실의 서까래 중앙부의 수직변위에 대한 해석과 실험결과(농림부, 2007)를 나타내고 있다. 실험모형은 본 논문의 해석모형과 같은 형태의 온실이나 폭 및 높이의 차이를 고려하여 실험결과 값을 나타내었다. 설하중 재하실험은 36cm(약1.2S)에서 온실 실험모형이 붕괴한 것으로 나타났다. 표준 적설심에서 선형해석 19.26cm, 대변위해석 28.39cm, 실험결과는 25.12cm로 발생했다. 적설심 20cm(0.8S)까지는 대변위해석과 실험결과가 거의 일치하며 표준 적설심 이상에서 대변위해석이 약 13%정도 크게 나타났으나 선형해석보다 더 근접함을 알 수 있다.



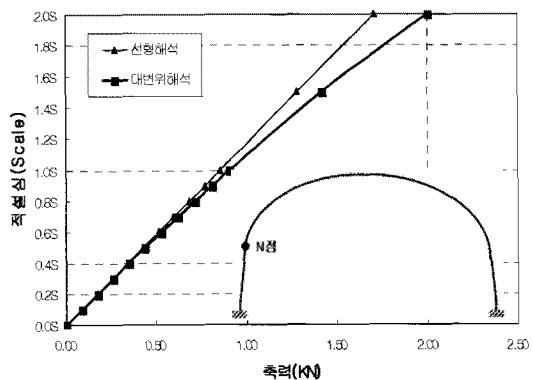
<그림 6> 단동온실의 수직변위



<그림 7> 단동온실의 수평변위



<그림 8> 단동온실의 모멘트

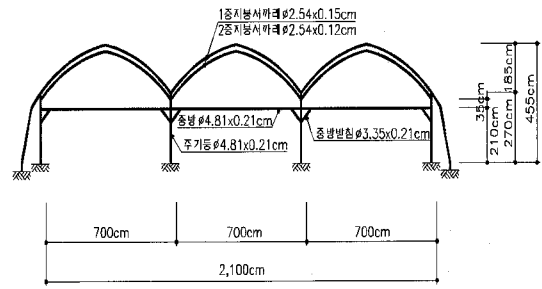


<그림 9> 단동온실의 축력

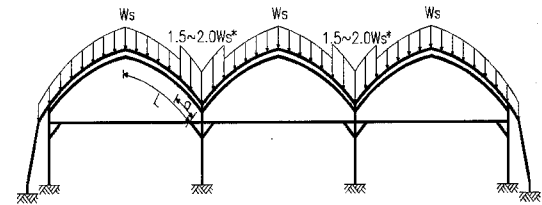
〈그림 7〉의 수평변위는 표준 적설심에서 선형해석 10.14cm, 대변위해석 12.77cm 발생했다. 또한, 최대 적설심에서는 선형해석 20.28cm, 대변위해석 34.39cm 발생했다. 표준 적설심일 때는 큰 차이가 없으나 최대 적설심에 대해서는 약 14cm 변위차가 발생한다. 이는 변위차에 따른 수직변위와 모멘트에 영향을 미쳐 전체적인 온실구조가 불안정하게 된다는 것을 알 수 있다. 〈그림 8〉은 단동온실의 모멘트를 나타내고 있으며 표준 적설심에서 선형해석 45.84KN·cm, 대변위해석 55.95KN·cm 발생했다. 또한, 최대 적설심에서는 선형해석 91.68KN·cm, 대변위해석 157.89KN·cm 발생했다. 이는 대변위해석시 표준 적설심에서는 22%, 최대 적설심에서는 42%정도 증가하는 것으로 관찰되었다. 〈그림 9〉의 축력은 최대 적설심에서 선형해석보다 대변위해석에서 약 17%정도 증가하는 것으로 관찰되었다. 따라서, 단동온실의 경우 붕괴는 서까래 중앙부의 과도한 수직변위에 의해 발생되므로 이에 대해 검토하는 것이 중요하다. 이는 기존의 구조해석 결과로는 붕괴되지 말아야 할 파이프 온실 구조가 설계하중 보다 적은 적설하중에서도 무너지는 경우를 설명할 수 있을 것으로 판단된다.

3.2 연동온실구조

1-2W 기본형 연동온실의 1중, 2중 서까래 단면은 2.54×0.15cm 이고 중방 및 기둥의 단면은 4.81×0.21cm, 중방받침은 3.35×0.21cm이다. 〈그림 10〉는 폭 700cm, 총 높이 455cm의 연동온실을 나타내고 있다. 연동온실의 해석에 적용된 재료특성과 적설의 단위 체적중량, 지붕경사에 따른 절감계수와 하중조건은 단동 온실과 동일하게 적용하였다. 연동온실의 곡부에는 많은 눈이 쌓이므로, 〈그림 11〉와 같이 곡부의 설계용 적설하중은 할증율을 곱하여 증가시키도록 해야한다. 설계적설심이 40cm 이하 일 때는 1.5Ws를 적용하고, 40cm 이상 일 때는 2.0Ws를 적용한다. 또한, 〈그림 11〉에서 a는 L/3 또는 300cm 중 작은 값을 사용한다.

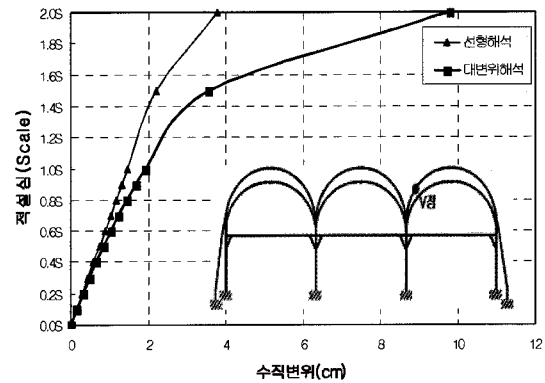


〈그림 10〉 연동온실(1-2W형)



〈그림 11〉 적설하중 분포도(1-2W형)

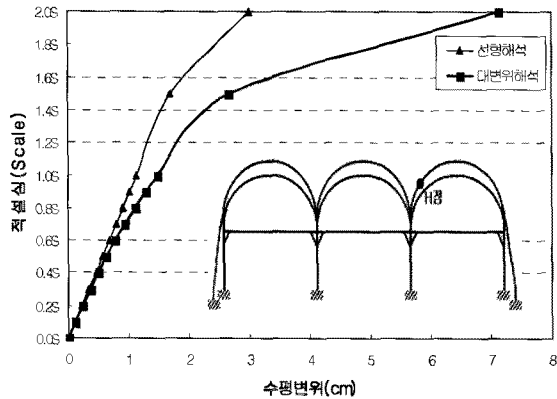
연동온실의 해석에서 적설심(1.6S)이 40cm 이상 일 때는 2.0Ws를 적용하므로 하중의 변화로 인하여 선형해석에서 그래프가 비례관계로 나타나지 않았다.



〈그림 12〉 연동온실의 수직변위(서까래)

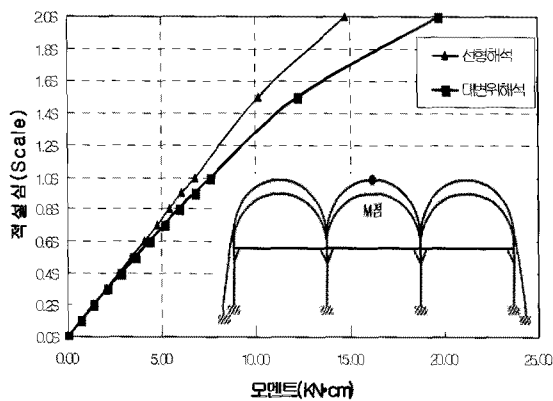
연동온실 서까래의 경우 1중 서까래는 실제 적설하중을 받는 구조부재이며 2중 서까래는 단열을 위해 설치하는 부구조재이므로 구조해석의 결과는 1중 서까래의 결과를 나타냈다. 1중 서까래의 구조해석 결과를 살펴보면 〈그림 12〉은 좌, 우측 서까래 곡부의 수직변위를 나타내고 있으며 표준 적설심에서 선형해석 1.46cm, 대변위해석 1.93cm 발생했다. 이는 기존의 온실 구조해석에서 표준 적설심을 적용한 선형해석 보다 32%의 수직변위가

크게 발생하는 것으로 관찰되었다. 또한, 최대 적설심에서는 선형해석 3.79cm, 대변위해석 9.80cm 발생했다. 단동온실의 서까래와 같이 표준 적설심 이상에서 대변위해석에 의한 수직변위가 더욱 크게 발생하는 것으로 나타났다. 이는 단동, 연동온실의 붕괴가 모두 서까래의 수직변위에 의해서 발생하는 것을 반영하고 있다.

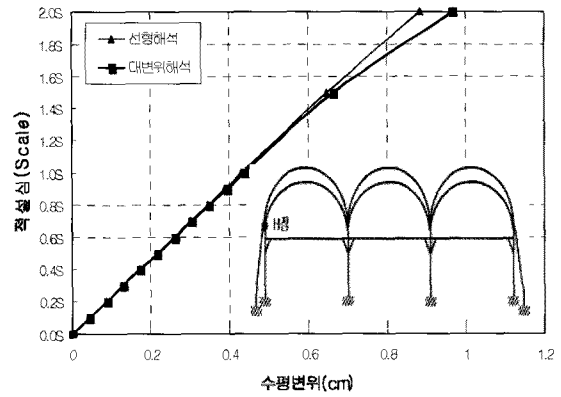


〈그림 13〉 연동온실의 수평변위(서까래)

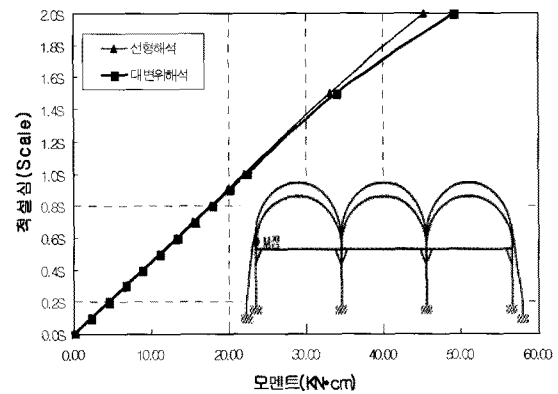
〈그림 13〉은 서까래의 수평변위를 나타내고 있으며 수직변위와 비슷하게 표준 적설심 이상에서 대변위해석에 의한 수평변위가 크게 증가하는 것을 알 수 있다. 최대 수평변위는 대변위해석에서 7.12 cm로 수직변위에 비해 약 27% 적게 발생했다. 〈그림 14〉의 연동온실의 모멘트는 가운데 서까래에서 최대가 발생하며 표준 적설심에서 선형해석 6.75 KN·cm, 대변위 해석 7.6KN·cm 발생했다. 또한, 최대 적설심에서는 선형해석 14.79KN·cm, 대변위 해석 19.71KN·cm 발생했다. 이는 대변위 해석시 표준 적설심에서는 13%, 최대 적설심에서는 33%정도 증가하는 것으로 관찰되었다.



〈그림 14〉 연동온실의 모멘트(서까래)



〈그림 15〉 연동온실의 수평변위(기둥)



〈그림 16〉 연동온실의 모멘트(기둥)

기둥의 수직변위는 거의 발생하지 않는 것으로 관찰되었으며, 〈그림 15〉는 좌, 우측 기둥의 수평변위를 나타내고 있다. 최대 적설심에서 대변위해석에 의한 결과는 선형해석에 비해 10%증가 하는 것으로 관찰되었다. 〈그림 16〉의 모멘트는 최대적설심에서 대변위해석에 의해 약 9%증가하는 것으로 나타났다. 대변위해석에 의한 기둥의 수평변위와 모멘트 모두 거의 선형해석과 같은 그래프 형태를 나타내고 있고 값의 차이는 서까래에 비해 미소하므로 온실의 붕괴에 큰 영향이 없는 것으로 판단된다.

4. 결론

본 연구에서는 폭설로 인한 온실의 피해원인을 분석하기 위해 농가지도형 G형 단동 온실과 농가보급형인 1-2W 기본형 연동온실의 대변위해석을 적용하였으며, 다음과 같은 결론을 도출하였다.

1) 폭설에 의한 온실구조의 사용성 문제와 붕괴를 막기 위해서는 시간에 따른 적설하중을 적용하여 하중단계별 기하학적 비선형을 고려한 대변위해석이 실험결과와 비슷하게 나타났으며, 이는 온실의 구조적 안정성 확보와 피해를 줄이는데 효과적인 것으로 판단된다.

2) 실제 적설하중에 의한 온실의 붕괴는 중심부분 서까래가 하중을 견디지 못하고 큰 수직변위를 일으키며 붕괴되는 경우가 대부분이다. 대변위해석시 단동온실의 경우 표준 설계적설심(25cm)과 폭설시 최대 적설심(50cm)에서 기존 선형해석에 비해 서까래 중앙부분의 수직변위는 각각 47%와 233%크게 발생하였고, 연동온실의 경우 32%와 158%크게 발생하였다. 이는 폭설시 기존 선형해석으로는 변위가 과소평가되어 온실이 붕괴되지 않으나 실제 온실의 붕괴가 발생하여 피해가 증가하므로 대변위해석의 결과를 온실 구조해석에 적용해야 할 것으로 사료된다.

3) 대변위해석이 실제 온실의 거동을 잘 반영하므로 선형해석에 의존하던 방법을 시간과 하중단계별 해석이 가능한 대변위해석을 적용하므로 적설하중에 의한 거동을 보다 정확히 분석하고, 예상 가능한 문제점을 사전에 파악함으로써 효율적이고 경제적인 온실을 설계할 수 있을 것으로 판단된다.

- 감사의 글 -

본 연구는 국토해양부 지역기술혁신사업의 연구비 지원(과제번호 #08지역기술혁신 B01-02)에 의해 수행되었으며 이에 감사드립니다

- 참고문헌 -

1. Klaus-Jurgen Bathe, Said. Bolourchi, Large Displacement Analysis of Three-Dimensional Beam Structures, International Journal for Numerical Methods in Engineering, Vol. 14, pp.961-986, 1979.
2. P. A Boucard, M. Poss, P. Ladeveze, A Nonincremental Approach for Large Dis-

- placement Problem, Computer & Structures Structures, Vol. 64, No. 1-4, pp.499-508, 1997.
3. P. Nanakorn, L.N. Vu, A 2D field-consistent beam element for large displacement analysis using the total Lagrangian formulation, Finite Element in Analysis and design, Vol. 14, pp.961-986, 2006.
4. M.A Crisfield, Non-linear Finite Element Analysis of Solids and Structures, WILEY, Vol. 1, 1997.
5. 농림부, 온실의 자재절감 및 안전성 향상을 위한 최적모델 및 설계시스템 개발, 2007
6. 박춘욱, 이종원, 이현우, 이석건, 연속 및 이산화 최적알고리즘에 의한 단동온실구조의 최적설계, 한국공간구조공학회 논문집, Vol. 5. No. 4, pp.61-77, 2005.
7. 김보경, 이수현, 신경재 “폭설시 프리텐션타이 이용한 비닐하우스 보강방법연구, 한국강구조학회 학술대회 발표집, pp.445-448, 2008.
8. 이태훈, 이동근, 안상경, 폭설에 대비한 비닐하우스의 보수 및 보강, 대한건축학회 춘계학술대회 논문집(구조계), 대한건축학회, Vol. 21. No. 1, 2001.
9. 이성철, 박병욱, 김현수, 장호주, 최재혁, 농가 도형 비닐하우스의 구조안전성 향상을 위한 해석적 연구, 한국구조물진단유지관리공학회 가을 학술발표 논문집, Vol. No. 2, pp.343-348, 2008.
10. 최원, 김한중, 윤성수, 이형진, 이정재, 파이프하우스 구조해석 방법에 대한 연구, 한국농공학회 학술발표논문집, pp.48-54, 2008.
11. 이석건, 이현우, 원예시설의 구조안전기준에 관한 연구, 연구보고서, 농어촌진흥공사, 1995.

▶ 접수일자 : 2010년 2월 19일

▶ 심사 완료일자 : 2010년 4월 28일

▶ 게재 확정일자 : 2010년 6월 10일