

지지격자 구조물의 정적 좌굴거동에 대한 비선형 유한요소해석

Nonlinear FE Analysis on the Static Buckling Behavior of the Spacer Grid Structures

송기남, 윤경호

한국원자력연구소
대전광역시 유성구 덕진동 150

요 약

본 연구에서는 지진과 같은 사고에 대비하여 충분한 강도가 요구되는 핵연료집합체 지지격자체의 정적 좌굴거동을 수치적으로 해석하였다. 격자판들의 점용접부와 격자판 사이의 구속조건을 결정하는 것이 해석결과에 영향을 결정적으로 주기 때문에 구속조건 결정에 특별한 주의를 기울여서 유한요소 모델링을 하였다. 17x17형 지지격자의 경우 좌굴강도를 계산하기 위한 모델의 자유도가 매우 크므로 이보다 작은 3x3, 5x5, 7x7, 9x9형의 지지격자 부모형에 대한 해석을 수행하여 17x17형 지지격자체의 좌굴하중을 예측하였다.

Abstract

In this study considered is the static buckling behavior of spacer grids in the fuel assembly, which are required to have a sufficient strength against an accident like earthquake. Special attention is given to the finite element modeling of the spot-welding and the constraints between the spacer strips assembled together: it is found that a proper treatment of the constraints is critical for accurate assessment of the buckling behavior including strain localization at the point of spot welding. The buckling strength of the 17x17 spacer grid, which is difficult to analyze due to a large number of degrees of freedom, is estimated from analysis for the smaller models 3x3, 5x5, 7x7, and 9x9 spacer grids.

1. 서 론

핵연료집합체 핵심 구조부품중의 하나인 지지격자체는 원자로심내에서 연료봉이 수평 및 수직 방향의 원하는 위치에 있도록 지지하며 특히 지진 등과 같은 극단적인 조건에서도 원자로를 긴급 정지시킬 수 있도록-즉, 핵연료집합체 안내관 속으로 제어봉들이 원활히 삽입될 수 있도록- 하기 위해서 충분한 횡방향 좌굴강도를 갖게 설계되어야 한다. 근래까지 지지격자체의 구조특성(정적 및 동적 좌굴강도, 강성도)은 주로 구조시험에 의해 결정되어 왔다. 보통 1개 형상의 지지격자체에 대해 구조특성을 파악하여 그 결과를 핵연료집합체 기계/구조설계자료로 이용하기 위해서는 최소 20개 이상의 격자체 시편에 대해 상온 및 고온(약300℃)에서의 구조특성시험을 수행하여야만 하는데 이러한 방법은 시험비용 및 시험시간이 많이 소요되며 시험방법 및 시험조건에 대한

제한이 있어서 여러 모형의 지지격자체를 개발하고자 할 경우에는 어려움이 많았다.

한편, 근래에 대용량/고성능 컴퓨터의 개발과 수치해석기법의 발달로 인하여 복잡한 구조물의 구조특성을 효율적이고도 신뢰할 수 있게 해석할 수 있어서 예전보다 훨씬 경제적으로 지지격자체의 구조특성을 예측할 수 있게 되었다. 특히, 유한요소법과 같은 수치해석기법 및 이를 응용한 상업용 프로그램들이 본격적으로 개발됨에 따라 복잡한 구조물의 구조특성을 수치해석적인 방법으로 해석하여 그 거동을 예측하는 것이 점차 보편화되고 있는 추세이다.

본 연구에서는 그 동안 주로 시험을 통해 지지격자체의 구조특성을 파악하던 방식에서 탈피하여 격자체 시편의 좌굴강도 시험결과와 응용역학의 지식을 이용하여 격자체의 좌굴특성을 예측할 수 있는 수치해석모형을 개발하고자 한다. 본 연구에서는 먼저 비선형 해석의 수치적 해법에 대해 알아본 후, 지지격자의 여러 단위모델들에 대하여 ABAQUS를 이용한 비선형 해석을 수행하여 가장 경제적인 유한요소 모델을 결정하였다. 이어서 3x3형 다중격자모델의 좌굴해석결과를 시험결과와 비교해가며 해석모델링을 수정/보완/검증한 후 점차적으로 격자 수를 확장하며 좌굴거동의 변화를 분석한 뒤 실제 사용되는 17x17형 격자체 모델의 좌굴하중을 유추하였다.

2. 이론적 배경

2.1 선형 좌굴해석 및 비선형 해석

선형좌굴해석에 의한 좌굴 고유치해석은 특정 구조물의 분기(bifurcation)하중을 예측하기 위한 과정으로 최초 몇 개의 좌굴모드와 그에 따른 좌굴형상을 예측할 수 있다. 이는 구조물의 비선형 해석에 앞서서 선행단계로 사용될 수 있고 구조물의 결함에 대한 민감도를 조사하는데 이용될 수 있다. 강성이 매우 커서 좌굴이 일어나기 전까지 아주 미소한 변형만을 일으키는 구조물을 강성구조물이라 하며 임계 하중에 도달하기 전까지는 주축 방향의 압력 하중에 매우 강하게 반응한다. 지지격자체는 전형적인 강성구조물의 거동을 보이고 있다. 그러나 일단 임계하중에 도달하면 갑자기 좌굴이 일어나 취약한 거동을 보인다.

선형좌굴 해석을 통해 좌굴에 대한 정보를 얻을 수 있지만 일반적으로 선형 해석과정만을 통해서 충분한 해석이라 할 수 없다. 그 이유는 우선 좌굴전 변형이 무시되기 때문에 상황에 따라서 부정확할 수 있고, 좌굴고유치 해석과정만으로는 좌굴 후의 거동을 상세히 예측할 수 없기 때문이다. 따라서 구조물의 좌굴거동에 대해 정확히 이해할 수 있는 방법은 전체 구조물에 대해 완전한 비선형 해석을 수행하는 것이다. 또한 좌굴거동이 근본적으로 불안정하거나 접촉 등이 시기에 따라 변할 때는 동적 해석이 필요해지기도 한다.

2.2 지배방정식

FEM 모델의 지배미분방정식을 일반적인 상태로 나타내면 식(1)과 같다.

$$\begin{aligned} \frac{\partial T_{ij}}{\partial \zeta_i} + b_j &= 0 \quad \text{on } V \\ T_{ij} n_i &= \bar{t}_j \quad \text{on } S_j \end{aligned} \quad (1)$$

이 식에 변위변분 δu 를 곱하여 적분을 취하면 다음과 같다.

$$\int_V \left(\frac{\partial T_{ij}}{\partial \zeta_i} + \rho b_j \right) \delta u_j dV = 0 \quad \text{for } \forall \delta u_j \quad (2)$$

이를 부분적분하게 되면 다음과 같은 결과를 얻을 수 있다.

$$\begin{aligned}
& \int_V \left(\frac{\partial(T_{ij}\delta u_j)}{\partial \zeta_i} - T_{ij} \frac{\partial \delta u_j}{\partial \zeta_i} + \rho b_j \delta u_j \right) dV \\
&= \int_V T_{ij} \delta u_j n_i dS - \int_V T_{ij} \frac{\partial \delta u_j}{\partial \zeta_i} dV + \int_V \rho b_j \delta u_j dV \\
&= \int_{S_j} \bar{t}_j \delta u_j dS - \int_V T_{ij} \frac{\partial \delta u_j}{\partial \zeta_i} dV + \int_V \rho b_j \delta u_j dV = 0
\end{aligned} \tag{3}$$

따라서 지배적분방정식은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\int_V T_{ij} \frac{\partial \delta u_j}{\partial \zeta_i} dV = \int_{S_j} \bar{t}_j \delta u_j dS + \int_V \rho b_j \delta u_j dV \tag{4}$$

식(4)에서 체력(body force)이 존재하지 않고 기준상태(undeformed configuration)인 경우 2-nd PK 응력을 이용하면 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\int_{V^o} S_{IJ} \frac{\partial x_i}{\partial X_J} \frac{\partial \delta u_i}{\partial X_I} dV = \int_{S_i^o} \bar{t}_i \delta u_i dS \tag{5}$$

한편, 형상함수를 이용하여 δu 를 다음과 같이 근사할 수 있다.

$$\delta u_k = \sum_{\alpha}^{m_k} N^{\alpha} d_k^{\alpha} \quad \text{and} \quad \delta u_k = 0 \quad \text{on} \quad S_{u_k}^o \tag{6}$$

여기서 α 와 m_k 는 각각 $V^o - S_{u_k}^o$ 의 절점번호와 자유절점의 수를, d_k^{α} 는 절점에서의 변위를 나타내며 N 은 형상함수이다. 식(6)을 식(5)에 대입하면 다음과 같다.

$$\sum_{\alpha}^{m_j} d_j^{\alpha} \left[\int_{V^o} S_{IJ} \frac{\partial x_i}{\partial X_J} \frac{\partial N^{\alpha}}{\partial X_I} dV - \int_{S_i^o} \bar{t}_i N^{\alpha} dS \right] = 0 \tag{7}$$

요소수준에서 기술한 식(7)을 배열 $ID(l, \alpha) = L$ 을 이용하여 전체 자유도(global d.o.f.)로 바꾸어 줄 수 있고 이 때 $d_i^{\alpha} = D_L$ 는 임의의 변위이므로 결국 식(7)은 다음과 같이 바꾸어 쓸 수 있다.

$$\int_{V^o} S_{IJ} \frac{\partial x_i}{\partial X_J} \frac{\partial N^{\alpha}}{\partial X_I} dV - \int_{S_i^o} \bar{t}_i N^{\alpha} dS = F_L(q^{\beta}) - p_L = 0 \tag{8}$$

이 식은 다음과 같이 벡터형태로 표시할 수도 있다.

$$F(q^{\beta}) - p = 0 \tag{9}$$

여기서 q 는 절점 변위를 나타내는 벡터, p 는 외부하중을 나타내는 절점힘(nodal force)이며 F 는 내부응력(internal stress)에 상응하는 절점힘을 의미한다.

식(9)에서 i 번째 계산(iteration)을 수행했다고 가정하고 $i+1$ 번째에 대해 뉴턴 방법을 적용하여 전개하면

$$F(q^{\beta(n,i)}) - p^{(n+1)} + \left(\frac{\partial F}{\partial q^{\beta}} \right)^{(n,i)} \Delta q^{\beta(n,i+1)} = 0 \tag{10}$$

과 같고 $\left(\frac{\partial F}{\partial q^{\beta}} \right)^{(n,i)}$ 를 자코비안 행렬이라 하며 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\begin{aligned}
e_L \cdot \left(\frac{\partial F}{\partial q^\beta} \right)^{(n,i)} \cdot \Delta q^{\beta(n,i+1)} &= (\Delta F_L)^{(n,i)} \\
&= \int_{V^\circ} \left[\Delta S_{IJ}^{(n,i+1)} \frac{\partial x_I}{\partial X_J} \frac{\partial N^\alpha}{\partial X_I} + S_{IJ} \frac{\partial \Delta x_I^{(n,i+1)}}{\partial X_J} \frac{\partial N^\alpha}{\partial X_I} \right]^{(n,i)} dV
\end{aligned} \tag{11}$$

한편, 2-nd PK 응력은 다음과 같이 바꾸어 쓸 수 있다.

$$\begin{aligned}
S_{IJ} &= C_{IJKL} E_{KL} = \frac{1}{2} C_{IJKL} \left(\frac{\partial x_I}{\partial X_K} \frac{\partial x_J}{\partial X_L} - \delta_{KL} \right) \\
\therefore \Delta S_{IJ} &= C_{IJKL} \Delta E_{KL} = C_{IJKL} \frac{\partial x_I}{\partial X_K} \frac{\partial x_J}{\partial X_L} \quad (\ominus C_{IJKL} = C_{ILJK})
\end{aligned} \tag{12}$$

식(12)를 식(11)에 대입하면

$$\begin{aligned}
(\Delta F_L)^{(n,i)} &= \int_{V^\circ} \left[\frac{\partial N^\alpha}{\partial X_I} \frac{\partial x_I}{\partial X_J} C_{IJKL} \frac{\partial x_a}{\partial X_K} \frac{\partial \Delta x_a^{(n,i+1)}}{\partial X_L} + \frac{\partial N^\alpha}{\partial X_I} S_{IJ} \frac{\partial \Delta x_I^{(n,i+1)}}{\partial X_L} \right]^{(n,i)} dV \\
&= \sum_{\beta}^{m_a} \int_{V^\circ} \left\{ \frac{\partial N^\alpha}{\partial X_I} \frac{\partial x_I}{\partial X_J} C_{IJKL} \frac{\partial x_a}{\partial X_K} \frac{\partial N^\beta}{\partial X_L} \right\}^{(n,i)} dV \Delta q_a^{\beta(n,i+1)} \\
&\quad + \sum_{\beta}^{m_l} \int_{V^\circ} \left\{ \delta_{al} \frac{\partial N^\alpha}{\partial X_I} S_{IJ} \frac{\partial N^\beta}{\partial X_L} \right\}^{(n,i)} dV \Delta q_a^{\beta(n,i+1)}
\end{aligned} \tag{13}$$

식(10)을 전체자유도로 고쳐 쓰면 다음과 같다.

$$K_{LJ}^{(n,i)} \Delta c_J^{(n,i+1)} = p_L^{(n+1)} - F_L^{(n,i)} \tag{14}$$

식(13)과 식(14)에서 강성행렬을 다음과 같이 구할 수 있다.

$$\begin{aligned}
K_{LJ}^{(n,i)} &= \int_{V^\circ} \left\{ \frac{\partial N^\alpha}{\partial X_I} \frac{\partial x_I}{\partial X_J} C_{IJKL} \frac{\partial x_j}{\partial X_K} \frac{\partial N^\beta}{\partial X_L} \right\}^{(n,i)} dV + \int_{V^\circ} \left\{ \delta_{jl} \frac{\partial N^\alpha}{\partial X_I} S_{IJ} \frac{\partial N^\beta}{\partial X_L} \right\}^{(n,i)} dV \\
&= K_{LJ}^{(o)(n,i)} + K_{LJ}^{(1)(n,i)} + K_{LJ}^{(2)(n,i)} + K_{LJ}^{(\sigma)(n,i)} \\
\text{where } K_{LJ}^{(o)(n,i)} &= \int_{V^\circ} \left\{ \frac{\partial N^\alpha}{\partial X_I} C_{IjL} \frac{\partial N^\beta}{\partial X_L} \right\}^{(n,i)} dV \\
K_{LJ}^{(1)(n,i)} &= \int_{V^\circ} \left\{ \frac{\partial N^\alpha}{\partial X_I} C_{IJKL} \frac{\partial u_j}{\partial X_K} \frac{\partial N^\beta}{\partial X_L} + \frac{\partial N^\alpha}{\partial X_I} \frac{\partial u_l}{\partial X_J} C_{IjL} \frac{\partial N^\beta}{\partial X_L} \right\}^{(n,i)} dV \\
K_{LJ}^{(2)(n,i)} &= \int_{V^\circ} \left\{ \frac{\partial N^\alpha}{\partial X_I} \frac{\partial u_l}{\partial X_J} C_{IJKL} \frac{\partial u_j}{\partial X_K} \frac{\partial N^\beta}{\partial X_L} \right\}^{(n,i)} dV \\
K_{LJ}^{(\sigma)(n,i)} &= \int_{V^\circ} \left\{ \delta_{jl} \frac{\partial N^\alpha}{\partial X_I} S_{IJ} \frac{\partial N^\beta}{\partial X_L} \right\}^{(n,i)} dV
\end{aligned} \tag{15}$$

식(15)에서 강성행렬 K' 는 4개 항의 합으로 이루어지며 그 중 $K^{(0)}$ 는 응력과 변위에 무관하지만

$K^{(1)}$ 는 변위의 1차식으로, $K^{(2)}$ 는 변위의 2차식으로 나타나는 것을 알 수 있다. 한편 $K^{(σ)}$ 는 응력의 1차식으로 나타나며 특히 좌굴해석시 중요한 역할을 한다. 선형 좌굴해석의 경우 좌굴전 변형의 크기가 매우 작다는 가정하에 변형의 크기에 좌우되는 $K^{(1)}$ 과 $K^{(2)}$ 를 무시하고 해석하게 된다. 반면 비선형 좌굴해석은 강성행렬을 구성하는 4개항을 모두 고려하여 해석하게 된다[1].

2.3 Arc-length methods

비선형 평형 방정식을 수치적으로 풀기 위한 경로추적방법으로 하중조정법과 변위조정법이 주로 사용되고 있으나 이들 방법들은 효율적이지 못하고 또한 극한점(limit point) 근처에서 문제가 생기는 경우가 있다. 따라서 본 연구에서는 arc-length방법의 일종으로 수직평면을 계산때마다 갱신하는 Riks-Wempner-Ramm 방법을 사용한 ABAQUS[2]로 해석을 수행하였다.

3. H형 지지격자의 좌굴해석

3.1 단위격자의 좌굴 해석

좌굴거동해석에 앞서서 먼저 사용되는 격자체 시편재료의 물성치를 결정할 필요가 있다. 2개의 인장시편은 ASTM규격에 의거하여 두께 0.6mm인 SUS304 판재로 가공되었고 MTS를 사용하여 인장시험을 수행하였으며 인장시험에서 얻은 물성치와 탄·소성 특성곡선이 해석에 사용되었다.

3.1.1 단위격자의 좌굴고유치 해석

요소망의 차이와 경계조건의 차이가 단위지지격자의 좌굴모드에 미치는 영향을 알아보기 위해 단위지지격자를 3가지 요소망으로 모델링하였다(그림 1참조). 모두 8절점 shell요소를 사용하였고 mesh-1의 요소와 절점의 개수는 각각 392개와 1588개이고 mesh-2의 경우는 각각 556개와 2156개, mesh-3의 경우는 각각 1608개와 6008개이다. 여기서 경계조건은 그림 2와 같이 선택하였다. 즉, 상단의 모서리부(edge 1)는 일정한 변위 조건으로 밑으로 내려오도록 하였고 하단의 모서리부(edge 2)는 y방향으로 구속하였다. 또한 point 1에서는 x, y, z 방향으로 모두 구속하였으며 point 2에서는 z 방향으로 변위를 구속하여 y 축 중심의 회전이 일어나지 않도록 하였다. mesh-1, mesh-2, mesh-3 의 좌굴고유치를 계산한 결과 3가지 모델이 거의 일치하고 있었다.

3.1.2 단위격자의 비선형 좌굴해석

하중조건은 모델의 상단 모서리부(edge 1)에 점진적인 변위를 가해줌으로써 일정하게 누르는 효과를 일으키도록 하여 최대한 실제 좌굴시험에 가깝도록 하였다. 요소의 크기에 따른 변형 형상과 임계하중의 변화를 알아보기 위하여 3가지의 유한요소모델에 대해 구한 변형 형상과 반발력을 그림 1과 그림 3에 나타내었다. 3가지 모델의 변형 형상을 비교해 보면 그림 1에서 보듯 3가지 모델 모두 하중을 주로 지탱하는 다리부분이 구부러지는 결과를 보여주고 있다. 좌굴강도를 비교해보면 mesh-1에서 4.71E+3N, mesh-2에서 4.64E+3N, mesh-3에서 4.60E+3N으로 큰 차이를 보이지 않는 것을 알 수 있다. 그리고 그림 3에서 알 수 있듯 좌굴전까지의 거동은 거의 차이가 없고 mesh-3과 같이 요소크기가 작아질 때 좌굴 이후의 하중-변형곡선이 조금 더 가파르게 강하함을 알 수 있다. 이는 용접부 주위에서 발생한 소성현상으로 인하여 변형을 집중이 요소 크기가 작을 경우에 더 정확히 나타내지기 때문이다. 본 연구에서는 좌굴 후 거동보다는 좌굴이 일어나는 시점까지가 주된 관심이므로 앞으로 다룰 다중격자 해석 시에는 경제적인 mesh-1 모델을 사용하여 계산시간을 줄이도록 한다.

3.2 3x3형 격자의 비선형 해석

3.2.1 다중격자의 조립방법

3x3형 격자는 먼저 그림 4와 같은 모양의 기본형이 되는 판을 8개 만들고 그림 5와 같은 방법으로 이들을 서로 수직이 되도록 끼워 넣은 다음 양 끝에 튀어나온 돌기부위를 용접하여 만든다.

따라서 격자와 격자사이의 연결부가 완전히 붙어있는 것이 아니라 단지 끼워져 있는 상태이기 때문에 다중격자 유한요소 모델링 시 상당한 주의를 요하게 된다.

3.2.2 연결부위의 모델링

실제 모델의 경우 그림 4와 같이 연결부에 다른 판을 끼워넣기 위한 홈이 존재한다. 그러나 모델의 전체적인 크기와 홈의 크기 차이 때문에 이 홈을 실제 크기대로 모델링할 경우 모델이 매우 복잡해지므로 이를 고려하여 간략화하여 모델링하였다. 또한 그림 4의 최상단부와 하단부에서 하중이 직접 가해지도록 튀어나와 있는 부분 또한 간략화 하여 튀어나온 부분을 무시하고 평평하게 만들고 대신 하중을 가하는 영역을 실제 모델에서와 같은 영역으로 제한하여 모델링하였다. 이 경우 두 판이 끼워져 있는 연결부 중 그림 4의 홈이 있는 부분에 그림 6과 같이 수직판상의 2개, 수평판상의 1개의 절점이, 그리고 그림 4의 홈이 없는 부분에는 수직판상의 1개, 수평판상의 2개 절점이 같은 좌표상에 존재하게 되고 이 절점들 사이에 몇 가지 구속조건이 작용한다. 즉 수직판과 수평판사이의 간격이 무시할 정도로 작아서 접촉이 일어날 경우 그림 7에서 격자판에 홈이 있는 부분에서는 u_y, θ_x, θ_z 방향으로, 격자판의 홈이 없는 부분에서는 u_x, θ_x, θ_y 방향으로의 구속조건이 존재하게 된다. 그러나 두 판 사이의 간격을 고려할 경우 몇 가지 조건이 변하게 되며 격자간의 연결부에서 다음과 같은 구속조건을 적용하였다.

- 격자판에 홈이 있는 부분: 3절점 들간에 θ_z 구속;
- 격자판에 홈이 없는 부분: 3절점 들간에 u_z, θ_x, θ_y 구속

3.2.3 용접부의 모델링 및 소성현지의 발달과 변형률집중

격자체의 조립시 각각의 판들을 다 끼워 맞추는 후 고정시키기 위해 끝부분들을 용접하게 된다. 실제로 3x3형 격자를 살펴보면 용접부는 약 2mm 정도의 크기를 갖고 있는데 이 용접부 때문에 지지격자체의 끝부분에서는 판의 두께가 두꺼워지는 효과를 가져오고 결국 용접부 내부는 다른 부분보다 상대적으로 강한 거동을 보인다. 따라서 본 연구에선 용접부를 강체로 가정하고 이 용접부의 크기를 그림 8에서처럼 2가지 경우로 나누어서 생각해 보았다. 전자의 경우는 용접부의 크기를 끝부분에서 인접한 6개의 절점들까지 포함하는 경우이고 후자의 경우 끝부분의 1개 절점만을 용접부라 가정하고 용접부에 포함되는 절점들의 6개 자유도를 모두 동일하게 구속하였다. 두 경우에 변형형상은 거의 차이를 보이지 않았지만 그림 9의 해석결과를 보면 용접부의 크기를 어떻게 모델링하는가에 따라 좌굴강도와 강성에 큰 차이가 나타남을 알 수 있다.

6절점 용접모델의 경우 1절점 용접모델의 경우보다 구속조건이 더 많기 때문에 용접부 주위에서 응력집중이 발생하게 되고 좌굴이 진행됨에 따라 용접부 주위의 소성현지에서 변형률 집중현상이 일어난다. 즉 구조물에서 일단 소성변형이 발생하게 되면 소성변형이 일어난 영역에서는 국부적으로 재료의 강성이 저하된다. 따라서 대부분의 변형이 이 영역에 집중되고 이에 의해 탄성 영역에서는 제하(unloading)현상이 일어나 그림 9에서 볼 수 있듯이 좌굴 후 구조물의 강도가 급격히 감소하게 된다. 이는 전단파 발생시 전단파 내에서는 전단변형률 집중이 일어나지만, 변형률 집중화가 일어나는 전단파 바깥영역에서는 탄성제하가 일어나는 현상과 비슷하다. 이때 변형률 집중이 일어나는 영역에서의 요소를 세분화해야만 변형률 집중거동을 정확히 묘사할 수 있다.

3.2.4 하중 적용 부위에 따른 변화

격자체의 정적 좌굴시험시 그림 10과 같이 격자 상·하면에 평판을 놓고 그 판을 일정속도로 눌러주는 방법으로 하중을 가하는데 격자 시편의 크기에 약간의 오차가 있을 경우 하중이 전 영역에 동시에 균일하게 가해지지 않을 수 있다. 3x3형 격자의 경우 높이는 약 40mm인데 비해 좌굴이 일어나는 시점은 변위가 약 0.2mm일 때로 약간의 오차가 있을 경우 좌굴이 일어날 때까지 하중을 받지 않는 영역이 존재할 수 있게 된다. 그러나 이와 같은 제작오차를 그대로 모델링한다는 것은 거의 불가능하므로 그림 11과 같이 하중을 가하는 영역을 바꾸어가며 몇 가지 경우를 해석

해 보았는데 좌굴하중은 큰 변화가 없었다.

3.2.5 시험결과와 해석결과의 비교

3x3형 격자 모델의 좌굴해석 결과와 정적 좌굴시험 결과를 비교해 보았다. 시험결과의 경우 정적 좌굴강성은 약22.1kN/mm이고 임계 좌굴강도는 약4568N정도이다. 해석모델은 용접부에서 6개 절점을 다 구속한 상태에서 하중 적용 부위는 3번째 경우를 적용하였다. 해석결과 정적 좌굴강성은 26.2kN/mm, 임계 좌굴강도는 약4497N정도로 시험결과와 비교해 볼 때 강성은 약간의 차이를 보이지만 임계 좌굴강도의 경우 매우 근사한 결과가 나왔다. 또한 두 경우 모두 좌굴 후 하중이 급격히 감소하는 경향을 보이고 있다. 실제로 강성의 경우는 하중의 적용 면적을 어떻게 가정하는가에 따라 큰 차이를 보이기 때문에 결과를 그대로 비교하는 것은 엄밀하게 말해서 모델링의 좋고 나쁨을 결정하는 요소로 보기는 힘들다. 그러나 임계 좌굴강도의 경우는 하중의 적용 면적이 바뀌어도 좌굴강도에 거의 변화가 없었다. 결국 해석결과와 좌굴시험의 임계 좌굴강도가 매우 비슷하게 나온 것에서 3x3형 격자의 유한요소모델을 신뢰할 수 있다고 볼 수 있다.

3.3 격자크기의 확장

3x3형 격자 유한요소모델을 만든 방법을 이용하여 이보다 큰 격자 모델들에 대해 유한요소모델을 만들어 해석을 수행한 후 그 결과를 분석하였다. 그림 12는 5x5형 격자체의 해석결과를 나타낸 것으로 3x3형 격자체에 대한 해석결과(그림 9)와 거동이 유사함을 볼 수 있다.

그림 13과 그림 14는 3x3형 및 7x7형 격자체들의 좌굴시 변형된 형상을 나타낸 것으로 시험결과와 잘 일치하고 있다. 그림 15은 3x3형부터 9x9형까지 격자수의 증가에 따른 좌굴하중의 변화를 나타내고 있는데 좌굴하중은 격자수의 증가에 거의 선형적으로 비례하는 양상을 띠고 있다. 이는 하중지지부의 중앙에서 좌굴시 응력이 격자수에 관계없이 340MPa정도의 비슷한 값을 나타내는 것으로 설명할 수 있다. 그림 15에서 격자수와 좌굴하중의 관계는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$F_M(\times 10^{-3}) = 1.04 \times (N - 3) + 4.53$$

여기서 F_M 는 좌굴하중(kN)을, N 은 모델의 한 줄에 있는 격자의 개수이다. 이 식을 이용하여 실제 사용되는 17x17형 지지격자의 좌굴강도를 계산해 보면 약 19.1kN 정도로 예측할 수 있다.

4. 이중판 지지격자의 좌굴해석

이중판 지지격자는 H형 지지격자와 전체적인 크기, 격자들의 조립방법 등 여러 측면에서 일치한다. 따라서 이중판 지지격자의 모델링시 앞의 연구결과들을 최대한 이용하였다.

4.1 3x3형 격자체의 비선형 해석

4.1.1 3x3형 격자체의 모델링

이중판 격자의 특징은 그림 16과 같이 2장의 얇은 판이 합쳐져서 하나의 판을 이루고 있다는 점이다. H형 격자보다 훨씬 큰 자유도를 가지게 된다. 실제로 비슷한 크기의 요소망을 적용한 경우 3x3형 격자에 대해 H형 지지격자의 절점은 약9150개인데 반해, 이중판 지지격자의 경우 약 17100개로 2배 가까이 된다. 이중판의 고정은 특정 부위에서 점용접을 통해 이루어지는데 그림 18에서와 같이 서로 접한 특정 절점에서 자유도를 모두 제한하는 방법으로 이를 모델링하였다.

H형 격자의 경우와 마찬가지로 효율적인 요소망을 결정하기 위하여 2가지 크기의 요소망을 3x3형 격자에 적용하여 해석을 수행하였다. 두 가지 경우의 해석결과를 보면 거의 차이가 없어서 이후로는 그림 17과 같은 요소망을 사용하여 해석을 수행하였다.

4.1.2 시험결과와 해석결과의 비교

H형 모델에서와 마찬가지로 양끝의 용접부를 6절점으로 확장하여 수행한 해석결과를 정적 좌

굴 시험결과와 비교해 보았다. 시험결과의 경우 정적 좌굴강성은 약6.9kN/mm이고 임계 좌굴강도는 약2587N이다. 6절점 용접모델의 경우 좌굴 강성은 약5.5kN/mm, 임계 좌굴강도는 약2220N으로 강성과 강도 모두 약간씩 작은 값을 보이고 있다. 이는 이중판의 고정부인 점용접부를 모델링할 때 하나의 절점만을 고려한 것이 주원인일 것으로 유추된다. 이는 양끝의 용접부를 1절점에서 6절점으로 바꿀 경우 해석결과가 크게 달라지는 것과 같은 맥락에서 해석할 수 있다.

4.2 격자크기의 확장

그림 18는 3x3형, 5x5형, 7x7형 격자까지 격자수의 증가에 따른 좌굴하중의 변화를 나타내고 있다. 다중격자들의 좌굴하중은 그림 18에서 알 수 있듯이 H형 지지격자와 마찬가지로 격자수의 증가에 거의 선형적으로 비례한다. 격자수와 좌굴 하중의 관계는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$F_M(\times 10^{-3}) = 0.645 \times (N-3) + 0.209$$

이 식을 이용하여 실제 사용되는 17x17형 지지격자의 좌굴강도를 계산해 보면 약 11.2kN 정도로 예측할 수 있다.

5. 결 론

본 연구를 통해 얻은 결론은 다음과 같다.

1. 좌굴현상은 매우 불안정한 거동으로 격자들의 연결을 어떻게 모델링하는가에 따라 좌굴거동은 큰 차이를 나타낸다. 따라서 수치해석의 신뢰도를 향상시키기 위해서는 용접부와 격자사이의 접합부의 모델링에 주의할 필요가 있다.
2. 지지격자의 유한요소해석결과 좌굴강도는 격자수가 증가함에 따라 선형적으로 증가하는 양상을 띤다.
3. 두 가지 모델의 좌굴강도와 강성치를 비교해 보면 얇은 판을 중첩시켜 사용하는 것보다는 두꺼운 단일 판을 사용한 모델이 좌굴에 대한 저항성이 큰 것으로 나타났다.

후 기

본 연구는 과학기술부의 원자력연구 개발사업의 일환으로 수행되었음.

참고문헌

- (1) B. M. Kwak et al., Shape optimization of support grids/Development of a FE model for their buckling analysis, KAERI/CM-329/99.
- (2) ABAQUS Theory Manual, Version 5.7, 1997.
- (3) K. H. Choi et al., FE Analysis of Nonlinear Buckling Behavior of a Spacer Grid in Fuel Assembly, SMIRT-15 Proceedings Vol. II, pp. 381~387.

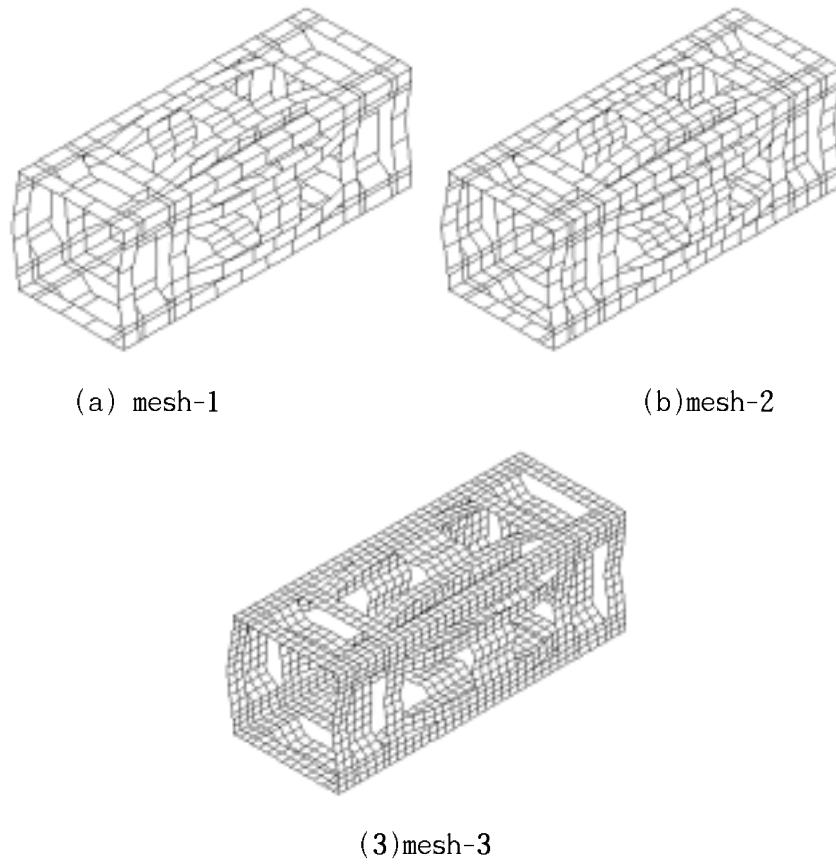


Fig. 1 Deformed shape of 3 FE models of a unit cell

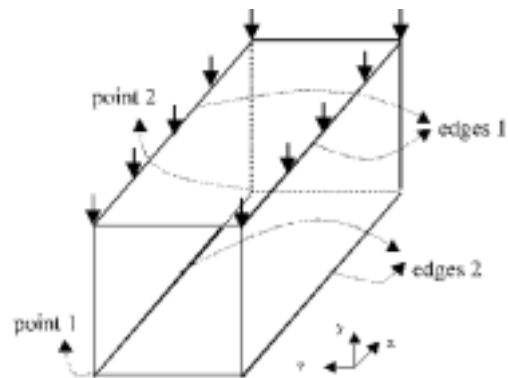


Fig. 2 Boundary condition of H type unit cell

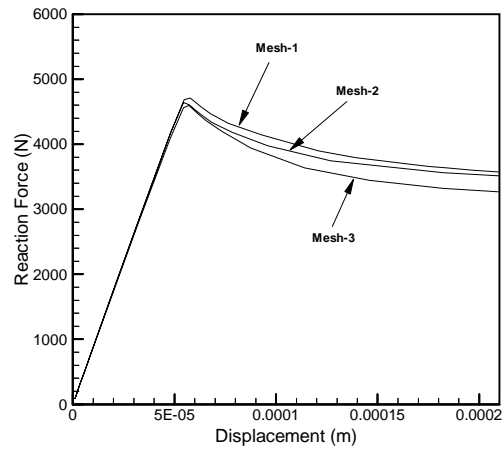


Fig. 3 Displacement-Reaction force curve of 3 FE models of a unit

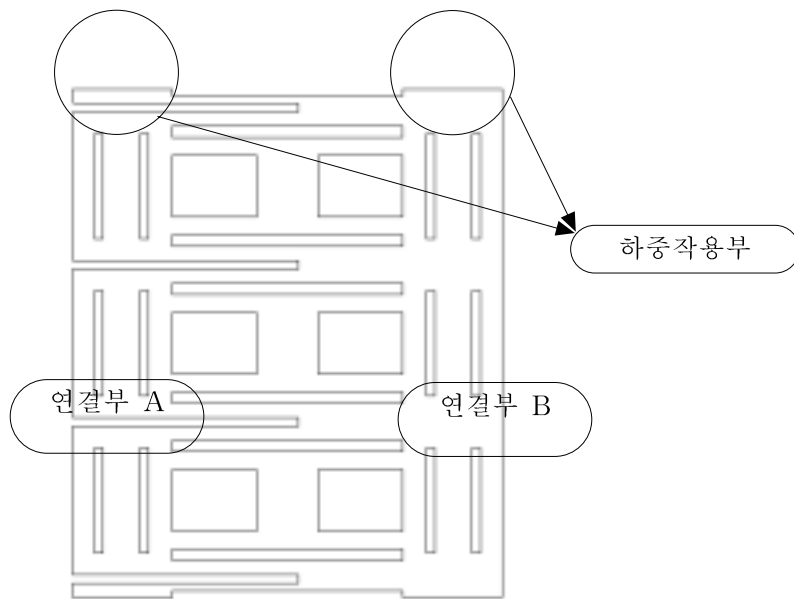


Fig. 4 Real shape of the basic plate forming H type cell

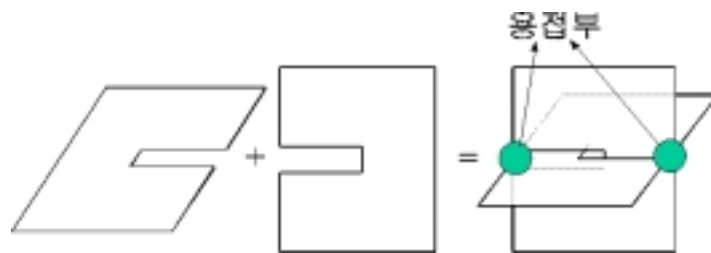


Fig. 5 Combining method between vertical and horizontal plates

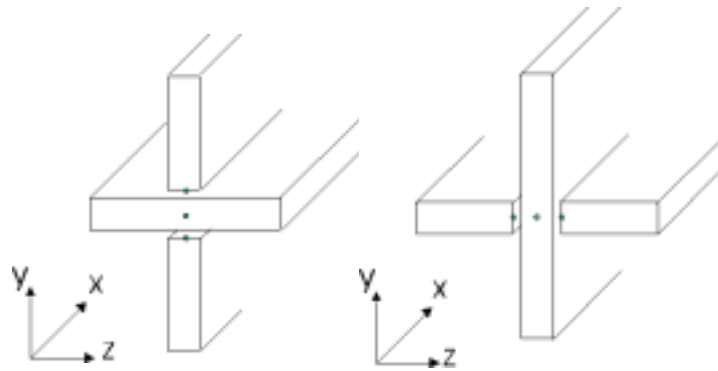


Fig. 6 Restriction at connecting parts between vertical and horizontal plates

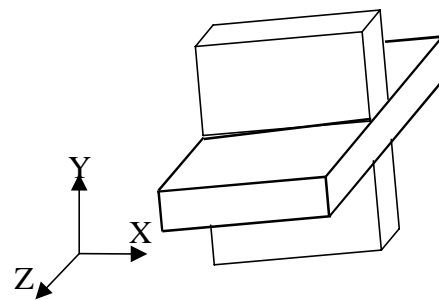
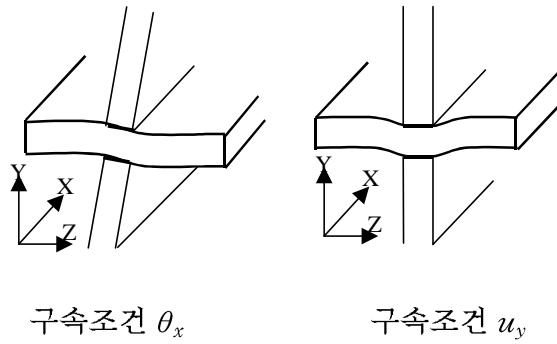
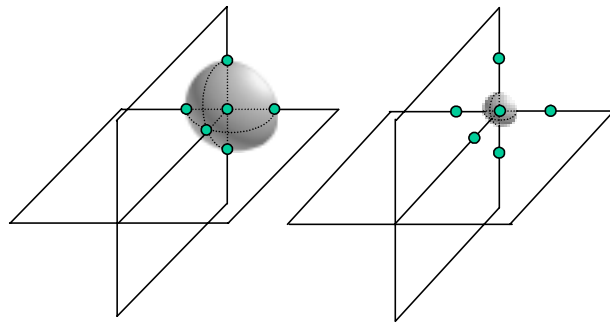


Fig. 7 Restriction at connecting part A when thicknesses of plate and groove are same



(a) 6 point welding model (b) 1 point welding model

Fig. 8 2 models according to the size of welding parts

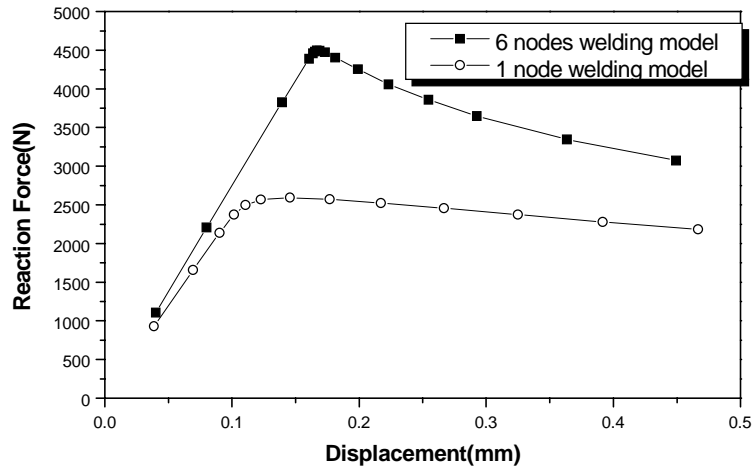


Fig. 9 Displacement-Reaction force curve according to the size of welding parts of 3x3 cell

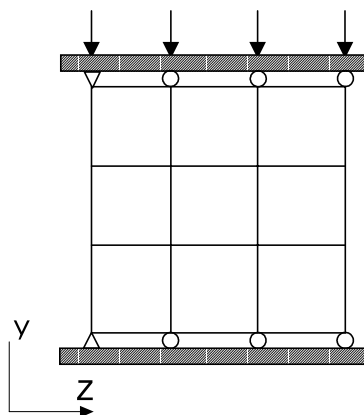


Fig. 10 Loading condition of static buckling test

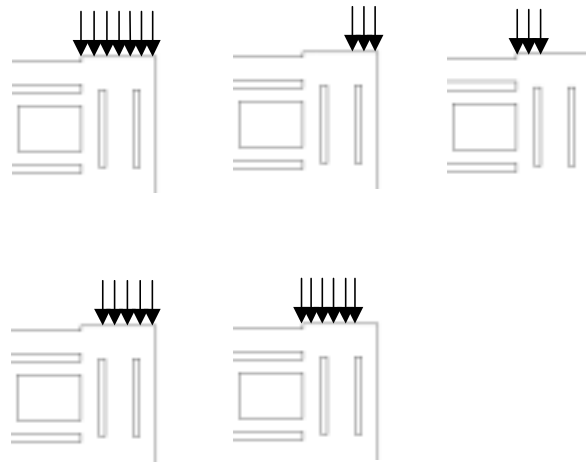


Fig. 11 Several load-applying parts

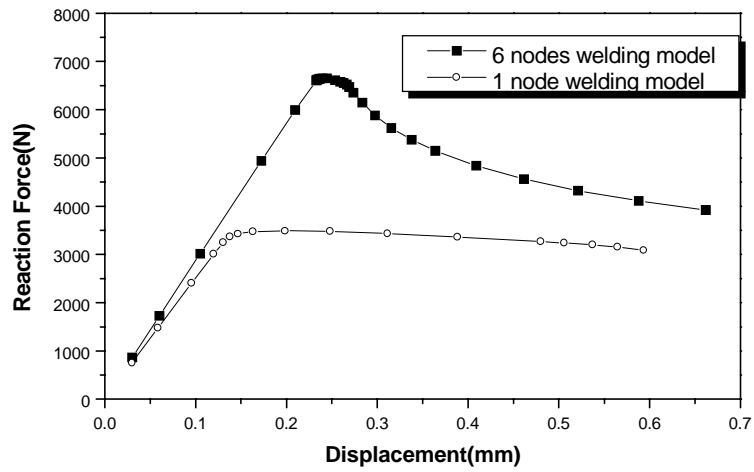


Fig. 12 Displacement/Reaction force curve according to the size of welding parts of 5x5 cell

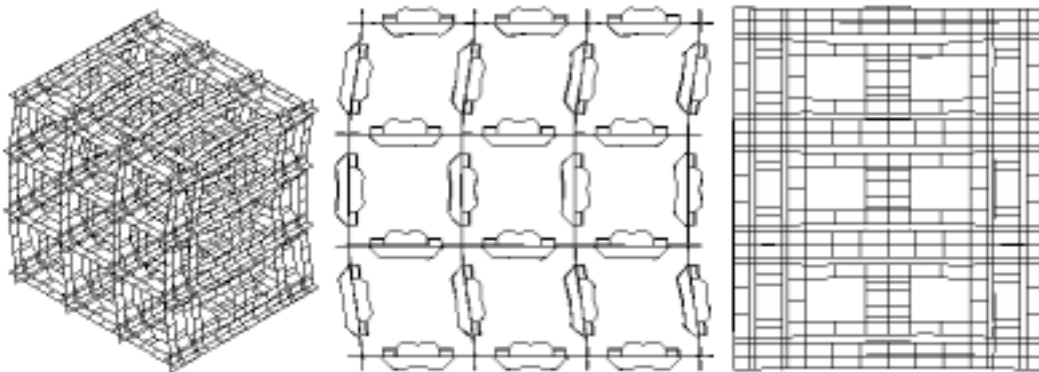


Fig. 13 Deformed shape of 3x3 cell

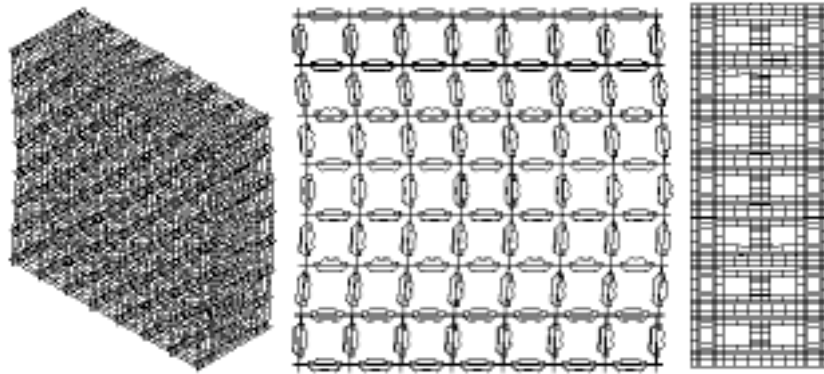


Fig. 14 Deformed shape of 7x7 cell

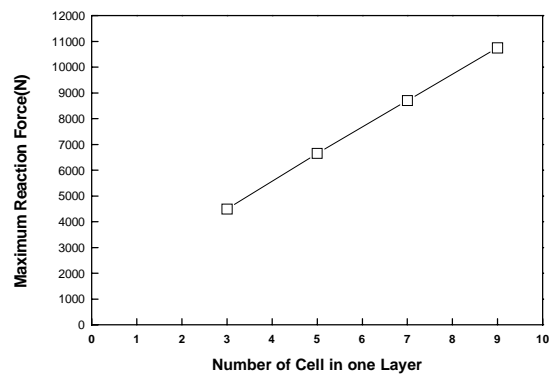


Fig. 15 Buckling strength according to number of cells

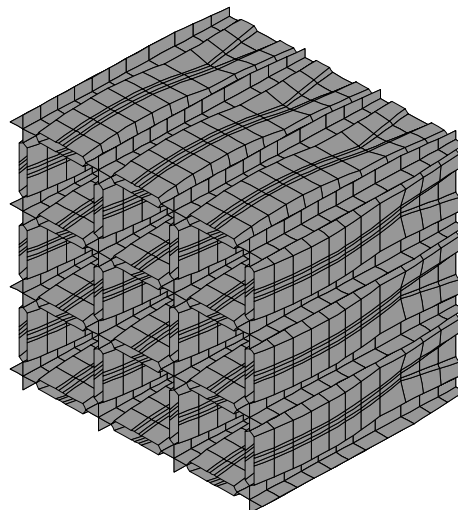


Fig. 16 Shape of double plate type cell

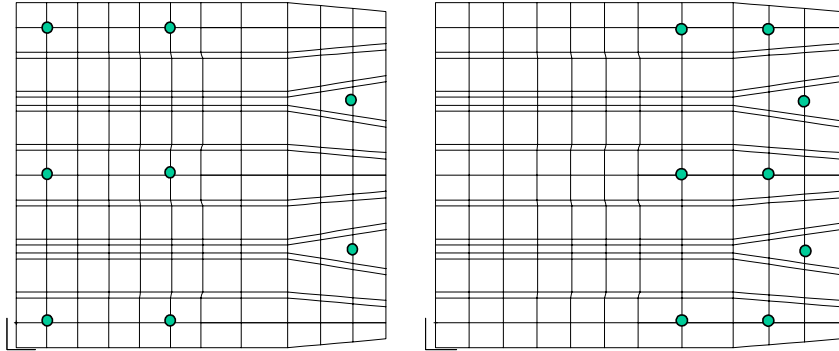


Fig. 17 Spot welding locations of the double plate

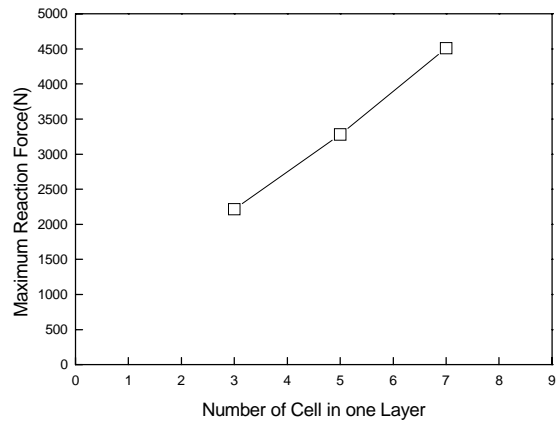


Fig. 18 Buckling strength according to number of cells