

석탄화력발전소 보일러의 멤브레인벽을 위한 등가 쉘요소의 직교이방성 탄성상수 결정 방법

이부윤*.#

*계명대학교 기계자동차공학전공

Method for Determining Orthotropic Elastic Constants of Equivalent Shell Elements for the Boiler Membrane Wall of Coal-Fired Power Plants

Boo-Youn Lee*.#

*Dept. of Mechanical & Automotive Engineering, KEIMYUNG UNIV.

(Received 11 December 2019; received in revised form 21 December 2019; accepted 1 January 2020)

ABSTRACT

In this study, we proposed a method to replace the solid finite element model of the boiler membrane wall for coal-fired power plants using an equivalent shell model. The application of a bending load to the membrane wall creates greater displacement at both ends of the central portion when compared with the middle when an isotropic elastic constant is used in the shell model. This is inconsistent with the results of the solid model where the central portion is uniformly deformed. Here, we presented a method to determine the orthotropic elastic constants of the shell model in terms of bending stiffness and vibration characteristics to solve this problem. Our analysis of the orthotropic shell model showed that the error ratio was 0.9% for the maximum displacement due to the bending load, 0.3% for the first natural frequency, and 2.5% for the second natural frequency when compared with the solid model. In conclusion, a complicated boiler membrane wall composed of a large number of pipes and fins can be replaced with a simple shell model that shows equivalent bending stiffness and vibration characteristics using our proposed method.

Key Words : Boiler(보일러) Membrane Wall(멤브레인벽), Orthotropic Elastic Constants(직교이방성 탄성상수), Shell Element(쉘요소)

1. 서론

석탄화력발전소의 주요 설비인 보일러(boiler)는 지름이 작은 수많은 전열관 내부를 지나는 물을 가

열하여 고온고압의 증기로 변환하는 역할을 한다. Fig. 1은 석탄화력발전소의 보일러와 행거(hanger) 및 보일러를 지지하는 철구조물(철골)의 일반적인 형상을 나타낸다. 보일러 내부의 수많은 수직 전열관은 열변형에 의해 길이 방향으로 팽창 또는 수축하게 되므로 철골의 상부에 위치한 대형 거더(girder)에 행거를 사용하여 보일러를 매다는 방식으

Corresponding Author : bylee@kmu.ac.kr

Tel: +82-53-580-5922, Fax: +82-53-580-5165

로 보일러를 설치하게 된다. 만일 지진이나 풍하중이 가해지면 보일러는 철골에 매달린 상태에서 수평방향으로 흔들리게 되므로, 흔들림을 방지하기 위한 지지구조가 필요하다. 이러한 수평방향의 지지구조는 일반적으로 Fig. 2와 같이 보일러 외벽, 즉 멤브레인벽(membrane wall)의 네 면에 횡방향으로 부착된 수평 벽스테인(horizontal buckstay)에 이 중의 외팔보(clamped beam) 모양으로 돌출된 보일러 스톱퍼(boiler stopper)를 설치하고, 철골의 기둥(post)에 스톱퍼를 끼우는 구조를 사용한다. 이렇게 하면 기둥과 스톱퍼 사이에 슬라이딩이 가능하게 되므로 열변형은 자유롭게 되면서 보일러의 수평방향 흔들림이 방지된다.

한편, 발전소에 설치되는 주요 기기들은 해당 지역에서 발생할 가능성이 있는 지진에 견딜 수 있도록 설계되어야 하며, 보일러의 경우도 예외가 아니

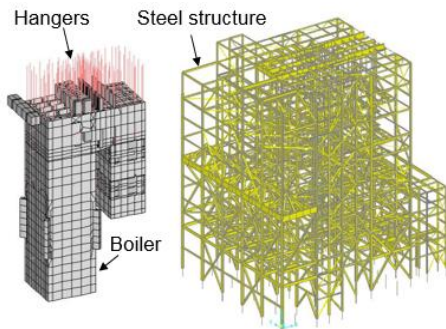


Fig. 1 Typical boiler and its supporting steel structure for coal-firing power plants

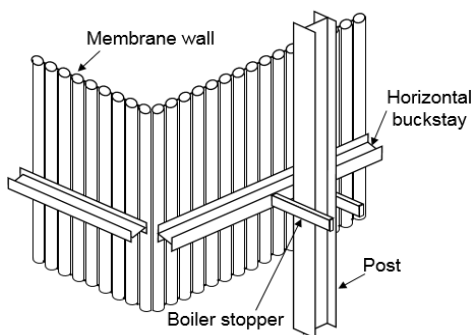


Fig. 2 Supporting structure to restrain horizontal sway of boiler

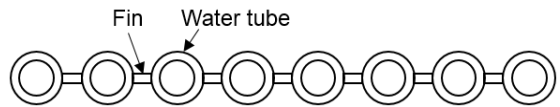
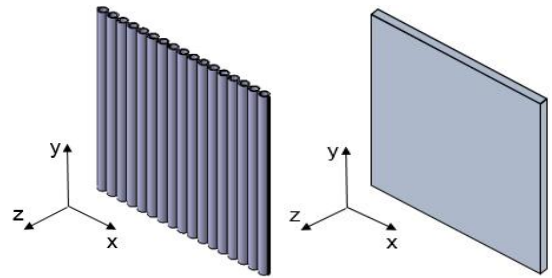


Fig. 3 Shape of cross section of membrane wall



(a) Membrane wall (b) Equivalent flat plate
Fig. 4 Segments of membrane wall and equivalent flat plate

다^[1,2]. 이전까지는 발전설비 제작사들은 보일러의 내진설계 시에 보일러의 주요 기기들을 철골과 분리하여 별도로 지진하중을 적용하여 해석을 수행하여 지진에 대한 안전성을 평가해 왔다. 근래에는 보다 정확한 내진설계를 위하여 보일러와 철골을 통합한 해석모델을 사용하여 지진에 대한 안전성을 평가하는 연구가 제시되고 있다^[3]. 이러한 해석 시에는 보일러의 모델을 만들고 철골의 모델과 통합하여 전체 해석모델을 만들어야 한다. 그런데 보일러의 외벽, 즉 멤브레인벽은 Fig. 3의 단면 형상과 같이 수많은 지름이 작은 수직방향 수냉관(water tube)에 핀(fin)을 붙여서 한 덩어리로 용접하여 제작되므로 실제 형상대로 모델링하는 것은 현실적으로 거의 불가능하다. 본 연구에서는 철골과 보일러를 통합한 모델의 지진해석 시에 사용하기 위해 멤브레인벽을 평판으로 단순화하여 등가(equivalent) 쉘요소로 모델링할 경우에 요구되는 탄성상수(elastic constant)를 결정하는 방법을 다루고자 한다.

수많은 관과 핀으로 구성된 멤브레인벽은 실제 형상대로 솔리드요소로 모델링하는 대신에 Fig. 4와 같이 강성과 진동 특성의 관점에서 등가인 평판으로 단순화하여^[3,4] 모델링을 하면 효율적이다. 일반적으로 상용 유한요소해석 프로그램에서 사용되는 쉘요소의 응력-변형률 관계를 나타내는 탄성행렬

(elasticity matrix)은 탄성상수, 즉 탄성계수(Young's modulus), 프와송비(Poisson's ratio), 전단계수(shear modulus)에 의해 정의되는데, 이 탄성행렬은 평면응력(plane stress)이론에 의한 평면내(in-plane)변형과 굽힘(bending)이론에 의한 평면외(out-of-plane)변형 거동을 조합하여 만들어진이다⁵⁾.

그런데 멤브레인벽을 등가 쉘요소로 모델링하게 되면 수직관에 핀이 용접된 형상으로 인하여 평면내변형에 해당되는 관의 길이방향 축(y 축)방향과 횡방향 축(x 축)방향의 변형 특성이 서로 다르므로, 이 쉘요소의 탄성상수는 등방성(isotropic)이 아니라 직교이방성(orthotropic)으로 정의되는 것이 타당하다. 그리고 평면외변형에 해당되는 관의 길이방향 축(y 축)에 관한 굽힘변형과 횡방향 축(x 축)에 관한 굽힘변형의 특성도 서로 다르므로 이 또한 직교이방성에 해당된다. 따라서 이 등가 쉘요소에는 평면내변형에 관한 직교이방성 탄성상수와 평면외변형(굽힘변형)에 관한 직교이방성 탄성상수가 독립적으로 정의되는 것이 타당하다고 하겠다. 이에 관한 연구로서 Setoguchi 등⁴⁾은 정적하중 하에서 보일러 멤브레인벽의 평면내변형과 굽힘변형을 포함하는 등가 쉘요소를 위한 직교이방성 탄성상수를 해석적으로 계산하는 공식을 제시하였다. 한편, 근래에 Nagiar 등⁶⁾은 보일러 멤브레인벽을 대상으로 평면내변형에 대한 직교이방성 탄성상수와 굽힘변형에 대한 직교이방성 탄성상수를 수치적으로 계산하였다. 그리고 Setoguchi 등⁴⁾과 Nagiar 등⁶⁾은 평면내변형에 대한 직교이방성 탄성상수와 굽힘변형에 대한 직교이방성 탄성상수를 별개로 적용할 수 있는 특수 쉘요소를 위한 유한요소해석 프로그램을 만들어 보일러 멤브레인벽의 정적해석에 적용하였다.

그러나 플랜트 구조물의 지진해석을 위하여 널리 사용되는 SAP2000⁷⁾이나 일반적인 상용 유한요소해석 프로그램에서 제공하는 쉘요소에는 Setoguchi 등⁵⁾과 Nagiar 등⁶⁾과 같이 평면내변형 및 굽힘변형에 대한 두 가지의 직교이방성 탄성상수를 각각 정의할 수 있는 기능이 없다. 그 이유는 상용 유한요소해석 프로그램에서 탄성상수는 재료의 물성치로서만 입력할 수 있고, 따라서 평면내변형과 굽힘변형을 조합하여 정의되는 쉘요소의 직교이방성 탄성행렬은 한 가지의 탄성상수만을 사용하여 정의되기

때문이다. 결론적으로 상용 유한요소해석 프로그램에서는 멤브레인벽을 등가 쉘요소로 모델링할 때 평면내변형에 대한 직교이방성 탄성상수와 굽힘변형에 대한 직교이방성 탄성상수를 별개로 적용하는 것이 불가능하다고 하겠다.

한편, 지진하중으로 인하여 진동이 발생하여 보일러와 철골이 상호작용하여 흔들리면서 변형할 때 넓은 면적의 멤브레인벽은 평면내변형에 비해 굽힘변형이 절대적으로 우세한 것이 분명하다. 그러므로 SAP2000과 같은 상용 유한요소해석 프로그램을 사용하여 철골-보일러 통합모델에 대한 지진해석을 수행하려면 굽힘변형만을 고려하여 구한 직교이방성 탄성상수를 멤브레인벽의 등가 쉘요소에 적용하더라도 지진에 의한 거동을 평가하는데 있어서 별로 무리가 없다고 판단된다. 이러한 관점에서 본 연구에서는 철골과 보일러를 통합한 모델의 지진해석에 적용하는 것을 염두에 두고, 멤브레인벽의 굽힘변형, 진동모드, 고유진동수의 관점에서 솔리드 유한요소모델과 등가인 쉘 유한요소모델의 직교이방성 탄성상수를 구하는 방법을 제시하고자 한다. 전체 유한요소해석 과정에서 위하여 상용 프로그램인 ANSYS Workbench⁸⁾를 사용하였다.

2. 전체 과정 및 솔리드모델의 해석

2.1 전체 과정

Fig. 2~3에 나타난 바와 같이 보일러의 멤브레인벽은 수많은 긴 관과 핀으로 구성되므로, 멤브레인벽을 솔리드요소를 사용하여 실제 형상으로 모델링하여 지진해석을 수행하는 것이 현실적으로 불가능하다. 그러므로 Fig. 4에 나타난 바와 같이 멤브레인벽을 굽힘변형에 대한 강성과 진동 특성인 고유진동수의 관점에서 등가인 평판으로 가정하여 쉘요소로 모델링을 하고자 한다. Fig. 5는 멤브레인벽을 구성하는 관과 핀으로 구성된 한 피치(pitch)의 단면형상과 치수를 나타내는데, p 는 피치, r_m 은 관의 평균반경, t 는 관의 두께, t_f 는 핀의 두께, l_f 는 핀의 길이, t_{eq} 는 등가 평판의 두께를 나타낸다.

발전용량 240 MW급 석탄화력발전소 보일러의 멤브레인벽에서 Fig. 6과 같이 가로와 세로 길이가

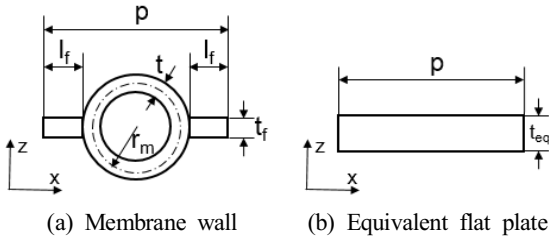


Fig. 5 Dimension of cross section of one pitch of membrane wall and equivalent flat plate

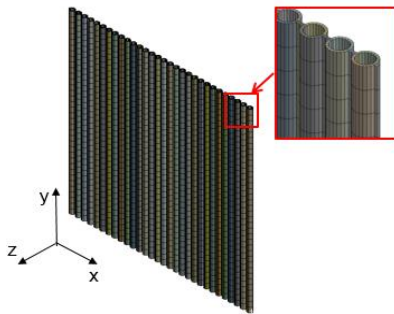


Fig. 6 Solid model of 1,716-mm membrane wall segment

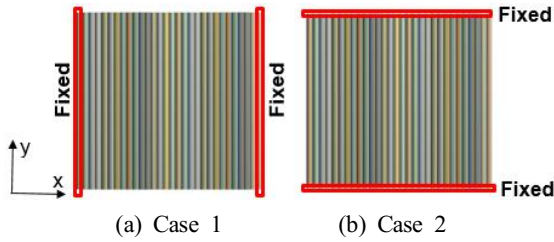


Fig. 7 Two cases of boundary condition

1,716 mm인 정사각형 면적 구간을 선정하여 샘플 멤브레인벽으로 정의하였으며 이 구간은 수냉관 30개로 구성된다. 수냉관 치수는 $p = 57.2$ mm, $r_m = 19.7$ mm, $t = 5.1$ mm, $t_f = 6$ mm, $l_f = 6.33$ mm이다. 전체 재료의 물성치는 동일하며 탄성계수 207 GPa, 전단계수 80 GPa, 프와송비 0.3, 밀도 40.821 Ton/m³이다.

(x , y , z) 좌표계에 관련된 직교이방성 물성치는 9개의 탄성상수, 즉 3개의 탄성계수 E_x , E_y , E_z , 3개의 프와송비 ν_{xy} , ν_{yz} , ν_{zx} , 3개의 전단계수 G_{xy} ,

G_{yz} , G_{zx} 이다^[7-9]. 그러므로 굽힘변형의 관점에서 멤브레인벽의 솔리드모델과 등가인 셸모델의 이 9개의 탄성상수를 결정해야 한다.

그런데 일반적으로 x - y 평면상에 놓인 셸요소의 굽힘변형에는 E_x , E_y , ν_{xy} 가 영향을 미친다. 그러므로 z 축방향과 관련된 탄성계수(E_z), 프와송비(ν_{yz} , ν_{zx}), 전단계수(G_{yz} , G_{zx})는 원래 소재의 물성치와 동일하다고 가정해도 무방하다. 또한 x - y 평면의 전단계수(G_{xy})도 굽힘변형에 거의 영향을 미치지 않으므로 원래 소재의 물성치와 동일하다고 가정할 수 있다. 따라서 9개의 탄성상수 중에서 6개는 식 (1)과 같이 원래 소재의 물성치로부터 정해진다.

$$\begin{aligned} E_z &= 207 \text{ GPa} \\ \nu_{yz} &= \nu_{zx} = 0.3 \\ G_{xy} &= G_{yz} = G_{zx} = 80 \text{ GPa} \end{aligned} \quad (1)$$

이제 9개의 직교이방성 탄성상수 중에서 남은 3개, 즉 E_x , E_y , ν_{xy} 를 결정하면 된다. 이를 위해 본 연구에서 수행하고자 하는 전체적 접근 방법을 단계별로 요약하면 다음과 같다.

단계 1(솔리드모델의 해석): 멤브레인벽을 솔리드 요소로 모델링하고 두 가지의 경계조건, 즉 멤브레인벽의 좌우의 수직면을 구속한 경우(Case 1)와 상하의 수평면을 구속한 경우(Case 2)에 대하여 정적 해석과 진동모드해석을 수행한다. 해석결과로서 관의 길이방향인 y 축과 횡방향인 x 축에 대한 굽힘에서 발생하는 z 축방향 최대 변위 및 1, 2차 진동모드의 고유진동수를 구한다.

단계 2(등방성 셸모델의 해석): 멤브레인벽을 평판으로 단순화하고 등방성 셸요소로 모델링하여 경계조건 Case 1, 2에 대하여 정적해석을 수행한다. z 축방향 최대 변위가 단계 1의 솔리드모델의 해석결과와 같게 되는 탄성계수를 경계조건 Case 1, 2 각각에 대하여 시행착오법으로 구한다.

단계 3(직교이방성 셸모델의 탄성상수 결정): 단계 2에서 구한 경계조건 Case 1, 2에 대한 탄성계수에 기초하여 단계 1의 솔리드모델과 굽힘 강성이 등가인 직교이방성 셸모델의 탄성상수 E_x , E_y , ν_{xy} 를 결정한다.

단계 4(직교이방성 쉘모델의 해석): 단계 3에서 구한 직교이방성 탄성상수를 등가 쉘모델에 적용하여 경계조건 Case 1, 2에 대하여 정적해석과 진동 모드해석을 수행한다. 해석결과로서 관의 길이방향인 y 축과 횡방향인 x 축에 대한 굽힘에서 발생하는 z 축방향 최대 변위 및 1, 2차 진동모드의 고유진동수를 구한다. 이 직교이방성 쉘모델의 해석 결과를 단계 1의 솔리드모델의 해석결과와 비교하여 일치하는지 확인함으로써 정확성을 검증한다.

2.2 솔리드모델의 해석

먼저 단계 1(솔리드모델의 해석)에 대하여 기술하고자 한다. 샘플 멤브레인벽을 Fig. 6과 같이 2차(quadratic) 솔리드요소로 모델링하였다. 그리고 Fig. 7(a), (b)에 나타난 Case 1, 2의 두 가지 경계조건을 지정하였다. Case 1은 좌우의 수직면을 구속함으로써 관의 길이방향인 y 축에 대한 굽힘변형을 해석하기 위한 경우이다. Case 2는 상하의 수평면을 구속함으로써 관의 횡방향인 x 축에 대한 굽힘변형을 해석하기 위한 경우이다. 그리고 두 경계조건 Case 1, 2 각각에 대하여 정적해석과 진동모드해석을 수행하였다. 정적해석 시에 하중은 z 축방향으로 총 100 N의 힘을 멤브레인벽에 균일하게 분포시켜 가하였다.

Fig. 8(a)는 솔리드모델의 Case 1의 정적해석 결과로서 z 축방향 변위(UZ)를 나타내는데, UZ의 최대 값(UZmax)은 0.077 mm이다. Fig. 8(b)는 솔리드모델의 Case 1의 진동모드해석 결과로서 1차와 2차 진동모드의 z 축방향 모드변위(UZ)를 나타내는데 1차 고유진동수는 5.38 Hz이고 2차 고유진동수는 28.78 Hz이다.

Fig. 9(a)는 솔리드모델의 Case 2의 정적해석 결과로서 변위 UZ를 나타내는데, UZmax는 0.002 mm이다. Fig. 9(b)는 솔리드모델의 Case 2의 진동모드해석 결과로서 1차와 2차 진동모드의 z 축방향 모드변위(UZ)를 나타내는데 1차 고유진동수는 35.99 Hz이고 2차 고유진동수는 190.43 Hz이다.

3. 직교이방성 탄성계수 결정

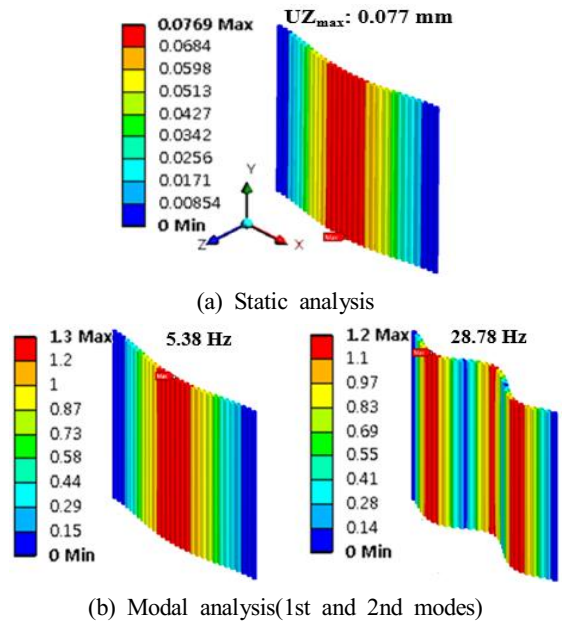


Fig. 8 Results of Case 1 of solid model

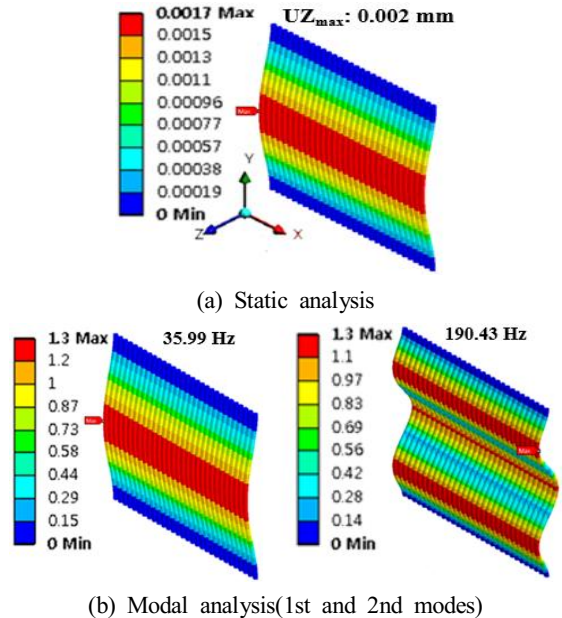


Fig. 9 Results of Case 2 of solid model

이 장에서는 앞장에서 설명한 단계 2~3, 즉 멤브레인벽의 등가 쉘요소의 3개의 직교이방성 탄성상

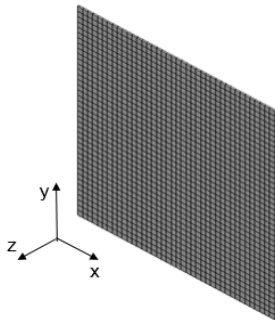


Fig. 10 Shell model of 1,716-mm membrane wall segment

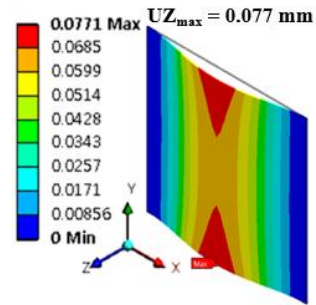
수 E_x , E_y , ν_{xy} 를 결정하는 방법을 기술하고자 한다.

먼저 단계 2(등방성 쉘모델의 해석)의 수행에 대하여 설명하고자 한다. 멤브레인벽을 Fig. 10과 같이 평판으로 단순화하여 등가의 2차 쉘요소로 모델링하였다. 이때 등가 쉘요소의 두께, 즉 등가 두께 (t_{eq})는 Fig. 5에 나타난 멤브레인벽의 한 피치와 등가 평판의 단면적이 같게 되도록 식 (2)를 사용하여 계산하였으며 $t_{eq} = 12.37$ mm이다. 이렇게 되면 등가 쉘요소의 밀도는 원래 소재와 동일한 40.821 Ton/m³이다.

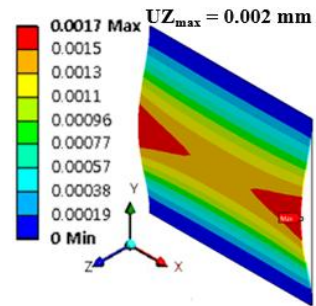
$$t_{eq} = \frac{2lt_f + 2\pi r_m t}{p} \quad (2)$$

그리고 솔리드모델과 동일하게 Fig. 7에 나타난 Case 1, 2의 두 가지 경계조건 각각에 대하여 정적 해석을 수행하였다. 하중은 z축방향으로 총 100 N의 힘을 멤브레인벽에 균일하게 분포시켜 가하였다. 그리고 등방성 탄성계수(E)의 값을 변화시켜 가면서 반복해석을 수행하여 시행착오법으로 이 등방성 쉘모델의 z축방향 최대 변위가 단계 1에서 해석한 솔리드모델의 최대 변위와 같게 되는 탄성계수를 구하였다. 그 결과로서 경계조건이 Case 1일 때는 $E=64$ GPa, Case 2일 때는 $E=2,860$ GPa로 결정되었다.

Fig. 11(a)는 등방성 쉘모델의 Case 1의 정적해석 결과인데, 시행착오법으로 구한 $E=64$ GPa일 때의



(a) Case 1



(b) Case 2

Fig. 11 Results of isotropic shell model

변위 UZ를 나타내며 UZmax는 0.077 mm로서 솔리드모델의 결과와 동일하다. Fig. 11(b)는 등방성 쉘모델의 Case 2의 정적해석 결과인데, 시행착오법으로 구한 $E=2,860$ GPa일 때의 변위 UZ를 나타내며 UZmax는 0.002 mm로서 솔리드모델의 결과와 동일하다. 여기에서 Fig. 11(a), (b)의 등방성 쉘모델의 변위를 Fig. 8(a), Fig. 9(a)의 솔리드모델의 변위와 비교해 보면 최대 변위인 UZmax는 서로 같지만, 변위분포는 솔리드모델에서는 중앙부가 균일하게 변형되는 굽힘이 발생하지만 등방성 쉘모델에서는 중앙부의 양끝단이 변위가 큰 불균일 굽힘이 발생하는 것을 확인할 수 있다. 그 이유는 이 단계에서는 쉘모델의 탄성상수를 직교이방성이 아닌 등방성의 값을 사용했기 때문이다.

다음은 단계 3(직교이방성 쉘모델의 탄성상수 결정)에 대하여 설명하고자 한다. 이제 단계 1의 솔리드모델과 굽힘 강성이 등가가 되도록 직교이방성 쉘모델의 3개의 탄성상수, 즉 탄성계수 E_x , E_y 와 프와송비 ν_{xy} 를 결정해야 한다.

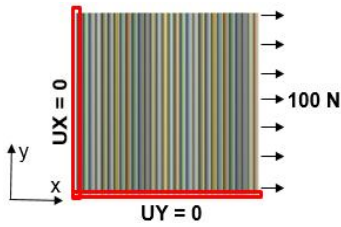


Fig. 12 Tension problem of solid model

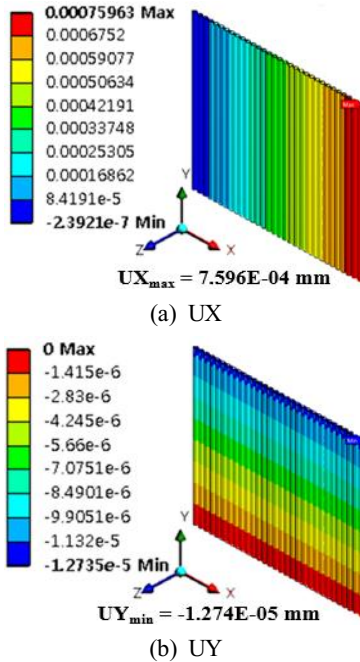


Fig. 13 Results of tension problem of solid model

탄성계수 E_x , E_y 는 단계 2에서 구한 경계조건 Case 1, 2에 대한 등방성 쉘모델의 탄성계수에 의거하여 결정한다. x 축방향 탄성계수(E_x)는 단계 2의 Case 1에서 관의 길이방향인 y 축에 대한 굽힘변형을 고려하여 구한 탄성계수(64 GPa), y 축방향 탄성계수(E_y)는 단계 2의 Case 2에서 관의 횡방향인 x 축에 대한 굽힘변형을 고려하여 구한 탄성계수(2,860 GPa)로 정한다. 결과적으로 탄성계수 E_x , E_y 는 식 (3)과 같이 결정되었다.

$$E_x = 64 \text{ GPa}, \quad E_y = 2,860 \text{ GPa} \quad (3)$$

Table 1 Results of orthotropic elastic constants of equivalent shell model for sample membrane wall

	Symbol	Value
Young's modulus (GPa)	E_x	64
	E_y	2,860
	E_z	207
Poisson's ratio	ν_{xy}	0.017
	ν_{yz}	0.3
	ν_{zx}	0.3
Shear modulus (GPa)	G_{xy}	80
	G_{yz}	80
	G_{zx}	80

마지막으로 프와송비 ν_{xy} 를 구해야 한다. 이를 위하여 Fig. 6의 솔리드모델을 사용하여 멤브레인벽의 좌측면과 하면의 수직변위를 구속한 상태에서 우측면에 x 축방향으로 100 N의 균일한 인장하중을 가하는 문제를 해석하였다. 해석 결과로서 Fig. 13(a), (b)는 각각 x 축방향 변위(UX)와 y 축방향 변위(UY) 분포인데, x 축방향 최대 변위(UXmax)는 7.596E-04 mm이고 y 축방향 최소 변위(UYmin)는 -1.274E-05 mm로 나타났다. 그러므로 x 축방향의 인장량은 $\delta_x = 7.596E-04$ mm이고 인장의 횡방향인 y 축방향 압축량은 $\delta_y = 1.274E-05$ mm이다. 따라서 프와송비의 정의에 의하여 ν_{xy} 는 식 (4)와 같이 0.017로 계산된다.

$$\nu_{xy} = -\frac{\epsilon_y}{\epsilon_x} = \frac{\delta_y}{\delta_x} = 0.017 \quad (4)$$

여기서 ϵ_x , ϵ_y 는 각각 x , y 축방향의 수직변형률을 나타낸다.

이상과 같이 샘플 멤브레인벽의 등가 쉘모델의 직교이방성 탄성상수 9개를 결정하였으며, 그 결과를 Table 1에 정리하였다.

4. 직교이방성 쉘모델의 해석

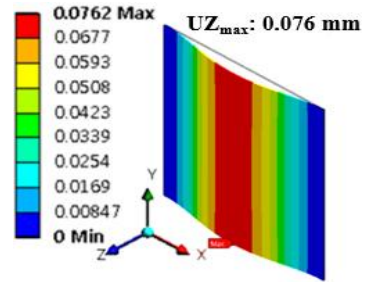
다음은 단계 4(직교이방성 쉘모델의 해석)에 대해

여 기술하고자 한다. 이제 앞장에서 결정된 Table 1의 탄성상수 $E_x, E_y, E_z, \nu_{xy}, \nu_{yz}, \nu_{zx}, G_{xy}, G_{yz}, G_{zx}$ 의 값을 직교이방성 쉘모델에 적용하여 솔리드 모델과 동일한 조건에서 정적해석과 진동모드해석을 수행하였다. 이 직교이방성 쉘모델의 해석 결과를 단계 1에서 구한 솔리드모델의 해석결과와 비교하여 정확성을 확인하고자 한다. 해석 방법은 단계 2의 쉘모델과 동일하나, 재료의 물성치만은 등방성이 아닌 직교이방성으로 정의하였다.

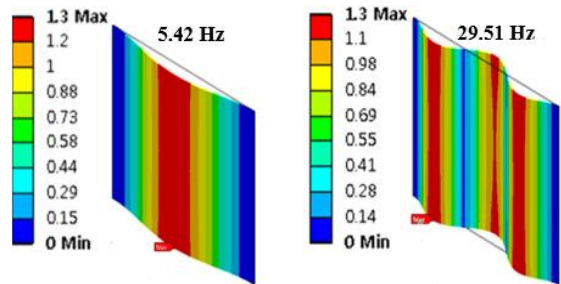
Fig. 14(a)는 직교이방성 쉘모델의 Case 1의 정적 해석 결과로서 z 축방향 변위(UZ)를 나타내는데, UZ의 최대값(UZmax)은 0.076 mm이다. Fig. 14(b)는 직교이방성 쉘모델의 Case 1의 진동모드해석 결과로서 1차와 2차 진동모드의 z 축방향 모드변위(UZ)를 나타내는데 1차 고유진동수는 5.42 Hz이고 2차 고유진동수는 29.51 Hz이다.

Fig. 15(a)는 직교이방성 쉘모델의 Case 2의 정적 해석 결과로서 z 축방향 변위(UZ)를 나타내는데, UZmax는 0.002 mm이다. Fig. 15(b)는 직교이방성 쉘모델의 Case 2의 진동모드해석 결과로서 1차와 2차 진동모드의 z 축방향 모드변위(UZ)를 나타내는데 고유진동수는 36.08 Hz이고 2차 고유진동수는 194.03 Hz이다.

이상과 같은 직교이방성 쉘모델의 해석 결과를 솔리드모델의 해석결과와 비교하여 Table 2에 정리하였다. Table 2에서 굵직한중에 의한 z 축방향 최대 변위(UZmax) 결과를 보면 직교이방성 쉘모델은 솔리드모델 대비 오차율이 0.9% 수준으로 나타났다. 그리고 진동모드해석의 결과인 직교이방성 쉘모델의 1차 고유진동수는 솔리드모델 대비 오차율이 0.3% 수준, 2차 고유진동수는 솔리드모델 대비 오차율이 2.5% 수준으로 나타났다. 이와 같이 비록 고차 진동모드로 갈수록 오차율이 조금 커지긴 하지만 지진하중이 가해질 때 멤브레인벽의 진동 거동에 중요한 영향을 미치는 저차 진동모드에서는 오차가 작으므로 본 연구에서 제시한 쉘모델의 직교이방성 탄성상수 결정 방법이 타당성이 있다고 판단된다. 따라서 본 연구에서 제시한 대로 복잡한 형상의 멤브레인벽을 평판으로 단순화하여 직교이방성 쉘요소로 모델링하더라도 굽힘 강성과 진동 특성 관점에서 충분히 적용이 가능하다.

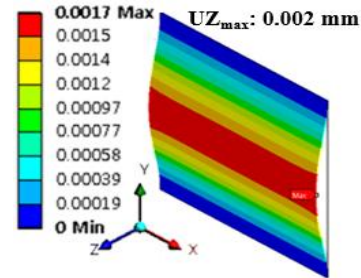


(a) Static analysis

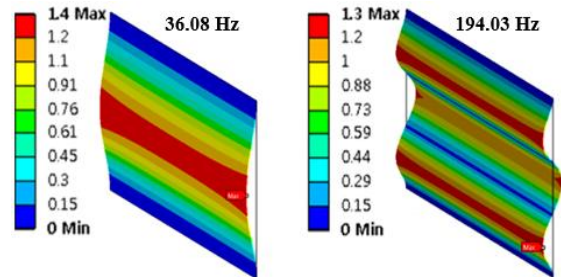


(b) Modal analysis(1st and 2nd modes)

Fig. 14 Results of Case 1 of orthotropic shell model



(a) Static analysis



(b) Modal analysis(1st and 2nd modes)

Fig. 15 Results of Case 2 of orthotropic shell model

Table 2 Comparison of results of solid and orthotropic shell models

		Case 1	Case 2
UZmax	Solid	0.077 mm	0.002 mm
	Orthotropic shell	0.076 mm	0.002 mm
	Error ratio	0.9%	0%
1st natural frequency	Solid	5.38 Hz	35.99 Hz
	Orthotropic shell	5.42 Hz	36.08 Hz
	Error ratio	0.7%	0.3%
2nd natural frequency	Solid	28.78 Hz	190.43 Hz
	Orthotropic shell	29.51 Hz	194.03 Hz
	Error ratio	2.5%	1.9%

5. 결론

본 연구에서는 석탄화력발전소의 철골과 보일러를 통합한 모델의 지진해석에 적용하기 위한 목적으로, 복잡한 형상을 갖는 멤브레인벽의 솔리드 유한요소모델을 평판 형상으로 단순화하여 등가 쉘 유한요소모델로 대체하기 위한 방법을 제시하였다.

멤브레인벽에 굽힘하중을 가할 때의 해석결과로서, 등가 쉘모델에 등방성 탄성상수를 사용하는 경우에는 중앙부의 양끝단 변위가 가운데보다 더 큰 불균일 굽힘이 발생하였다. 이는 멤브레인벽의 중앙부가 균일하게 변형되는 솔리드모델의 해석결과와 일치하지 않는 것으로 나타났다. 이러한 문제점을 해소하기 위하여 멤브레인벽의 솔리드모델에 비해 굽힘 강성과 진동 특성 측면에서 등가인 쉘모델의 직교이방성 탄성상수를 구하는 방법을 제시하였다. 결과적으로 직교이방성 쉘모델에서 굽힘하중에 의한 z축방향 최대 변위는 솔리드모델 대비 오차율이 0.9% 수준으로 나타났다. 진동모드해석의 결과에서는 직교이방성 쉘모델의 1차 고유진동수는 솔리드모델에 비해 오차율이 0.3%, 2차 고유진동수는 오차율이 2.5% 수준으로 나타났다.

후속적으로 본 연구의 결과를 반영하여 석탄화력발전소의 철골과 보일러 전체를 통합한 모델에 대한 진동모드해석과 지진하중에 대한 안전성 평가에 관한 연구가 진행 중이다.

REFERENCES

1. Won, T. S., Cho, K. H. and Kim, S. H., "A Study on Developments of Technical Regulation for Seismic Design Code for Thermal Power Plant Facilities in Korea," Proc. of the KIEE Autumn Conference, Korean Institute of Electrical Engineers, pp. 278-284, 2015.
2. Cruz, E. and Valdivia, D., "Performance of Industrial Facilities in the Chilean Earthquake of 27 February 2010," The Structural Design of Tall and Special Buildings, Vol. 20, No. 1, pp. 83-101, 2011.
3. Cruz, E., Garcia, R., Vera, G. and Valdivia, D., "An Evaluation of a Simplified Analysis Model for the Earthquake Response of a Coal Fired Boiler and its Steel Support Structure," Proc. of the 14th World Conference on Earthquake Engineering, 2008.
4. Setoguchi, K., Wada, H. and Miyazoe, M., "Structural Analysis of Welded Wall for Boiler Furnace," Technical Review: June 1974, Mitsubishi Heavy Industries, Ltd., pp. 137-145, 1974.
5. Rockey, K. C., Evans, H. R., Griffiths D. W. and Nethercot, D. A., The Finite Element Method-A Basic Introduction, Crosby Lockwood Staples, London, 1975.
6. Nagiar, H. M., Maneski, T., Milosevic-Mitic, V. O., Gacesa, B. M. and Andjelic, N. M., "Modeling of the Buckstay System of Membrane Walls in Watertube Boiler Construction," Thermal Science, Vol. 18, Suppl. 1, pp. S59-S72, 2014.
7. SAP2000, SAP2000 Ver. 11 User's Manual, Computer and Structures, Inc., 2007.
8. ANSYS, ANSYS User's Manual Revision 11.0, ANSYS Inc., 2007.
9. Reddy, J. N., Theory and Analysis of Elastic Plates and Shells, 2nd Edition, CRC Press, New York, 2006.