

SAS 반응기의 구조 안전성 평가 연구

Study for Accessment of Structural Stability of SAS Reactor

이 은 우* 정 의 동* 김 윤 춘** 김 종 배***
Lee, Eun-Woo Chung, Eui-Dong Kim, Yoon-Choon Kim, Jong-Bae

ABSTRACT

Sasol Advanced Synthol Reactor was divided into two chambers by grid plate perforated with diffuser holes. The reactor has high stress level because of membrane stress due to internal pressure, thermal stress due to temperature difference and local stress due to structural discontinuity at the juncture of grid plate and shell. Moreover, geometric nonlinear behaviors may appear in the grid plate because of pressure difference between two chambers. In order to survey the stress level and geometric nonlinear behaviors around grid plate, heat transfer analysis, linear static analysis and geometric nonlinear analysis were performed using NISA II developed by EMRC. This paper demonstrates the result of accessment for linear static and geometric nonlinear analysis under various load combinations

1. 서 론

화학공정에서 사용되는 핵심 기기중의 하나인 반응기(Reactor)는 각 공정(Process)의 특성에 따라서 구조 및 운전조건이 서로 다르다. 대부분의 반응기에는 발열반응으로 인한 고온의 열 때문에 높은 열응력이 발생되며, 간혹 반응에 의해서 발생하는 동적하중에 대한 해석이 요구되기도 한다.

SAS 반응기(Sasol Advanced Synthol Reactor)는 내부의 격자막(Grid Plate)에 의해서 두개의 방(Chamber)으로 분리되어 있으며, 상부에서는 촉매와 접촉하여 반응이 일어나고 하부에서는 가스를 유입하여 상부로 상승시킨다.

SAS 반응기에서는 내부압력에 의한 막응력(Membrane Stress)과 반응열로 인한 상,하부 및 외부 사이의 온도차에 의해서 발생하는 열응력이 높은 응력을 유발하는 주요요인이며 상부에 쌓여있는 촉매의 무게도 무시할 수 없다. 또한 하부에 유입된 가스를 상승시키기 위하여 격자막 사이에 차압이 조성되며, 이 차압에 의해서 격자막에 대변형이 발생할 수 있다.

따라서, 본 연구에서는 내부압력, 반응열 및 촉매의 중량등의 하중조합에 대하여 유한요소법을 이용한 선형정적해석을 실시함으로써 SAS 반응기의 격자막 주위에 발생하는 응력을 평가하고, 차압에 대한 기하학적 비선형 해석을 실시하여 격자막의 대변형 거동을 파악함으로써 SAS 반응기의 구조적 안정성을 확보하고자 한다.

작용하는 하중에 대한 선형정적해석 및 기하학적 비선형해석은 상용 유한요소 프로그램인 NISA II/DISPLAY III를 이용하였다.

* 현대중공업(주) 화학플랜트설계부 부장
** 현대중공업(주) 화학플랜트설계부 차장
*** 현대중공업(주) 화학플랜트설계부 사원

2. SAS 반응기의 형상 및 제원

SAS 반응기를 두개의 방으로 나누는 격자막은 구형반경(Crown Radius)과 곡률천이부 반경(Knuckle Radius)의 비가 약 23:1 정도인 토리구형(Tori-spherical type)으로 되어 있으며 가스확산을 위한 구멍이 뚫려있다. SAS 반응기의 형상 및 해석부위에 대한 상세도는 Fig. 1 에서 보는 바와 같다.

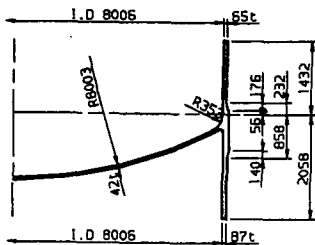
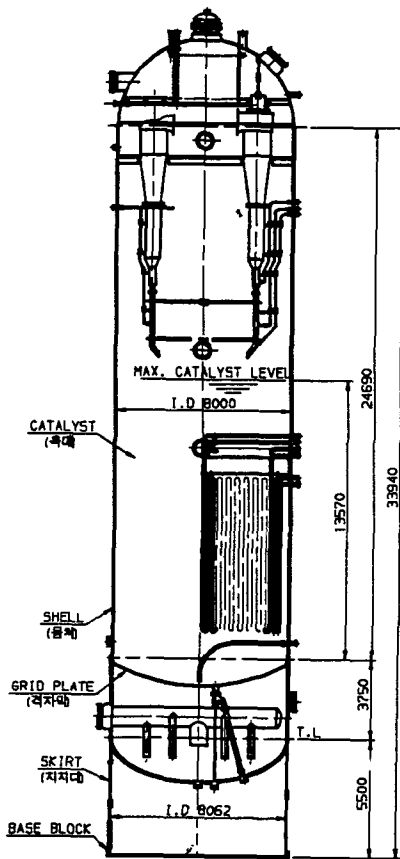


Fig. 1 SAS 반응기의 형상 및 해석부위의 상세도

SAS 반응기의 설계조건 및 사용재질은 아래와 같으며 사용 재질에 대한 각종 물성치는 ASME SEC. II, PART D 1992 ED.에 따라서 결정하였다. 각 재질에 대한 물성치는 Table 1과 같다.

- 1) 적용 CODE : ASME SEC. VIII, DIV. 2 1992 ED.
- 2) 내부 압력
 - 격자막 상부 : 2.955 MPa
 - 격자막 하부 : 3.300 MPa
- 3) 내부 온도
 - 격자막 상부 : 365 °C
 - 격자막 하부 : 150 °C
- 4) 반응기 자중 : 6.14×10^6 N
- 5) 촉매의 비중 : 0.75
- 6) 촉매의 중량 : 4.80×10^6 N
- 7) 풍속 : 144 km/h
- 8) 사용 재질
 - 몸체 및 격자막 : SA302 GR.C
 - 몸체 와 격자막의 연결부 : SA508 CL.3

Table 1 각 재질에 대한 물성치

구 분	SA302 GR.C	SA508 CL.3
Min. Ultimate Tensile Strength (MPa)	551.5	551.5
Min Yield Strength (MPa)	344.7	344.7
Modulus of Elasticity (MPa)	1.3697×10^5	1.7007×10^5
Poisson's Ratio	0.3	0.3
Design Stress Intensity (S_m , MPa)	184.09	184.09
Coefficient of Thermal Expansion (mm/mm/°C)	1.43×10^{-5}	1.43×10^{-5}
Specific Weight (N/mm^3)	7.69×10^{-5}	7.69×10^{-5}

3. 열전달 해석

3.1 유한요소 모델

열응력해석을 하려면 반응기 단면의 온도 분포를 알아야 하기 때문에 열전달해석(Heat Transfer Analysis)이 선행되어야 하며, 열전달 해석의 결과는 열응력해석의 입력자료가 된다.

열전달 해석을 위한 유한요소 모델은 2차원 축대칭 입방체요소(2-D Axisymmetric Solid Element; NKTP=103)로 구성되었다.

3.2 경계조건

반응기 내부의 격자막 상부에 대한 경계조건은 내부 온도 360°C에 표면의 열전달계수는 $1.176 \times 10^{-3} \text{ W/mm}^2\text{°C}$ 를 적용하였으며 하부에 대한 경계조건은 내부 온도 150°C에 표면의 열전달계수는 $1.4 \times 10^{-5} \text{ W/mm}^2\text{°C}$ 를 적용하였다. 반응기 외부의 경계조건은 보온재를 통한 전열과 대기로의 대류 및 복사 열전달을 고려한 등가 열전달 계수 $1.2 \times 10^{-5} \text{ W/mm}^2\text{°C}$ 를 적용 하였으며 등가 온도는 20°C로 하였다. 반응기 벽체의 절단면에 대한 경계조건은 열유동이 없는 것으로 가정하였다. 단열재의 전열도는 $1.9 \times 10^{-3} \text{ W/mm}^2\text{°C}$ 이며 반응기 벽체의 전열도는 Fig. 2와 같다.

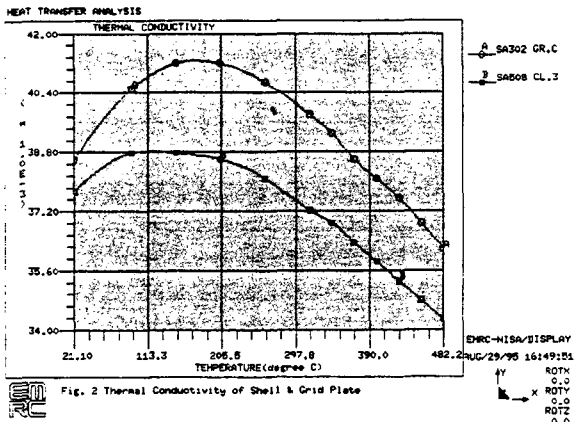


Fig. 2 반응기 벽체의 전열도

3.3 해석 결과

NISA II를 이용하여 열전달 해석을 수행한 결과 반응기 상부의 벽체는 높은 온도가 고르게 분포 되었으며 하부의 벽체에서는 벽체 길이 방향으로 온도변화가 완만하게 나타남을 알 수 있다.

Fig. 3은 열전달 해석 결과를 보여준다.

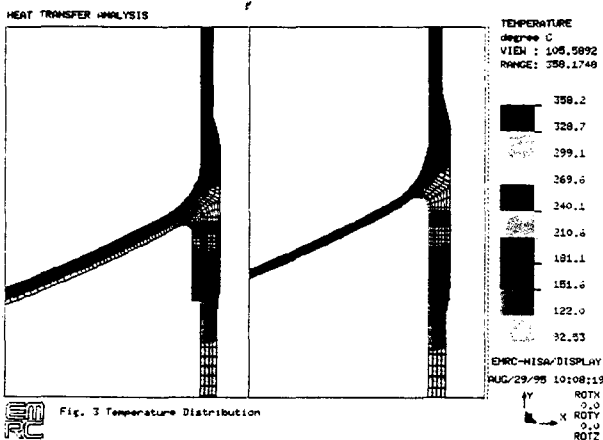


Fig. 3 Temperature Distribution

4. 선형정적해석

4.1 유한요소 모델

선형정적해석(Linear Static Analysis)을 위한 유한요소 모델은 비대칭하중을 받는 2차원 축대칭 입방체요소(2-D Axisymmetric Solid Element with Non-Axisymmetric Loading: NKTP=34)로 구성되었으며, 단열재는 모델에 포함되지 않는다.

격자막의 가스확산 구멍은 축대칭요소에 나타낼 수 없기 때문에 유효탄성계수, 유효포와송비 및 유효 밀도를 다음과 같이 계산하여 격자막에 적용하였다.

$$E^*/E = 0.775, \quad \nu^* = 0.290$$

$$E_x^* = E_z^* = E^* = 0.775E$$

$$E_y^* = E \left[1 - \frac{\pi (d/P)^2}{2\sqrt{3}} \right]$$

$$\nu_{xy}^* = \nu$$

$$\nu_{yz}^* = \nu (E^*/E_y^*)$$

$$\nu_{zx}^* = \nu^*$$

$$\rho^* = \rho (1 - A_h/A_m)$$

여기서, E = 탄성계수

E^*, E_x^*, E_y^*, E_z^* = 유효탄성계수

ν = 포와송비

$\nu_{xy}^*, \nu_{yz}^*, \nu_{zx}^*$ = 유효포와송비

ρ = 밀도

ρ^* = 유효 밀도

P = 구멍간격(Pitch)

d = 구멍지름

A_m = 격자막의 유효면적

A_h = 전체 구멍면적

모델의 자유도(DOF)는 절점당 2자유도로서 반경 방향(Radial)과 축방향(Axial)의 자유도를 가지고 있다.

4.2 경계조건

경계조건으로는 반응기 하단부에는 축방향의 변위를 고정하였고 격자막의 중앙단면에는 반경방향의 변위를 고정하였다. 그밖의 단면은 모든변위에 대하여 자유롭게 하였다.

4.3 하중조건

하중조건으로는 내부압력, 촉매의 Static Head 및 중량, 반응탑의 자중, 풍하중 및 Thermal Load가 작용 되었으며, 모델의 상부 단면에는 내압에 의하여

외부로 면압이 작용 된다. 내압에 의한 면압은 다음과 같다.

$$P_e = \frac{P \times R_i^2}{R_o^2 - R_i^2}$$

여기서, P = 내부압력
 R_i = 내부반경
 R_o = 외부반경

축매의 Static Head는 내압에 추가되며 중량은 격자막에 분포하중으로 작용된다. 반응탑의 자중과 풍하중에 의해서 반응탑에 발생하는 굽힘모멘트는 모델 상단에 상당면압(Equivalent End Pressure)으로 작용한다. 자중과 풍하중에 대한 상당면압은 다음과 같다.

$$P_{eq} = \frac{-W}{\pi(R_o^2 - R_i^2)} \pm \frac{4xR_m \times M}{\pi(R_o^4 - R_i^4)}$$

여기서, W = 반응기의 자중
 M = 풍하중에 의한 굽힘모멘트
 R_m = 평균반경

선형정적해석을 위한 하중조합은 세 경우로 구분 하였으며 경우별 적용하중은 다음과 같다.

- CASE 1 : 내압, 반응탑의 자중, 축매의 중량 및 Static Head
- CASE 2 : 내압, 반응탑의 자중, 축매의 중량 및 Static Head, 풍하중
- CASE 3 : 내압, 반응탑의 자중, 축매의 중량 및 Static Head, 풍하중, Thermal Load

4.4 해석결과 및 고찰

조합응력에 대한 ASME SEC. VIII, DIV. 2의 규정에 적용된 파손이론(Theory of Failure)은 최대전단 응력설로써 최대전단응력은 다음과 같다.

$$\tau_{max} = \frac{1}{2} \text{Max} \{(\sigma_1 - \sigma_2), (\sigma_2 - \sigma_3), (\sigma_3 - \sigma_1)\} = \frac{Y}{2}$$

여기서, Y는 항복응력이며, 상기 CODE에서는 두 배의 최대전단응력을 응력강도(Stress Intensity)라 하여 상기 CODE에서 규정하고 있는 여러 응력의 범주 및 한계의 기준이 된다. 따라서 이하 기술되는 모든 응력은 응력강도로 표시된다.

Fig. 4~6은 각 하중조합에 대한 응력분포를 보여 준다.

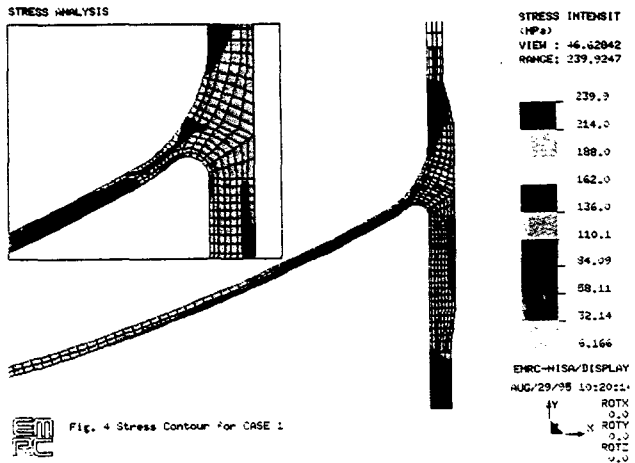


Fig. 4 Stress Contour for CASE 1

하중조합 CASE 1에서는 격자막의 곡률천이부 안쪽면에서 응력강도가 가장 높게 나타났다. 이는 차압에 의해서 격자막과 반응탑 벽면의 연결부위에 발생하는 굽힘응력이 그 원인임을 알 수 있다. 반응기 벽면과 격자막 중앙부위에 나타나는 응력은 막응력(Membrane Stress)이며 굽힘응력의 영향은 거의 없음을 알 수 있다.

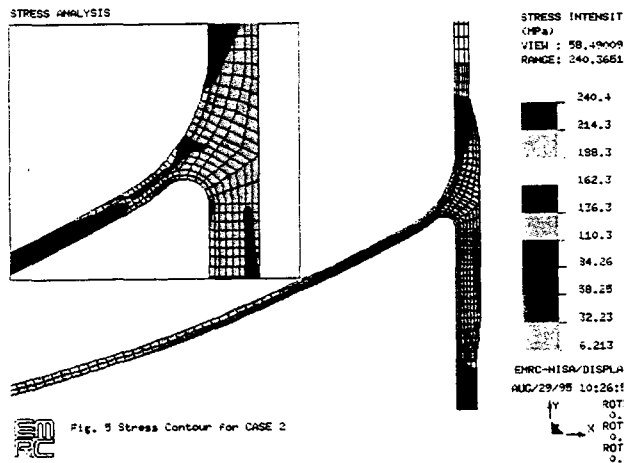


Fig. 5 Stress Contour for CASE 2

하중조합 CASE 2에서도 CASE 1과 결과가 거의 일치하며 풍하중의 영향이 반응기 벽면의 응력에는 별 영향이 없는 것을 알 수 있다. 그러나 풍하중이나 지진하중과 같은 Lateral 하중은 용기의 지지대나 Base Block부위에 심각한 영향을 줄 수 있다.

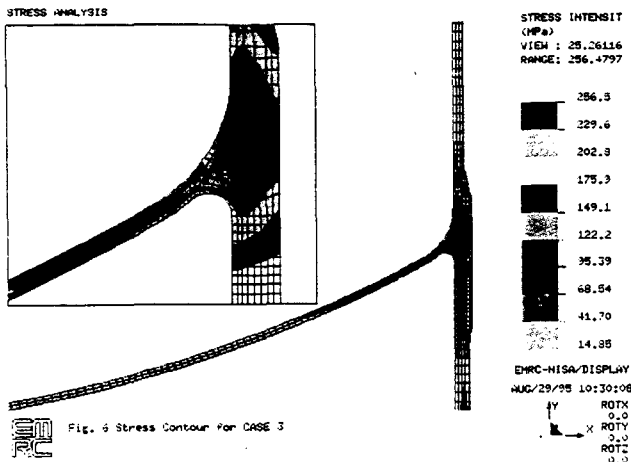


Fig. 6 Stress Contour for CASE 3

하중조합 CASE 3에서는 열응력의 영향으로 응력 분포는 완전히 다르게 됨을 알 수 있다. CASE 3에서는 격자막의 곡률천이부 바깥면에서 응력강도가 가장 높게 나타났으며 반응기 하부 벽면에서도 높은 응력 강도가 나타났는데 격자막 상부와 하부 및 외부와의 온도차에 의한 열응력의 영향임을 알 수 있다.

4.5 응력 평가(Stress Evaluation)

설계의 적합성을 판단하는 요구조건들 중의 하나는 계산된 응력강도(Stress Intensity)가 ASME SEC. VIII, DIV. 2 APP. 4-130에 규정된 허용응력강도(Allowable Stress Intensity)를 초과하지 않아야 한다.

따라서 상기 CODE에서 규정한 응력강도의 여러 범주 및 한계를 기술하면 다음과 같고, 이 설정 기준에 따라서 응력결과가 평가된다.

- 1) Primary General Membrane : $P_m < 1.0kS_m$
- 2) Primary Local Membrane : $P_L < 1.5kS_m$
- 3) Primary Membrane+Bending : $P_L+P_b < 1.5kS_m$
- 4) Primary+Secondary : $P_L+P_b+Q < 3S_m$

여기서, S_m = Design Stress Intensity in Tension
 k = Stress Intensity Factor

FEM을 통하여 계산된 각 응력성분(Stress Components)들을 상기 CODE의 설정기준에 따라 평가하기 위하여 관심단면을 설정하고, 각각의 관심단면에서의 응력성분들을 막응력과 굽힘응력으로 구분하였다. 응력해석의 결과에서 나타나는 취약부분의 단면이 관심단면으로 설정된다.

상기 CODE에 규정된 응력강도의 범주에 따라 관심단면에서 응력해석의 결과를 평가하였다. 모든 하중조합의 응력강도는 허용응력을 초과하지 않았다.

Table 2~4는 관심단면에 대한 응력평가의 결과를 보여준다.

Table 2 응력평가의 결과(CASE 1)

위 치	Stress Category	Stress Intensity (MPa)	Allowable Stress Intensity (MPa)	Ratio	
상부 벽체	P_m	183.490	184.090	0.997	
	P_L+P_b	In	184.686	276.135	0.669
		Out	180.502	276.135	0.654
격자막	P_L	121.961	276.135	0.438	
	P_L+P_b	In	229.125	276.135	0.830
		Out	138.870	276.135	0.503
하부 벽체	P_L	153.373	276.135	0.555	
	P_L+P_b	In	154.488	276.135	0.668
		Out	152.262	276.135	0.551

Table 3 응력평가의 결과(CASE 2)

위 치	Stress Category	Stress Intensity (MPa)	Allowable Stress Intensity (MPa)	Ratio	
상부 벽체	P_m	187.757	220.908	0.850	
	P_L+P_b	In	186.128	331.362	0.562
		Out	189.358	331.362	0.571
격자막	P_L	122.173	331.362	0.369	
	P_L+P_b	In	233.559	331.362	0.705
		Out	139.152	331.362	0.420
하부 벽체	P_L	153.352	331.362	0.463	
	P_L+P_b	In	152.469	331.362	0.460
		Out	154.235	331.362	0.465

Table 4 응력평가의 결과(CASE 3)

위 치	Stress Category		Stress Intensity (MPa)	Allowable Stress Intensity (MPa)	Ratio
상부 벽체	P _L +P _b +Q	In	213.802	552.270	0.387
		Out	262.809	552.270	0.476
격자막	P _L +P _b +Q	In	239.484	552.270	0.444
		Out	237.986	552.270	0.431
하부 벽체	P _L +P _b +Q	In	232.801	552.270	0.422
		Out	228.769	552.270	0.414

5. 기하학적 비선형 해석

5.1 유한요소 모델

SAS 반응기 하부에 유입된 가스를 격자막의 확산관을 통하여 상부로 상승시키기 위하여 격자막 사이에 차압이 조성되며, 차압이 커지면 격자막에 대변형이 발생할 수 있다.

격자막의 기하학적 비선형해석(Geometric Non-linear Analysis)을 위한 모델은 축대칭 입방체요소(Axisymmetric Solid Element; NKTP=3)를 사용하였으며 각 재질에 대한 물성치와 경계조건은 선형해석과 동일하게 하였다. 작용하중은 초기 차압으로 0.02 MPa를 입력하였다.

5.2 해석 방법

비선형 방정식을 증분 형태로 선형화 하여 근사해를 얻기위한 기본식으로 Total Lagrangian 식을 사용 하였으며, 증분/반복 수치해석인 Newton-Raphson 방법을 이용하였다.

해의 수렴을 위한 Parameter는 다음과 같다.

- Load Increments : Automatic, 20
- Max. Iteration : 20
- All Tolerances : 10⁻³

격자막은 직경에 비하여 두께가 매우 얇기 때문에 제작시 격자막의 형상에 오차가 발생할 수 있다. 제작 오차에 의한 초기형상부정(Initial Shape Imperfection)은 격자막의 대변형을 촉진시킬 수 있다. 따라서 초기형상부정이 없는 경우와 격자막의 중앙 부위에 두께방향으로 두께의 반만큼의 초기형상부정이 있는 경우에 대하여 비선형해석을 하였다.

5.3 해석 결과 및 고찰

Fig. 7은 초기형상부정이 있는 경우와 없는 경우에 대하여 하중 증분에 따른 격자막의 변위의 변화를 보여준다.

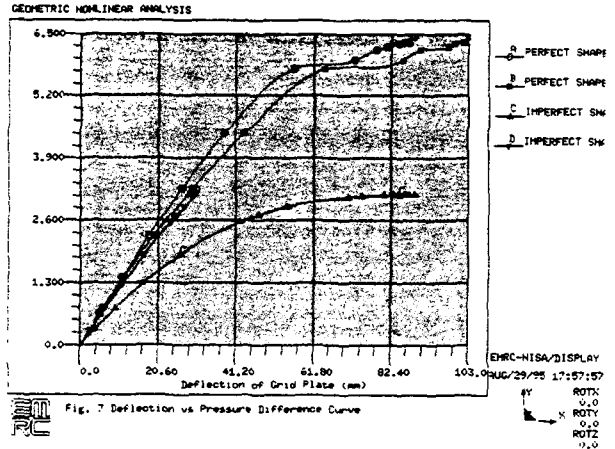


Fig. 7 Deflection vs Pressure Difference Curve

Fig. 7 Deflection vs Pressure Difference Curve

초기형상부정이 없는 경우에는 차압이 5.75 MPa 부근에서 대변형이 시작되었으며 중앙과 가장자리 부근 양쪽에서 변형이 심하게 발생함을 알 수 있다.

격자막의 중앙 부위에 초기형상부정이 있는 경우에는 차압이 2.88 MPa 부근에서 대변형이 시작되었으며 초기형상부정이 없는 경우보다 낮은 차압에서 대변형이 시작됨을 알 수 있다.

Fig. 8과 9는 대변형이 발생한 격자막의 변형된 모습을 보여준다.

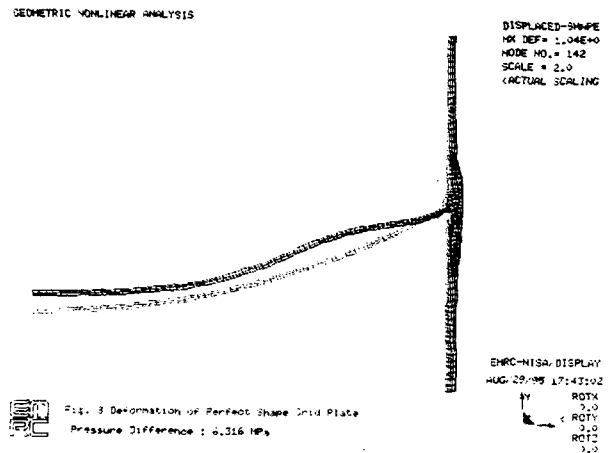


Fig. 8 Deformation of Perfect Shape Grid Plate

Fig. 8 Deformation of Perfect Shape Grid Plate

GEOMETRIC NONLINEAR ANALYSIS

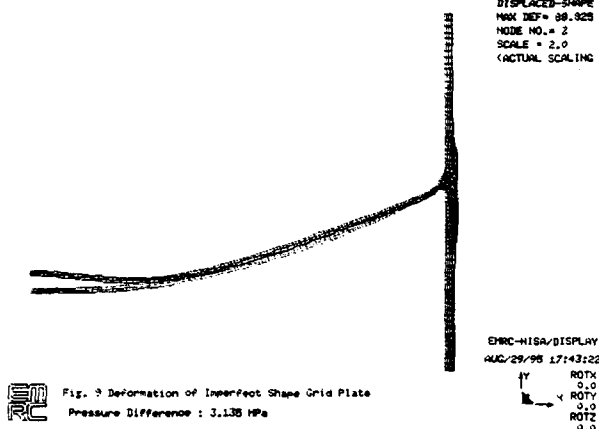


Fig. 9 Deformation of Imperfect Shape Grid Plate
Pressure Difference : 3.135 MPa

Fig. 9 Deformation of Imperfect Shape Grid Plate

6. 결 론

SAS 반응기의 선형정적해석 결과 하중조합 CASE 3인 경우에 격자막의 곡률천이부에서 가장 높은 응력 강도를 나타냈으나 허용응력을 초과하지는 않았다. 또한 내부압력에 의한 반응기 상부벽체의 막응력이 가장 높은 응력수준(Stress Level)을 나타냈으나 역시 허용응력은 초과하지 않았다. 그밖의 어떤 하중조합에서도 응력강도는 허용응력을 초과하지 않았다.

응력평가의 결과에서 보는 바와 같이 응력강도와 허용응력의 비를 보면 반응기의 응력에 미치는 풍하중이나 Thermal Load의 영향은 미약하며 내압에 의한 막응력이 높은 응력수준을 발생시키는 주요 요인임을 알 수 있다.

기하학적 비선형해석 결과 초기형상부정이 있는 경우와 없는 경우 모두 설계차압 0.345 MPa 보다 높은 차압에서 대변형이 시작되었다.

초기형상부정이 있는 경우에는 매우 낮은 차압에서 대변형이 시작되는 것을 알 수 있는데, 형상부정의 위치 및 정도에 따라서 대변형의 형태는 달라지게 된다. 그러므로 외압을 받는 경판이나 Shell은 초기형상부정의 영향을 고려해 볼때 정밀한 제작이 요구된다.

이상의 결과를 정리하면 설계조건하에서 SAS 반응기에 발생한 응력은 허용응력을 초과하지 않았고 대변형의 영향도 없었다. 따라서 SAS 반응기는 구조적으로 안정한 것으로 판명되었다.

참 고 문 헌

1. ASME CODE SEC. VIII, DIV. 1 1992 Edition 1992 Addenda, UG-80 & 81.
2. ASME CODE SEC. VIII, DIV. 2 1992 Edition 1992 Addenda, Appendix 4
3. NISA II/DISPLAY III User's Manual, EMRC, 1993
4. STLIP, "Stress Linearization Program", User's Manual, HHI/Central Research Institute/CAE Center, March, 1994
5. Minimum Design Loads in Buildings and Other Structures, ANSI A58.1, 1982
6. J. S. Porowski & W. J. O'Donnell, "Elastic Design Methods for Perforated Plates", Transactions of the ASME/Vol. 100, April 1978
7. W. J. O'Donnell, "Effective Elastic Constants for the Bending of Thin Perforated Plates with Triangular and Square Penetration Patterns", Journal of Engineering for Industry, February 1973