공학 연구논문집 제29권 제1호 pp. 65~81, 울산대학교.
Journal of Engineering Research Vol. 29, No. 1, pp. 65~81, 1998
University of Ulsan.

# Catalytic Converter의 열변형에 관한 유한요소해석

조규수* · 진종태** · 이경식**
* : 세종공업(주) ** : 울산대학교 기계공학과

<요 약>

자동차 배기가스 정화장치의 열변형 거동에 관해 유한요소법을 이용하여 조사하였다. 정화장치의 축방향에 수직한 단면에 대한 2차원 유한요소모형을 구성하고 정화장치 내부의 온도분포와 열변형을 구하여, 이를 실험결과와 비교하였다. 온도분포에 대한 유한요소 해석결과와 실험결과는 비교적 잘 일치하였고 최대 오차는 약 5.7 % 이었다. 이 온도분포를 이용하여 열변형량을 유한요소해석한 결과 정화장치 상단점에서의 열변형량은 1.46 mm로서 이는 실험에 의해 측정된 최대 1.68 mm과 최소 1.38 mm 사이의 값으로 유한요소해석 결과가 비교적 타당하다는 것을 알 수 있다. 정화장치의 열변형에 관한 본 연구 결과로부터 정화장치 내부의 mat의 소손에 대한 원인을 일부 규명할 수 있으며, 본 연구에서 시도한 정화장치의 열변형 해석에 대한 방법이 앞으로 정화장치 mat의 소손 원인을 규명하는 연구의 기초가 될 수 있으리라 판단한다.

# Finite Element Analysis of the Thermal Deformation in a Catalytic Converter

G.S. Cho · J.T. Jinn · K.S. Lee
Sejong Industrial Co., Ltd. · Dep't. of Mechanical Engineering

<Abstract>

Thermal deformation of the automotive catalytic converter has been investigated using the finite element method. Temperature distribution and thermal deformation were calculated for the simplified two dimensional finite element model. Comparing the F.E.M. results with the experimental results shows that the F.E.M. results are in good agreement with the experimental results. The maximum error in temperature distribution is about 5.7 %. The thermal expansion at the uppermost point of catalytic converter is 1.46mm and this value is in the range between 1.68 mm and 1.38 mm which are the measured values during bench

test.

The reason for the erosion failure of the mat can be verified partly by the results of the present study and the present study can be thought as the elementary study to veryfy the reason for the erosion failure of the mat of a automotive catalytic converter.

## 1. 서 론

Catalytic Converter는 그림 1에 나타낸 바와 같이 촉매(Catalyst), Interammat와 스테인레스 강으로 만들어진 Shell로 구성된 자동차용 배기가스 정화장치로서, 배기가스 구성 물질중 CO, HC, NOx 등 인체에 유해한 가스를 $CO_2$, $H_2O$, $N_2$ 등으로 바꾸어주는 역할을 한다.

사용중 고온의 배기가스가 이 장치를 통과하면서, 그림 2에 보인 바와같이 Shell의 변형으로 인한 Mat의 소손(Erosion) 및 촉매가 깨지는 현상이 빈번히 발생되고 있다. Mat가 소손되는 것은 사용 중 Shell의 열변형으로 인하여 Shell과 촉매 사이의 틈이 넓어지고 따라서 Shell이 Mat를 눌러주는 압력이 약해져 고속으로 분출되는 배기가스에 의해 침식당하기 때문으로 생각된다. 또한 촉매가 깨지는 현상은 촉매 내부의 온도구배로 인한 열응력이 촉매의 압괴강도를 넘으면 발생한다고 볼 수 있다. 기 발표된 연구들에서는 Catalytic Converter 내부에서의 배기가스의 흐름[1], 촉매의 Melting [2], Mat와 Wiremesh의 특성[3], 담체 Cell의 모양[4], 촉매와 배기가스가 반응해서 발생한 열량 계산[5] 등에 대해서는 많은 연구가 이루어 졌으나, 아직 열변형을 계산하여 Mat가 소손되는 현상을 규명하고자 한 연구는 없었다. 그 원인은 Converter의 열변형을 정확히 해석해 내기 위해서는 우선 Converter 입구부에서의 배기가스 유동장을 구하고 촉매 단면의 각 부분을 통과하는 배기가스의 유량을 계산한 뒤, 촉매와 배기가스와의 반응에 의한 발생 열량과 그에 따른 온도분포를 구하고 그 온도분포에 대한 열변형량과 열응력을 계산해야 한다. 그러나 이러한 일련의 해석과정에서 필요한 경계조건을 실제 차가 운행중의 조건과 정확히 일치시키는 것이 힘들고 또한 3차원 해석을 해야함에 따른 엄청난 계산량이 문제였기 때문으로 생각한다.

따라서 본 연구는 Catalytic Converter의 열변형 해석에 대한 기초연구로서 촉매 내부에서의 열발생량을 적절히 가정하고 Converter 단면에 대한 2차원 유한요소 모형을 해석하여 온도분포와 열변형량을 계산한 뒤 실험결과와 비교하여 본 연구의 타당성을 검토하고자 한다.

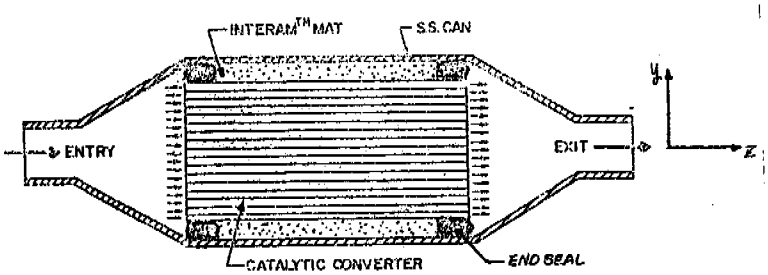
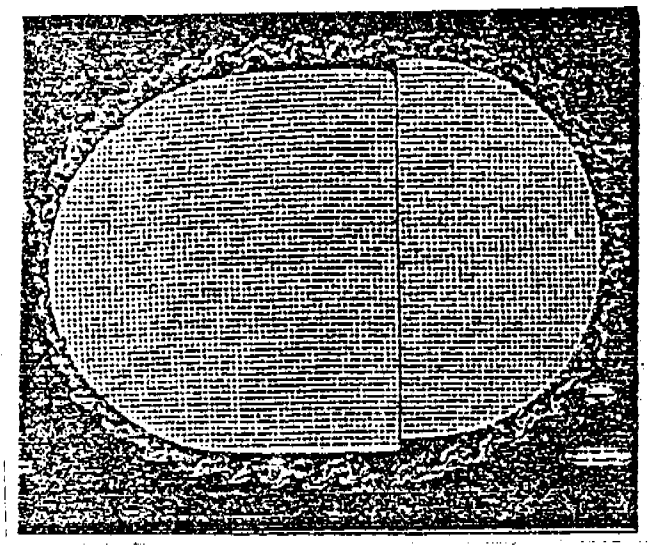
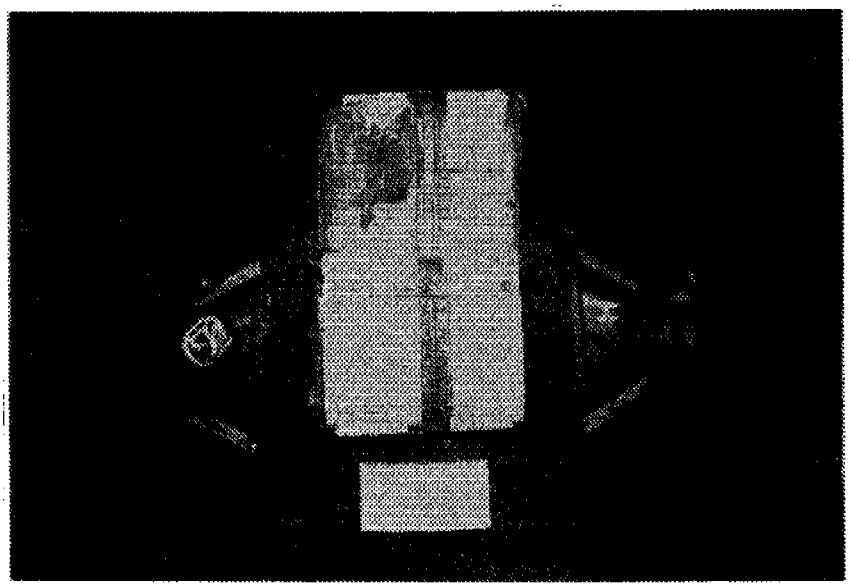



Fig. 1 Schematic diagram of a automotive catalytic converter.



(a)



(b)

Fig. 2 Failure mode of catalytic converter ; (a) crushed catalyst (b) eroded mat.

# 2. 유한요소 해석

## 2.1 문제의 정의

Catalytic Converter내부에는 X, Y, Z 축에 대한 온도구배가 존재하므로 3차원 해석을 해야 하지만, 해석의 편의를 위해 일차적으로 종방향으로의 온도구배는 고려하지 않고 횡단면에서의 온도분포를 구하고, 이를 토대로 횡단면의 열변형량을 계산하였다. Shell과 대기사이의 열전달은 대류 열전달만을 고려하였으며, 재료는 선형 탄성 등방성 재료이고 변형은 평면변형율 상태로 가정하였다.

## 2.2 유한요소 정식화

### 2.2.1 열전달 문제

2차원 정상상태 열전달해석을 위한 유한요소식은 다음의 functional로부터 구해진다[6].

$$\begin{aligned} \Pi = & + \frac{1}{2}\int_{\Omega}\{T\}^T[B]^T[D][B]\{T\}\,d\Omega \\ & - \int_{\Omega}\{T\}^T\{N\}^T Q\,d\Omega + \int_{\Gamma_q}\{T\}^T\{N\}^T q\,d\Gamma \\ & + \frac{1}{2}\int_{\Gamma_h}\{T\}^T\{N\}^T h\{N\}\{T\}\,d\Gamma \\ & - \int_{\Gamma_h}\{T\}^T\{N\}^T h\,T_\infty\,d\Gamma\,. \end{aligned} \tag{1}$$

여기서, {T}는 절점 온도벡터, Q는 내부 열발생량(heat source), q는 경계면에서 외측으로의 열 전달량(outward heat flux), h는 대류 열전달계수, $T_\infty$는 대기온도, $\Gamma_q$는 열이동량이 주어진 경계이며, $\Gamma_h$는 대류 열전달이 주어진 경계이다. 또한, [D], {N} 및 [B]는 다음과 같이 표현된다.

$$[D] = \begin{bmatrix} k_{xx} & 0 \\ 0 & k_{yy} \end{bmatrix} \tag{2}$$

여기서, $k_{xx}$와 $k_{yy}$는 각각 x방향과 y방향의 열전도율이다.

본 연구에서는 4절점 선형 등매개변수 요소를 이용하며 그 형상함수는 다음식과 같이 정의된다.

$$\{N\} = \{N_1\ N_2\ N_3\ N_4\} \tag{3}$$

여기서 $N_1$, $N_2$, $N_3$, $N_4$ 는 다음과 같다.

$$N_1(\xi,\eta) = \frac{1}{4}(1-\xi)(1-\eta)\ ,\quad N_2(\xi,\eta) = \frac{1}{4}(1+\xi)(1-\eta)\ ,$$
$$N_3(\xi,\eta) = \frac{1}{4}(1+\xi)(1+\eta)\ ,\quad N_4(\xi,\eta) = \frac{1}{4}(1-\xi)(1+\eta)\ . \tag{4}$$

한편, [B]는 다음과 같이 정의된다.

$$[B] = \begin{bmatrix} \frac{\partial N_1}{\partial x} & \frac{\partial N_2}{\partial x} & \frac{\partial N_3}{\partial x} & \frac{\partial N_4}{\partial x} \\ \frac{\partial N_1}{\partial y} & \frac{\partial N_2}{\partial y} & \frac{\partial N_3}{\partial y} & \frac{\partial N_4}{\partial y} \end{bmatrix} \tag{5}$$

여기서,

$$\begin{Bmatrix} \frac{\partial N_i}{\partial x} \\ \frac{\partial N_i}{\partial y} \end{Bmatrix} = [J]^{-1} \begin{Bmatrix} \frac{\partial N_i}{\partial \xi} \\ \frac{\partial N_i}{\partial \eta} \end{Bmatrix}\ ,\ i = 1,4$$

[J]는 Jacobian 으로서 그 성분은 다음과 같다.

$$[J] = \begin{bmatrix} \frac{\partial x}{\partial \xi} & \frac{\partial y}{\partial \xi} \\ \frac{\partial x}{\partial \eta} & \frac{\partial y}{\partial \eta} \end{bmatrix} \tag{6}$$

식 (1)로 표현된 functional로부터 유한요소식을 얻기위해 온도에 대하여 1차변분한 후 그 값을 0 으로 두면 다음과 같다.

$$\begin{aligned} \delta\Pi = & + \delta\{T\}^T \int_\Omega [B]^T [D] [B]\, d\Omega \{T\} \\ & + \delta\{T\}^T \int_{\Gamma_h} \{N\}^T h \{N\} d\Gamma \{T\} \\ & - \delta\{T\}^T \int_\Omega [N]^T Q\, d\Omega + \delta\{T\}^T \int_{\Gamma_q} [N]^T q\, d\Gamma \\ & - \delta\{T\}^T \int_{\Gamma_h} [N]^T h T_\infty d\Gamma = 0\ . \end{aligned} \tag{7}$$

따라서, 유한요소식을 정리하면 다음과 같이 표현된다.

$$[K]\{T\} = \{F\} \tag{8}$$

여기서,

$$[K] = \int_{\Omega}[B]^T[D][B]d\Omega + \int_{\Gamma_h}[N]^T h[N]d\Gamma,$$
$$\{F\} = \int_{\Omega}[N]^T Q d\Omega - \int_{\Gamma_q}[N]^T q d\Gamma + \int_{\Gamma_h}[N]^T h T_\infty d\Gamma. \tag{9}$$

온도가 주어진 경계면 $\Gamma_T$에서의 경계 조건은 다음과 같다.

$$T = T_B \quad on \quad \Gamma_T \tag{10}$$

여기서, $T_B$는 주어진 온도값이다.

### 2.2.2 열응력 문제

등방성 선형탄성재료의 열응력 해석을 위한 functional은 다음과 같이 표현된다.

$$\Pi = \int_{\Omega}\left(\frac{1}{2}\{u\}^T[B]^T[C][B]\{u\} - \{u\}^T[B][C]\{\varepsilon^0\}\right)d\Omega$$
$$- \int_{\Omega}\{u\}^T\{b\}d\Omega - \int_{\Gamma_t}\{u\}^T\{t\}d\Gamma . \tag{11}$$

유한요소식을 얻기 위해 식 (11)을 절점 변위벡터 {u}에 대해 1차 변분한 값을 0 으로 취하면 다음과 같다.

$$\delta\Pi = \delta\{u\}^T\left(\int_{\Omega}[B]^T[C][B]d\Omega\right)\{u\} - \delta[u]^T\left[\int_{\Omega}([B]^T[C]\{\varepsilon^0\})d\Omega\right]$$
$$-\delta\{u\}^T\int_{\Omega}[N]^T\{b\}d\Omega - \delta\{u\}^T\int_{\Gamma_t}[N]^T\{t\}d\Gamma = 0 . \tag{12}$$

여기서, {b} 와 {t}는 각각 체적력 벡터와 표면력 벡터이며, $\Gamma_t$ 는 표면력이 주어진 경계면을 나타낸다.

2.2.1절의 열전달 해석에서와 마찬가지로 4절점 선형 등매개변수 요소를 사용하며, 식 (4)로 정의되는 형상함수를 사용한다. 평면문제에 대한 [N] 과 [B]는 다음과 같이 정의된다.

$$[N] = \begin{bmatrix} N_1 & 0 & N_2 & 0 & N_3 & 0 & N_4 & 0 \\ 0 & N_1 & 0 & N_2 & 0 & N_3 & 0 & N_4 \end{bmatrix} \tag{13}$$

$$[B] = \begin{bmatrix} \frac{\partial N_1}{\partial x} & 0 & \frac{\partial N_2}{\partial x} & 0 & \frac{\partial N_3}{\partial x} & 0 & \frac{\partial N_4}{\partial x} & 0 \\ 0 & \frac{\partial N_1}{\partial y} & 0 & \frac{\partial N_2}{\partial y} & 0 & \frac{\partial N_3}{\partial y} & 0 & \frac{\partial N_4}{\partial y} \\ \frac{\partial N_1}{\partial y} & \frac{\partial N_1}{\partial x} & \frac{\partial N_2}{\partial y} & \frac{\partial N_2}{\partial x} & \frac{\partial N_3}{\partial y} & \frac{\partial N_3}{\partial x} & \frac{\partial N_4}{\partial y} & \frac{\partial N_4}{\partial x} \end{bmatrix} \tag{14}$$

평면변형률 문제에 대한 [C]는 다음과 같이 표현된다.

$$[C] = \frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)} \begin{bmatrix} 1-\nu & \nu & 0 \\ \nu & 1-\nu & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1-2\nu}{2} \end{bmatrix} \tag{15}$$

여기서, E 와 $\nu$는 각각 재료의 탄성계수와 포아송비이다.
$\{\varepsilon^0\}$는 초기변형률 벡터로 열응력문제의 경우에는 다음과 같이 표현된다.

$$\{\varepsilon^0\} = \begin{Bmatrix} \alpha\Delta T \\ \alpha\Delta T \\ 0 \end{Bmatrix} \tag{16}$$

여기서, $\alpha$는 재료의 열팽창계수이며 $\Delta T$는 온도 변화량이다.
식 (12)를 정리하면 다음과 같다.

$$\left[\int_\Omega [B]^T[C][B]\,d\Omega\right]\{u\} = \int_\Omega [N]^T\{b\}\,d\Omega + \int_\Gamma [N]^T\{t\}\,d\Gamma + \int_\Omega [B]^T[C]\{\varepsilon^0\}\,d\Omega . \tag{17}$$

본 연구에서는 체적력과 표면력을 고려하지 않으므로 식 (17)은 다음과 같이 단순화 된다.

$$\left[\int_\Omega [B]^T[C][B]\,d\Omega\right]\{u\} = \int_\Omega [B]^T[C]\{\varepsilon^0\}\,d\Omega . \tag{18}$$

식 (18)을 강성행렬 [K]와 온도변화에 의해 야기되는 $\{f_\theta\}$를 이용해서 정리하면 다음과 같다.

$$[K]\{u\} = \{f_\theta\} \tag{19}$$

또한, 변형률벡터 $\{\varepsilon\}$ 과 응력벡터 $\{\sigma\}$는 각각 다음과 같이 정의된다.

$$\{\varepsilon\} = \begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} = [B]\{u\} \tag{20}$$

응력은 다음과 같이 표현된다.

$$\{\sigma\} = \begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix} = [C]\{\varepsilon\} = [C][B]\{u\} \tag{21}$$

## 2.3 유한요소모형

Catalytic Converter 의 횡단면은 상하좌우대칭이므로 유한요소모형을 그림 3에 보인바와 같이 1/4만을 해석대상으로 채택하여, 촉매의 중심으로부터 횡방향을 X축으로 두고, 수직방향을 Y축으로 두었다. 1/4모형의 총 요소수는 238개이고 절점수는 218개이다. 사용된 요소는 4 절점 등변수요소로서, 모형에 이용된 3 각형 요소는 2 절점이 겹쳐진 4 절점요소로 모형화하였다. 유한요소모형에서 부위별 요소의 밀도를 다르게 한 것은 곡률이 가장 큰 부위에서 균열이 빈번히 발생하기 때문에 이 부위의 열변형 거동을 알아보기 위해 요소를 작게 분할하였고, 반경방향의 유속차로 인한 화학 반응열 차이를 고려하기 위해 반경방향으로 10 개의 층으로 나누되 온도 구배가 심한 촉매 외곽부의 요소밀도를 중심부보다 높인 것이다. 해석모형의 1번부터 7번 층까지는 촉매구간이고, 8, 9번 층은 InteramMat구간이며, 10번 층은 Shell 구간이다. 각 재료에 대한 기계적 성질은 표 1과 같다.

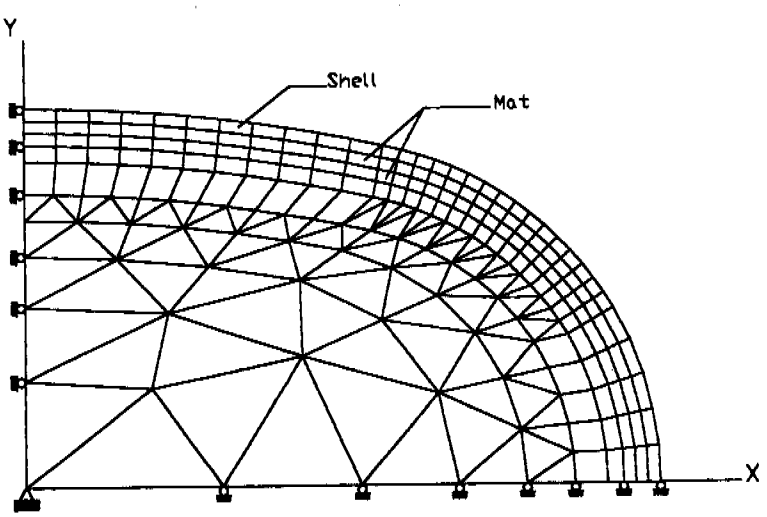



Fig. 3 Finite element mesh for catalytic converter.

Table 1 Material Properties of the catalytic converter.

| | Catalyst | Mat | Shell |
|---|---|---|---|
| E ($kg/cm^2$) | $2.46x10^4$ ($6.33x10^4$) | 16.12 (35.85) | $2.03x10^6$ |
| $\nu$ | 0.10 | 0.075 | 0.214 |
| G ($kg/cm^2$) | $1.12x10^4$ ($2.88x10^4$) | 2.11 (4.22) | $8.36x10^5$ |
| K (cal/cm·sec·°C) | $5x10^{-4}$ | $3.72x10^{-4}$ | 0.05 |
| $C_p$ (cal/g·°C) | 0.25 | 2.884 | 1.92 |
| $\alpha$ (/°C) | $2.9x10^{-6}$ | $5.0x10^{-5}$ | $1.2x10^{-5}$ |

note : The values in the parenthesis are the values at 600°C.

원형 촉매로 구성된 정화장치내 배기가스의 유속분포는 그림 4와 같고 따라서 촉매내부에서 배기가스와 반응하여 발생하는 열량은 반경방향으로 불균일하게 분포한다. 또한 배기가스가 촉매와 반응하여 발생하는 열량을 계산하는 방법도 제시되고 있다[1]. 그림 4의 유속분포는 원형단면에 대한 것이고 따라서 본 연구의 대상이 되는 타원형 촉매에는 그대로 적용할 수 없다. 그러나, 그림 5(a)와 같이 타원형 촉매에 배기가스 대신 열풍을 불어 넣어 유속분포를 측정한 실험을 통해 그림 5(b)에서 나타낸 바와같이 타원형 단면일 때의 유속분포도 원형단면일 때와 유사하게 나타나므로, 타원형 단면의 온도 분포를 계산하기 위해 원형단면 촉매에 대한 유속분포를 이용하여 타원형 촉매의 단면을 통과하는 배기가스량의 분포를 구하고 참고문헌 1에서 제시한 반응열 계산방법을 이용하여 단면 전체에서의 반응열 분포를 계산한 후 이 값들을 유한요소 모형에 적용하였다. 이때 배기가스가 촉매와 반응하여 발생하는 대부분의 열량은 배기가스와 함께 배출될 것이므로 반경방향으로 전달되는 열은 전체 생성열의 1% 만 전달되는 것으로 가정하고 이 값을 2차원 유한요소모형의 각 요소에서의 열원으로 주었다.

온도분포를 계산할 때의 경계조건은 중심온도를 1100°K로 하였고 shell의 바깥표면으로부터 전달되는 열량 $q$는 0, 열전달계수 $h$는 7.4 x $10^{-4}$ cal/$cm^2$sec°K, 대기온도 $T_a$는 27 °C 로 주었다. 변형에 대한 구속조건은 1/4모형만 해석대상으로 하였으므로, 그림 3에 표시된 바와 같이 X축, Y축에 접한 부분을 롤러로 구속하였고, 중심부는 힌지로 구속하였다. 해석에 사용한 유한요소 프로그램은 진종태 박사가 작성한 열전달 문제와 탄성변형 문제를 해석할 수 있는 프로그램을 사용하였다.

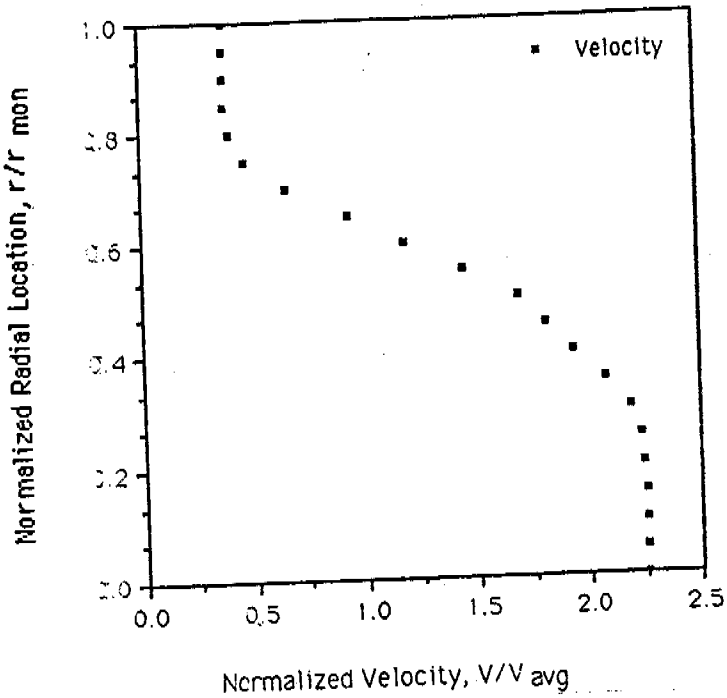
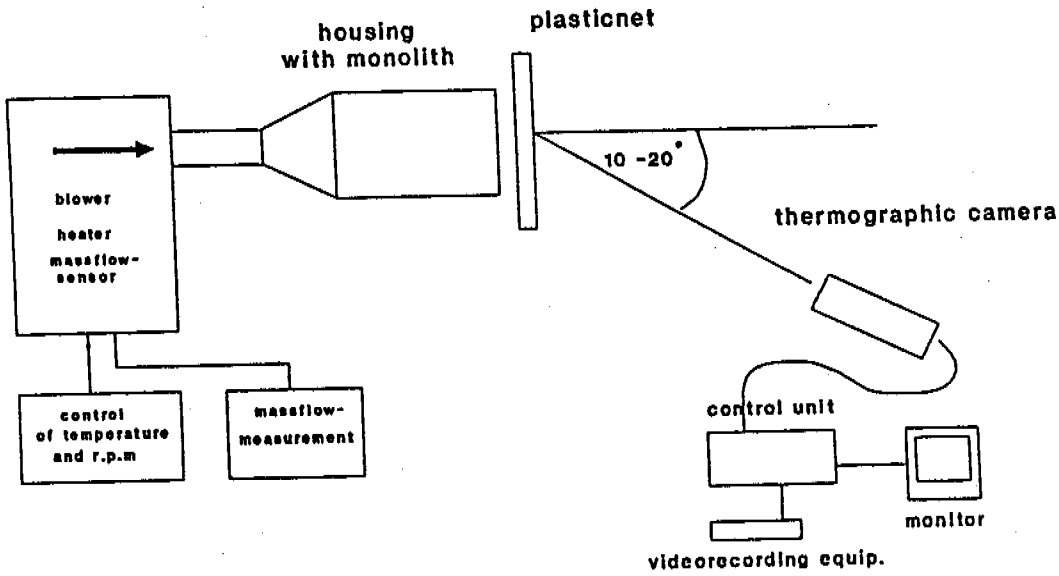
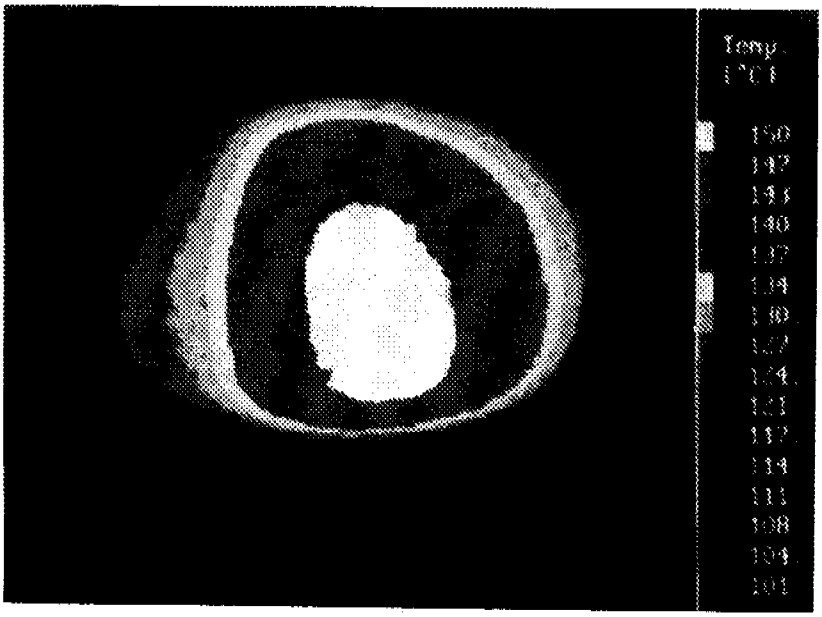



Fig. 4 Velocity profile in radial direction at the inlet of the round catalyst.




(a)



(b)

Fig. 5 (a) Schemtic diagram of the experimental apparatus for flow measurement.
(b) Velocity distribution in the oval type catalyst.

## 3. 결과 및 검토

### 3.1 온도분포와 열변형량 측정실험

촉매장치 내부의 온도분포를 측정하기 위해 그림 6에 표시된 1부터 10까지의 위치에 K-type 열전대를 부착하였다. 열전대가 부착된 정화장치 실물의 사진은 그림 7과 같다. 이것을 V6 3000cc Engine에 장착하고 Engine Dynamometer에 설치한 후, 엔진을 2000rpm에서 3000rpm까지 가속시켜서, 중심 온도가 800℃에서부터 900℃까지 변화되는 동안의 온도를 측정하였다. 또한 촉매장치 변형량을 측정하기 위해 그림 8에 나타낸 바와 같이 최소 눈금단위가 1/100 mm인 버어니어캘리퍼스를 이용해서 횡단면의 가로와 세로부를 측정하여 변형전의 크기와 비교하여 변형량을 측정하였다. 측정된 온도와 변형량을 표 2에 나타내었다. 표에서 node번호는 그림 6에 표시된 지점을 나타낸다. 변형량의 값이 범위로 주어진 것은 500℃ 정도되는 뜨거운 Shell의 표면에 캘리퍼스를 갖다 대어 측정함이 어려움에 따른 측정오차 때문이다.

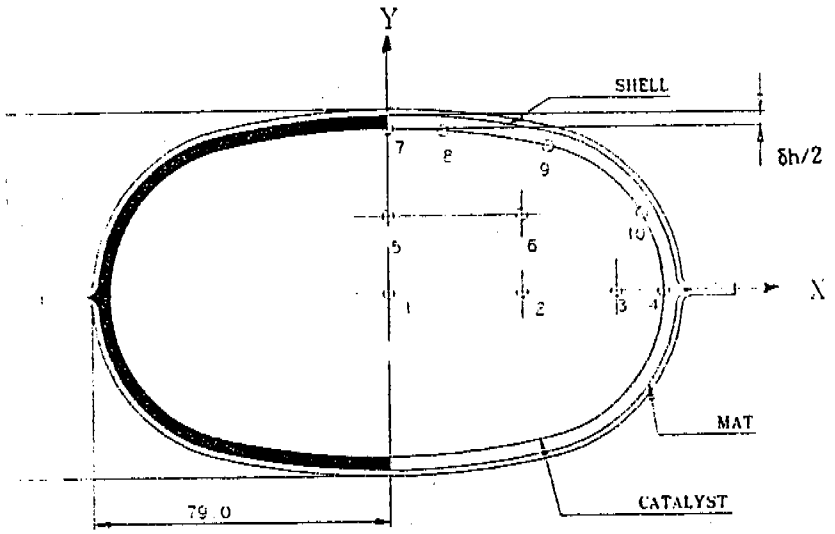



Fig. 6 Schematic diagram showing the locations of the K-type thermocouple temperature.

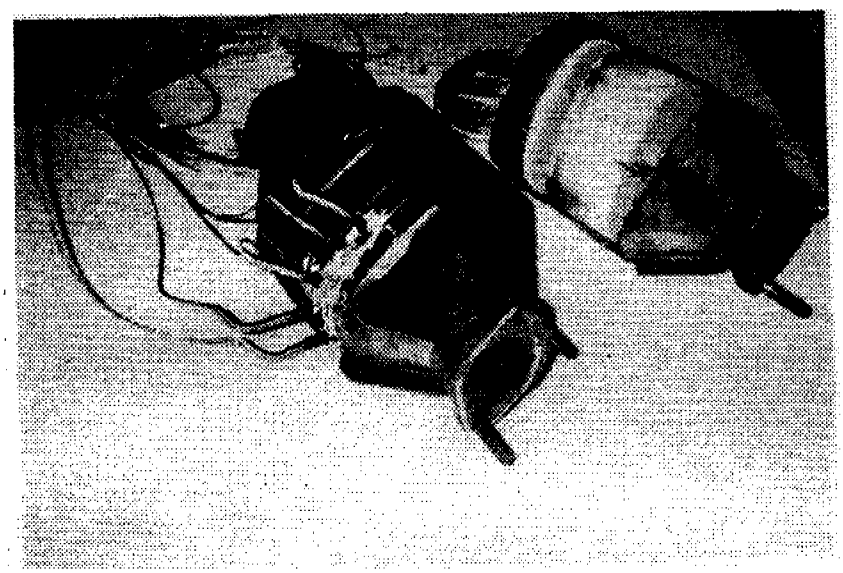


Fig. 7 Photograph of catalytic converter to which thermocouples are implanted.

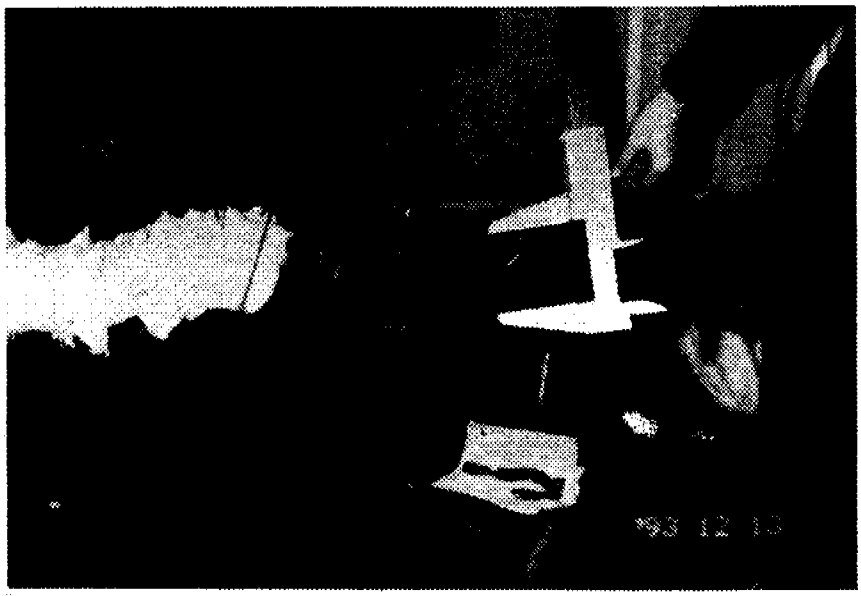


Fig. 8 Photograph showing the measurement of the thermal expansion of the catalytic converter.

Table. 2 Temperatures in the catalyst and thermal deformation of shell measured during bench test.

| Node No. | Temperature (°K) | Thermal Deformation (mm) |
|---|---|---|
| 1 | 1098 | 1.38 - 1.68 |
| 5 | 1102 | |
| 2 | 1100 | |
| 6 | 1103 | |
| 3 | 853 | |
| 7 | 873 | |
| 8 | 833 | |
| 9 | 803 | |
| 10 | 793 | |
| 4 | 758 | |

## 3.2 온도분포에 대한 유한요소해석

표 3은 온도분포에 대한 유한요소해석시 그림 3에 나타낸 유한요소모형의 각 층에서 발생되는 열량을 나타낸다. 표에서 case 1은 1차 유한요소해석시의 열발생량값으로 2.3절에서 설명하였듯이 원형단면에 대한 유속분포로부터 타원형 단면에 대한 유속분포를 비례적으로 계산하고 이 유속분포에 따른 촉매 내부의 반응열을 계산하고 이중 1%만 촉매장치의 반경 방향으로 전도되는 것으로 가정한 것이다. case 1에 대한 계산 결과를 실험값과 비교해 본 결과 중심부에서의 온도가 계산치가 높게 나타났다. 이는 중심부의 열발생량이 과다한 것으로 판단하여 중심부에서의 유속 분포를 다시 가정하여 열발생량을 줄여 주었다. case 2는 case 1에서 사용한 원형단면인 경우의 열발생량 계산식을 이용하되 실험과 불일치하는 부위의 열발생량을 여러번의 시행착오법으로 보정하면서 실험값과 가장 근사한 결과를 얻을 수 있는 조건에 해당한다. 이 경우 기타 조건은 case 1과 동일하게 하였다.

표 4는 case 1과 case 2의 경우에 대한 온도분포와 측정된 온도와의 오차를 나타낸다. 그림 9는 case 2의 경우에 대한 등온선을 나타낸다. 표 4에 보인 바와 같이 case 1의 조건으로 해석한 결과 최대 17.5 %의 오차를 보였고, case 2의 조건에서는 최대 5.7 %의 매우 좋은 결과를 얻을 수 있었다. 이것은 Catalytic Converter의 입구형상 및 Catalyst의 외곽형상과 Cell의 모양에 따라 배기가스의 유속이 Catalyst 층에 따라 차이가 발생하는 것을 시행착오방법으로 보정한 때문이라 생각하고, 향후 타원형 촉매의 온도계산시 본 연구에서 구한 단면에서의 열발생량 분포를 비례적으로 적용하면 되리라 생각한다.

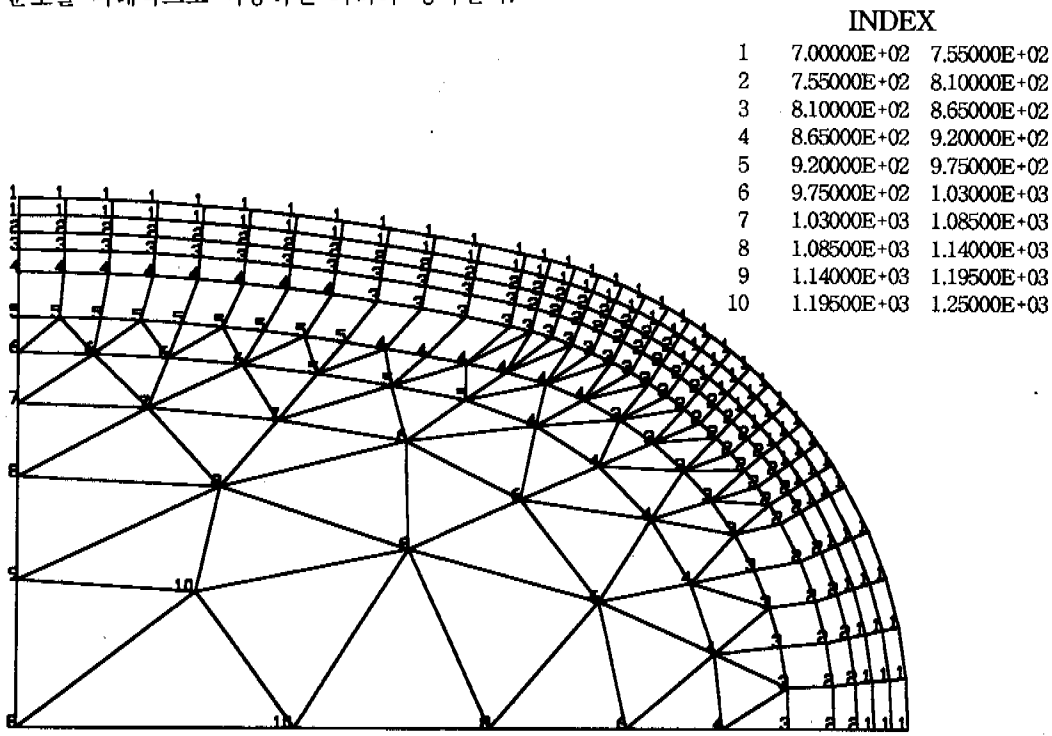



Fig. 9 Temperature distridution in the catalytic converter.

Table 3 Heat source quantities in the catalyst .

(unit : cal/cm$^2$ sec)

| LAYER NO. | CASE 1 | CASE 2 |
|---|---|---|
| 1 | 3.534 | 3.534 |
| 2 | 3.534 | 2.423 |
| 3 | 2.289 | 1.158 |
| 4 | 1.158 | 0.987 |
| 5 | 0.766 | 0.766 |
| 6 | 0.766 | 0.766 |
| 7 | 0.766 | 0.766 |

Table 4 Calculated temperatures by FEM and measured temperature during bench test.

| Node No. | Temperature (°K) | | | Error (%) | |
|---|---|---|---|---|---|
| | Test Data | FEM Solution | | CASE 1 | CASE 2 |
| | | CASE 1 | CASE 2 | | |
| 1 | 1098 | 1100 | 1100 | 0.2 | 0.2 |
| 5 | 1102 | 1269 | 1118 | 15.2 | 1.5 |
| 2 | 1100 | 1293 | 1106 | 17.5 | 0.5 |
| 6 | 1103 | 1190 | 1043 | 7.9 | 5.7 |
| 3 | 853 | 951 | 834 | 11.5 | 2.2 |
| 7 | 873 | 960 | 847 | 10.0 | 3.0 |
| 8 | 833 | 959 | 846 | 15.1 | 1.6 |
| 9 | 803 | 910 | 801 | 13.3 | 0.2 |
| 10 | 793 | 881 | 777 | 11.1 | 2.0 |
| 4 | 758 | 875 | 772 | 15.4 | 1.8 |

### 3.2 Catalytic Converter의 열변형

그림 10은 case 2에 대한 catalytic converter의 변형된 모양을 5배 과장하여 나타낸다. 그림에서 실선은 변형전의 모양이고 점선은 변형후의 모양이다. 그림에서 변형이 제일 많이 일어나는 곳이 converter의 최상단부임을 알 수 있고 계산된 값은 1.460 mm이다. 이 값은 표 2에 나타낸 측정 최대값과 최소값의 중간 정도의 값으로 타당한 계산으로 판단된다. Shell 상단부의 열변형량 계산치가 Shell과 Catalyst 사이의 초기 틈새인 3.5 mm에 추가되므로, 허용최대틈새인 4.2mm보다 더 벌어지게 되어, Mat의 압축력이 저하되면서 고온고압의 배기가스에 의해 그림 2(b)와 같이 상단부로부터 Mat소손 현상이 발생되는 것으로 사료된다.

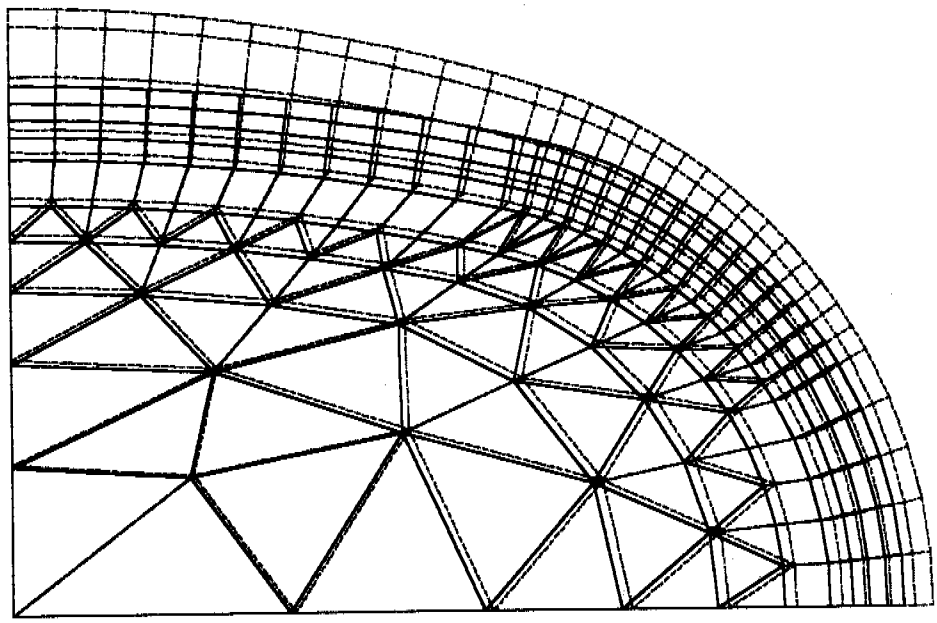


Fig. 10 Deformed shape of the finite element mesh for the catalytic converter.

## 4. 결 론

자동차 배기가스 정화장치의 사용중 파손되는 원인을 규명하여 설계변수를 적절하게 결정하기 위해 평면변형율 조건을 만족하고, 종방향 온도 구배를 무시한 단순화된 2차원모형에 대한 내부 온도분포와 열변형을 유한요소법을 이용하여 해석하고, 이를 실험결과와 비교한 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

1. 타당한 경계조건을 고려하여 유한요소해석을 통해 온도분포를 계산하고 실험치와 비교한 결과 17.5 % 이내의 오차를 보였고, 촉매 내부의 열발생량을 시행착오법으로 보정하여 오

차 6 % 미만의 좋은 결과를 얻을 수 있었다. 따라서 본 연구에서 시도한 유한요소 해석 방법이 향후 타원형 촉매 Catalytic Converter 내부의 온도분포를 구하기 위해 유용하게 적용될 수 있음을 알았다.

2. 유한요소법으로 계산한 횡단면의 단축방향 변형량이 실측치의 최대, 최소값 이내의 타당한 계산치를 보였고, 이 변형량은 Shell이 과도하게 벌어짐을 의미하므로, Mat가 촉매를 누르는 압력이 낮아져 배기가스압에 의해 Mat가 소손되는 것이라고 추정된다.

상기의 결과로부터 열변형체인 Catalytic Converter 설계의 토대가 되는 열변형을 유한요소를 이용해 해석하는 방법을 모색할 수 있었으며, 반응열을 보다 정확히 계산해 낼 수 있는 방법이 모색된다면 신뢰성 있는 해석을 할 수 있을 것으로 사료된다. 또한 이러한 해석법을 근간으로 종방향 온도구배도 고려하는 3차원 해석을 통해, 신뢰성과 내구성이 확보되는 Catalytic Converter의 설계를 실현시킬 수 있을 것으로 생각된다.

## 참 고 문 헌

[1] D. K. S. Chen, E. J. Bissett, S. H. Oh and D. L. V. Ostrom, "A Three-Dimensional Model for the analysis of Transient Thermal and Conversion characteristics of Monolithic Catalytic Converters", SAE paper No. 880282, 1988.

[2] K. Matsumoto, T. Matsumoto, and Y. Goto, "Reliability Analysis of Catalytic Converter as an Automotive Emission Control System", SAE paper No. 750178, 1975.

[3] P. D. Stroom, R. P. Merry and S. T. Gulati, "Systems Approach to Packaging Design for Automotive Catalytic Converters", SAE paper No. 900500, 1990.

[4] S. T. Gulati, "Effects of Cell Gemetry on Thermal Shock Resistance of Catalytic Monoliths", SAE paper No. 750171, 1975.

[5] S. H. Oh, and J. C. Cavendish, "Transients of Monolithic Catalytic Converters: Response to a as Step Change in Freestream Automobile Emissions," Ind. Eng. Chem. Prod. Res. Dev., Vol. 21, 1982, p. 29.

[6] R. D. Cook, D. S. Malkus and M. E. Plesha, "Concepts And Applications of Finite Element Analysis", John Wiley and Sons, 1989.