

論 文

평평한 金型의 熱應力에 관한 研究

閔壽泓\*, 具本權\*\*, 金鈺三\*

A Study on the Thermal Stresses Analysis of the Flat Mould

Soo -Hong Min,\* Bon -Kwon Koo,\*\* Ok -Sam Kim\*

Abstract

It is known that the analysis of thermal stresses is substantially important in optimal design of casting mould. In this paper unsteady state thermal stresses generated in ingot and mould during the solidification process are analyzed by the two dimensional thermal elasto-plastic analysis. Distribution of temperature and stress of the mould is calculated using the finite element method and compared with experimental result. The significant results obtained in this study are as follows.

At the early stage of the casting process, abrupt temperature change was shown in the vicinity of the inner surface of the mould. The largest temperature gradient is occurred at the corner of the mould. In the thermal stress analysis, compressible stress occurred in the inside wall of the mould where as tensile stress on outside wall. Smaller thermal stress is observed at the rounded corner. It is also observed that the shown is influenced by the thickness of the wall. A fairly good coincidence is found between analytical and experimental results, showing that the proposed analytical methodology is reliable.

Nomenclature

- $\hat{b}$  : 體積力 벡터
- $[D^e][D^p]$  : 彈性, 塑性 메트릭스
- $d\hat{\sigma}d\hat{\epsilon}$  : 응력 및 변형을 증분
- $E$  : 탄성 모듈러스
- $F$  : 降伏函數
- $\hat{f}$  : 等價 節點力 벡터
- $J_2$  : 응력 텐서의 제2차 불변량
- $[K]$  : 剛性 메트릭스
- $l$  : 潛熱
- $n_x, n_y$  : 방향 여현
- $\hat{S}$  : 편차응력 텐서
- $\hat{u}$  : 변위벡터
- $\alpha$  : 熱膨脹係數
- $\hat{\gamma}$  : 전단 변형을 텐서
- $\hat{\epsilon}^e$  : 탄성 텐서
- $\nu$  : 포아송비
- $\hat{\sigma}$  : 응력텐서

- $\hat{\tau}$  : 剪斷應力 텐서
- $\theta$  : 온도
- $\theta_0$  : 初期溫度

1. 서 론

鑄造金型의 壽命에 影響을 미치는 諸般因子들은 다양하게 많으며 그 가운데에서도 溶融金屬의 溫度와 鑄造金型의 初期溫度의 差異로 인한 溫度 勾配는 필연적으로 鑄造金型의 내부에 熱應力을 유발<sup>1)</sup>한다.

따라서 합리적인 鑄造金型의 設計를 위해서는 實驗과 解析을 통한 金型內部의 溫度 및 應力變化의 非定常狀態의 分析이 필요하다. 1969년 Hiratani<sup>2)</sup>는 장방형 金型의 溫度 및 熱應力解析에 있어서 각각 有限差分法(finite difference method)과 有限要素法(finite element method)

\* 인하대학교 공과대학 기계공학과  
\*\* 서울산업대학

으로 해석하여 熱應力으로 인한 크랙의 발생 및 金型의 두께와의 관계를 研究하였다. Namai등<sup>3)</sup>은 表面條件이 다른 鑄造用 金屬材料의 熱變形特性을 研究하였으며 Ownaka등<sup>4)</sup>은 內節點法(inner nodal point method)으로 주물의 凝固過程을 3차원적으로 解析하고 實驗結果와 比較하였다.

本 研究에서는 熱應力 발생이 적은 鑄造金型의 形狀을 決定하기 위한 기초적인 研究로서 變形率 履歷을 고려한 鑄造金型의 熱應力계산을 有限要素法에 의하여 解析할 수 있도록 프로그램化 하고 그 應用例로서 凝固 및 冷却중에 있는 순알루미늄(99.9%)과 鑄鐵製(GC25) 鑄型을 실제 모델로 하여 주물의 凝固過程에 따르는 鑄造金型의 熱應力 解析을 행하고 實驗을 통하여 解析結果와 測定值를 比較 檢討하였다.

## 2. 모델설정 및 실험

### 2.1 모델設定

本 研究에서 설정한 모델은 鑄鐵製 金型에 순알루미늄을 鑄造하는 경우 주물의 凝固 및 冷却이 진행됨에 따라 발생하는 주형내의 非正常 狀態의 熱應力을 계산하였다.

응력해석을 위하여 길이방향의 변형율이 무시되는 평면 변형을 조건(Plane strain condition)으로 취급하였다. 解析에 사용된 모델의 形狀 및 수치와 初期條件 및 境界條件은 參考文獻<sup>5)</sup>을 인용하였다.

有限要素解析을 위한 要素分割은 中央橫斷面에 대하여 형상 및 境界조건이 4회 대칭이므로 모델의 우측상단 1/4단면 부분만을 解析하였으며 溫度變化가 큰 주물과 주형의 境界面을 세밀하게 분할하였다. 應力解析에서는 사용된 金型의 節點 및 要素數를 각각 85개와 20개로 하여 요소의 크기에 비교적 영향을 받지않는 四角形 要素를 취하여 8節點의 isoparametric 要素<sup>6)</sup>를 이용하였다.

Fig. 1은 應力解析을 위한 要素分割과 주형의 變位 拘束條件을 나타낸 것이다. 또한 彈塑性 문제에서 溫度依存性を 考慮한 非線形問題에 있어서는 해가 수렴하도록 반복적으로 連립방정식을 풀어야 하므로 Fig. 2와 같이 接線剛性法(tangential stiffness method)과 初期剛性法(initial stiffness method)의 장점을 취한 混合法<sup>7)</sup>(combined algorithm)을 적용하였다. 또한 連립방정식의 해는 컴퓨터의 용량을 效率的으로 사용

하는 frontal method를 이용하였으며 Fig. 3은 應力解析 過程을 나타내는 흐름도(flow chart)이고 金型재료의 物理的 性質 및 機械的 性質은 Table 1과 2에 나타났다. 研究에 사용된 컴퓨터는 MV-10000으로서 應力解析의 계산시간은 약 28분정도 소요되었다.

### 2.2 實驗

Fig. 4는 鑄型의 溫度分布와 熱應力 발생의 측정을 위한 실험장치의 개요도이다. 應力測定 裝置로는 平面金型에서 발생한 熱應力 舉動을 측정하기 위해 strain gauge(micro-measurments division, 2축 90°, gauge resistance:  $120 \pm 0.4 \Omega$ , gauge length: 5mm, gauge factor:  $2.16 \pm 1\%$ )를 bonding cement(M-bond 600, Micro-measurments division)에 의해서 부착 시킨다음 lead wire를 접속 하였으며 사용된 기기로는

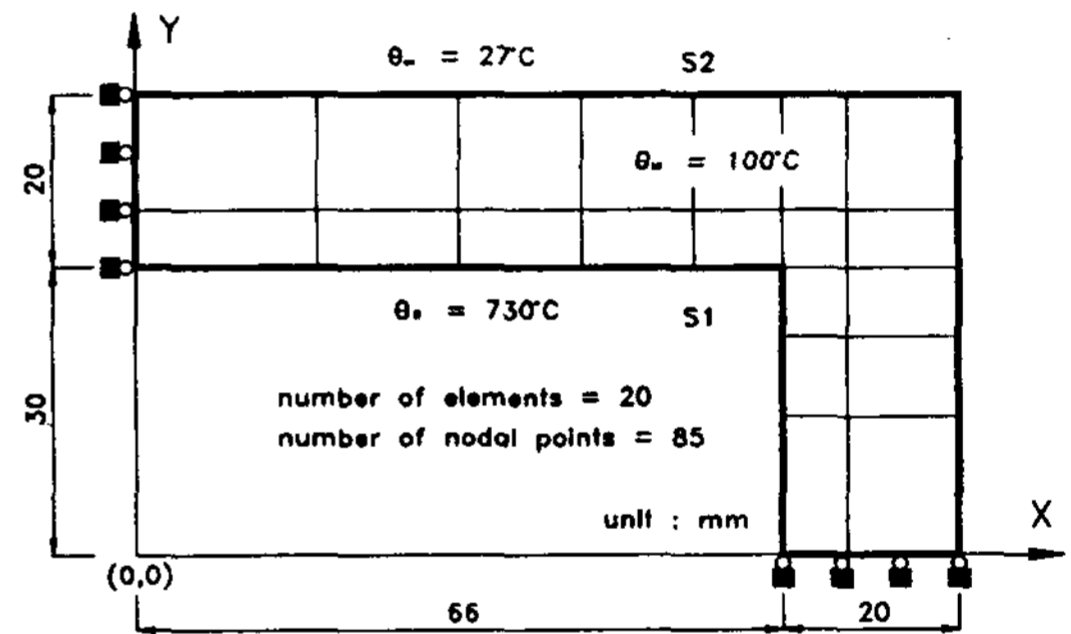


Fig. 1. Mesh used for stress analysis in the mould

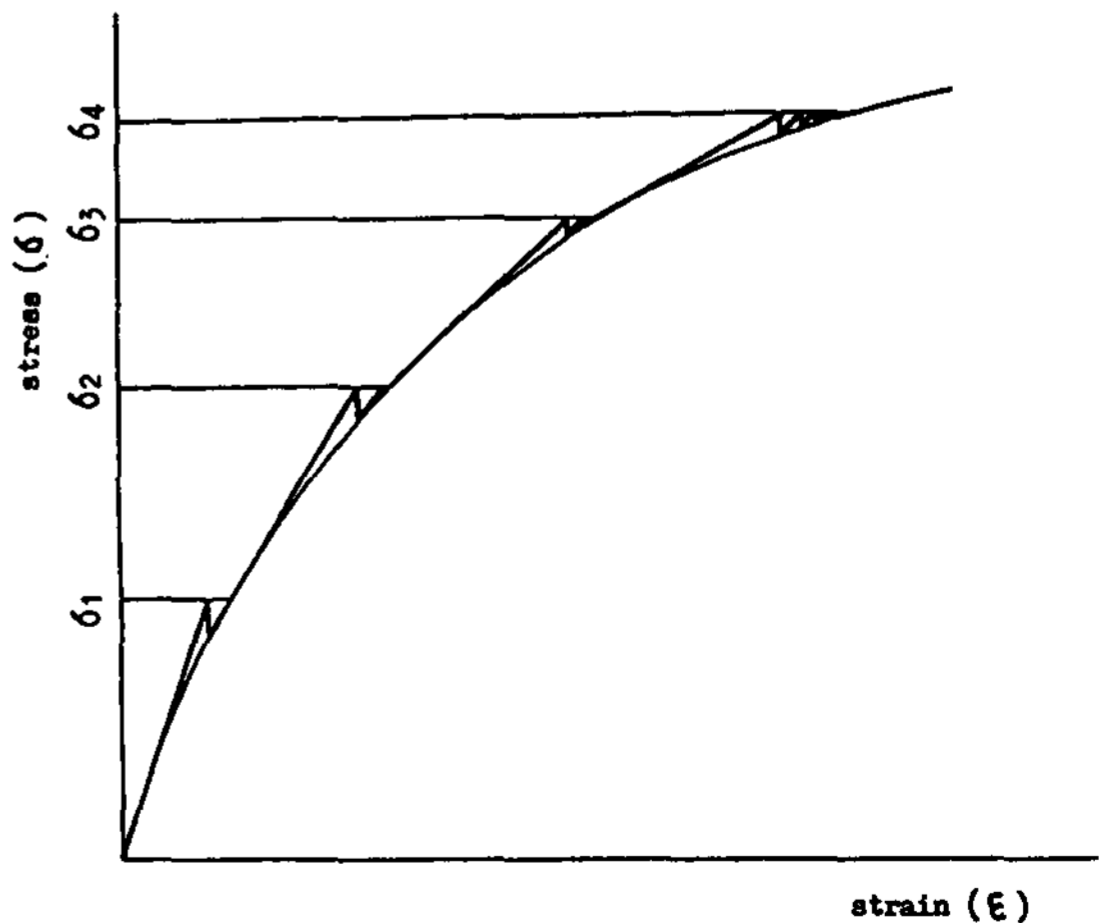


Fig. 2. Combined algorithm using tangential stiffness and initial stiffness method

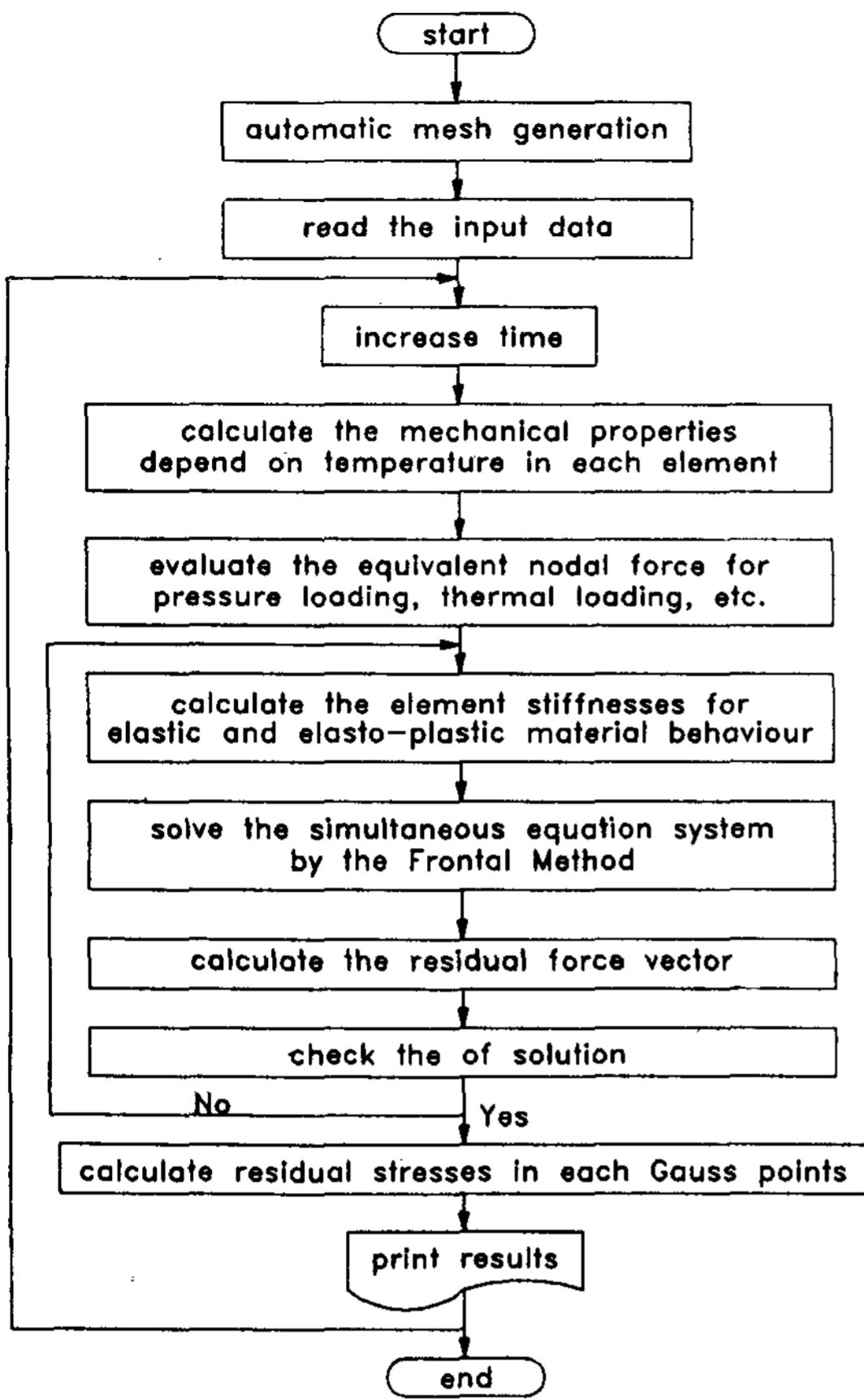


Fig. 3 Flow chart for stress analysis

strain amplifier(6 channel, range : 1-100\*100 $\mu$   $\epsilon$ , gain오차 : 0.5%, nonlinearity : 0.005%, drift : 5ppm/ $^{\circ}$ C, output voltage :  $\pm$ 5V(max))와 data acquisition system으로는 분해능이 8 bit이고 변환시간이 30 $\mu$ sec인 A/D convertor를 사용하였고 부수적으로는 8 channel multiplexer와 S/H Amplifier를 사용하였다. data acquisition system을 장착한 computer의 기종은 IBM PC-XT이다.

그리고 温度變化에 따른 주형의 變形量측정을 위하여 高温用 strain gauge를 curing에 세심한 주의를 하면서 측정부위인 주형의 밀면부에서 단변부, 장변부 및 모서리부를 X-Y방향으로 접착시키고 strain gauge와 strain amplifier용 bridge를 結線한 다음 6 channel 각각에 대하여 出力特性을 확인하고 증폭정도를 보정하며 이때 檢定은 multimeter로 하였다. 계측기의 보정이 끝나면 Data acquisition system과 strain amplifier의 연결상태를 檢證한다. 위의 과정이 이루어지면 주형에 주물을 주입하고 실험을 시작한다.

출력data는 變形量을 應力의 變化로 變換시키는 software를 內藏하여 變形量을 入力으로 받아 應力變化로 出力하도록 하였다. 측정시간의 범위는 1~99999 sec., 측정시간은 최저 1 sec.이며 본 실험의 경우 측정완료 시간은 1290 sec.까지로 하였고 5 sec. 간격으로 測定하였다.

Table 1. Physical properties of materials

		ANALYSIS	
		INGOT (Al, purity 99.98%)	MOULD (GC 25)
thermal conductivity, k (W/m $^{\circ}$ C)	1	228	43.96
	2	$197.45 \times \text{EXP}(5.26\text{E}-4 \times \theta)$	$51.19 - 0.086 \times \theta + 1.46\text{E}-4 \times \theta^2 - 9.13\text{E}-8 \times \theta^3$
specific heat, c (J/kg $^{\circ}$ C)	1	938	502.4
	2	$891.27 + 0.4624 \times \theta$	$434.42 + 0.442 \times \theta - 1.34\text{E}-5 \times \theta^2 + 2.26\text{E}-8 \times \theta^3$
density, $\rho$ (kg/m $^3$ )		2700	7200
latent heat, l (J/kg)		$27 \times 10^4$	

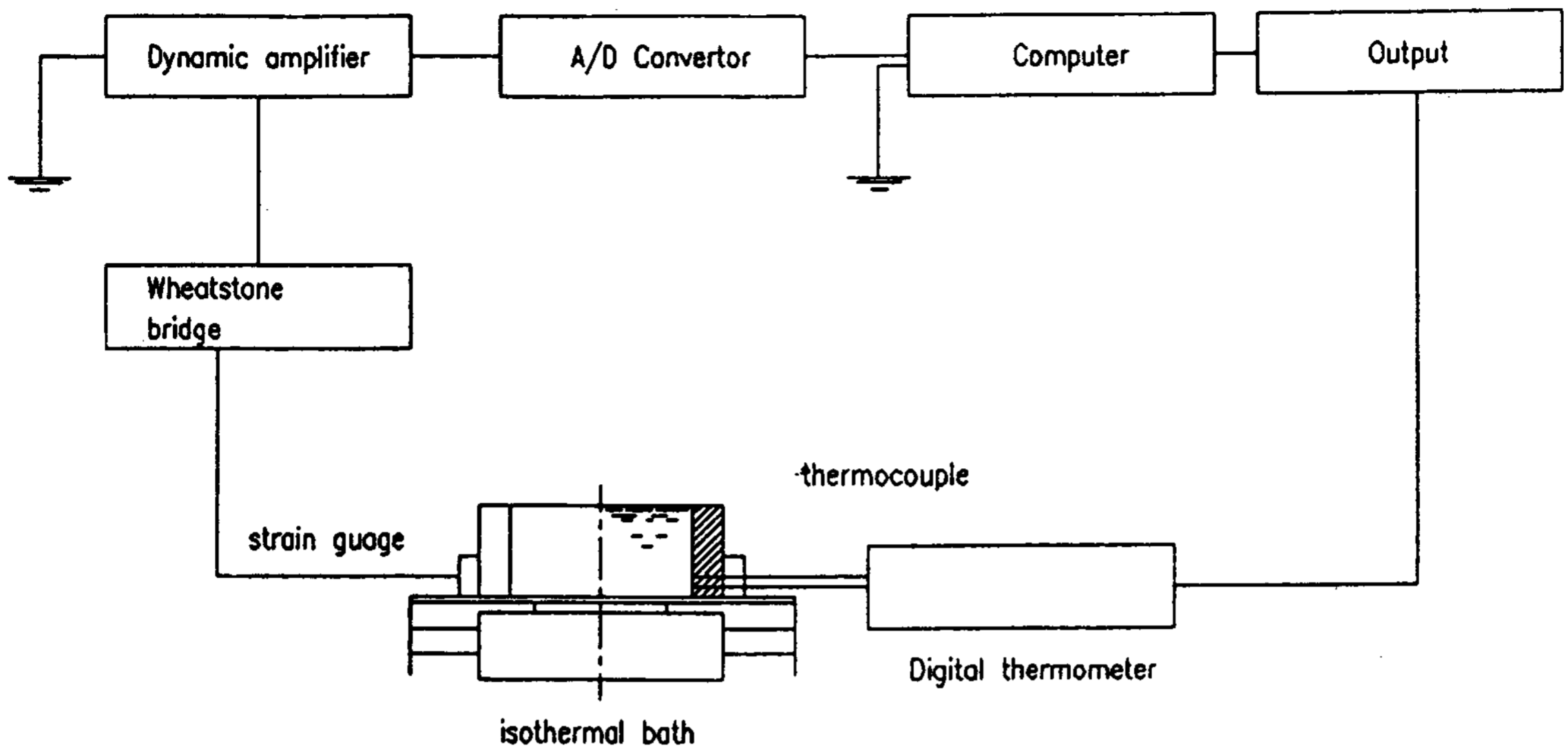


Fig. 4. Schematic diagram of experimental apparatus

Table 2. Mechanical properties of mould (GC 25)

elastic modulus, E (GN/m <sup>2</sup> )		128
poisson's ratio, ν		0.27
thermal expansion coefficient, α (×10 <sup>-6</sup> °C)	1	12.18
	2	11.97+3.17E-3×θ+6.82E-6×θ <sup>2</sup> -8.35E-9×θ <sup>3</sup>
yield strength, (MN/m <sup>2</sup> )		196

### 3. 熱應力 解析

鑄物이 냉각하는 동안의 鑄型內의 溫度 및 熱應力分布는 支配方程式, 構成方程式, 適合方程式, 境界條件 및 初期條件 등을 이용하여 해를 구하여야 한다. 그러나 실제의 상태는 온도와 熱應力간의 連成效果(coupled effect)로 인하여 대단히 복잡한 舉動을 하기 때문에 數學的인 嚴密解를 구하기가 어렵다. 그러므로 수치해석에 의하여 열응력 분포를 구하는 방법이 강구되고 있는데 그 가운데에서도 유한요소법이 가장 적당하다고 알려져 있다. 유한요소법에서 해를 구하는 방법으로는 變分法(variational method)과 weighted residual method가 많이 이용된다.

有限要素法은 變分原理를 직접 사용하여 微分方程式의 近似值를 구하는 直接解析(direct met-

hod of solution)의 일종이나 항상 微分法的 접근이 가능하지는 않다. 그 이유는 에너지原理에 상응하는 變分原理가 항상 존재하지는 않기 때문이며, 이러한 경우에 weighted residual법에 의한 有限要素法의 적용이 가능하는데 熱應力解析에 있어서 주요식들은 다음과 같다.

1. 平衡方程式

$$\text{div } \hat{\sigma} + \hat{b} = 0 \quad (1)$$

2. 變形率增分과 變位增分の 關係式

$$\dot{\hat{\epsilon}} = 1/2(\text{grad } \dot{\hat{u}} + (\text{grad } \dot{\hat{u}})^T) \quad (2)$$

3. 構成式

a. 應力增分과 變形率增分の 關係式

$$\dot{\hat{\epsilon}} = \dot{\hat{\epsilon}}^e + \dot{\hat{\epsilon}}^p \quad (3)$$

$$\begin{aligned} \dot{\varepsilon}^\theta = & \frac{1+\nu}{E} \dot{\sigma} - \frac{\nu}{E} (\text{tr} \dot{\sigma}) \hat{\ell} + \alpha(\theta - \theta_0) + \frac{\partial}{\partial \theta} \\ & \left( \frac{1+\nu}{E} \sigma - \frac{\partial}{\partial \theta} \left( \frac{\nu}{E} \right) (\text{tr} \hat{\sigma}) \hat{\ell} \right) \theta \end{aligned} \quad (4)$$

$$\hat{\varepsilon}^p = \frac{1}{\frac{4}{9} \frac{\partial f_0}{\partial \kappa} f_0^2} [\text{tr}(\hat{S} \cdot \hat{\sigma}) - \frac{2}{3} f_0 \frac{\partial f_0}{\partial \theta} \theta] \hat{S} \quad (5)$$

b. 降伏條件(Von-mises條件)

$$F = \sqrt{3} \sqrt{J_2} - f(\theta, k) \quad (6)$$

단,  $J_2 = 1/2 \text{tr}(\hat{S}\hat{S})$

$$\hat{S} = \hat{\sigma} - \frac{1}{3} \text{tr}(\hat{\sigma}) \hat{\ell} \text{ 이다.} \quad (7)$$

c. 境界條件

$$S_1 \text{ 上에서 } \dot{\sigma} \hat{n} = \hat{t} \quad (8)$$

$$S_2 \text{ 上에서 } \dot{u} = \hat{u} \quad (9)$$

단,  $n$ 은 外力  $t$ 가 작용하는 표면  $S_1$ 上에서의 外向 單位法線벡터이다.

d. 初期條件

$$\text{領域 內에서 } \hat{\sigma} = 0, \hat{\varepsilon} = 0, \hat{u} = u \quad (10)$$

이다. 식(1)에서 식 (8), (9) 및 (10)의 境界條件式 및 初期條件式를 이용하여 해를 구하는데 있어서 溫度, 應力 등의 관계를 동시에 취급하는 것은 곤란하므로 微小增分 理論에 의하여 近似的인 해법으로 微分原理證 假想일의 原理를 적용하고 이를 유한요소법에 의하여 解析하였다. 假想變位增分率  $\{du^0\}$ , 이에 相關한 假想變形率 增分을  $\{d\varepsilon^0\}$ 으로 하면 그 關係式은 다음과 같다.

$$\{d\hat{u}^0\} = [du_x^0 \ du_y^0]^T \quad (11)$$

$$\begin{aligned} \{d\hat{\varepsilon}^0\} &= [d\hat{\varepsilon}^0 \ d\hat{\varepsilon}^0_y \ d\hat{\gamma}_{xy}^0]^T \\ &= \left[ \frac{\partial(du_x^0)}{\partial x} \quad \frac{\partial(du_y^0)}{\partial y} \quad + \frac{\partial(du_x^0)}{\partial y} \right. \\ &\quad \left. \frac{\partial(du_y^0)}{\partial x} \right]^T = [B]\{du^0\} \end{aligned} \quad (12)$$

$$[B] = \begin{bmatrix} \frac{\partial N_i}{\partial x} & 0 \\ 0 & \frac{\partial N_i}{\partial y} \\ \frac{\partial N_i}{\partial y} & \frac{\partial N_i}{\partial x} \end{bmatrix} \quad i=1,2,\dots, \quad (13)$$

또한 식(4)와 (5)를 行列式으로 표시하면

$$\{d\hat{\varepsilon}^e\} = [D^e]^{-1} \{d\hat{\sigma}\} + \{\alpha\}d\theta + \frac{\partial}{\partial \theta} [D^e]^{-1} \{\hat{\sigma}\}d\theta \quad (14)$$

$$\begin{aligned} \{d\hat{\varepsilon}^p\} &= \frac{1}{\frac{4}{9} \frac{\partial f_0}{\partial \kappa} f_0^2} (\{\hat{S}\}\{\hat{S}\}^T) \{d\hat{\sigma}\} - \frac{2}{3} f_0 \\ &\quad \frac{\partial f_0}{\partial \theta} \{S\}d\theta \end{aligned} \quad (15)$$

로 된다.

그러므로 全變形率 增分은 식(3)으로 부터

$$\{d\hat{\varepsilon}\} = \{d\hat{\varepsilon}^e\} + \{d\hat{\varepsilon}^p\} \quad (16)$$

과 같이 되고  $\{d\hat{\varepsilon}^e\}$ 와  $\{d\hat{\varepsilon}^p\}$ 는 상기한 식으로부터 결정된다. 식(14)와 (15)를 식(16)에 대입하여  $\{d\hat{\sigma}\}$ 에 關하여 정리하면

$$\begin{aligned} \{d\hat{\sigma}\} &= [D^p] \{d\hat{\varepsilon}\} - [D^p] \{\bar{a}\}d\theta + \frac{1}{\frac{2}{3} \frac{\partial f}{\partial \kappa} f_0} [D^p] \{\hat{S}\} \\ &\quad \cdot \frac{\partial f_0}{\partial \theta} d\theta \end{aligned} \quad (17)$$

이며 剛性方程式을 유도하기 위하여 假想일의 原理

$$\begin{aligned} I &= \sum_v \left[ \int_v \{d\hat{\sigma}\}^T \{d\hat{\varepsilon}^0\} dv - \int_v \{a\hat{b}\}^T \{du^0\} dv \right] \\ &\quad - \int_s \{d\hat{t}\} \{du^0\} dS \end{aligned} \quad (18)$$

를 運動學的으로 허용가능한 임의의 變形率 增分  $\delta\{d\hat{\varepsilon}^0\}$ 과 變形增分  $\delta\{d\hat{u}^0\}$ 에 의하여 표시되는 양은

$$\begin{aligned} \delta I &= \int_v \{d\hat{\sigma}\}^T \delta\{d\hat{\varepsilon}^0\} dv - \int_s \{d\hat{b}\}^T \delta\{d\hat{u}^0\} dS \\ &\quad - \int_s \{d\hat{t}\}^T \delta\{du^0\} dS \end{aligned} \quad (19)$$

은 眞解에 의하여 絶對最小가 되므로 식(19)로부터 剛性方程式은 다음과 같이 誘導된다.

$$[K]\{du\} = \{dL_b\} + \{dL_t\} + \{dL_\theta\} \quad (20)$$

數值積分은

$$I = \int_{-1}^1 \int_{-1}^1 f(\xi, \eta) d\xi d\eta = \sum_1^m N_i f(\xi_i, \eta_i) \quad (21)$$

과 같이 Gauss積分法을 이용하여 3점公式를 적용하였다. 그러나 본 연구에서는 식(21)를 충분히 만족하지 못하고

$$d\phi = [K][du] - \{dL\} \neq 0 \quad (22)$$

인 殘留量(residual force vector)이 존재하며 彈塑性問題에 있어서 재료의 剛性方程式이 연속적으로 변화하므로 각 解析 段階마다 剛性方程式을 만족하는 새로운 變位를 구하여야 한다. 한편 이로부터 얻어진 각 Gauss point, m에서의 主應力을 계산하는 식은 다음과 같다.

$$\sigma_{x,y}(m) = (\sigma_x + \sigma_y) / 2 \pm [ \{ (\sigma_x - \sigma_y) / 2 \}^2 + \tau_{xy}^2 ]^{1/2} \quad (23)$$

$$\tau_1(m) = [ \{ (\sigma_x - \sigma_y) / 2 \}^2 + \tau_{xy}^2 ] \quad (24)$$

#### 4. 實驗 및 解析 結果의 考察

實驗을 통하여 얻어진 測定結果와 有限要素解析을 행하여 얻어진 金型의 熱應力 解析 結果에 대하여 比較 및 考察함으로써 研究 結果의 妥當性을 檢討하였다.

주형의 長邊側의 대기와 접하는 부분에서의 時間經過에 따른  $\sigma_{xx}$ 의 變化를 나타낸 Fig. 5는 溫度差異로 인한 應力變化가 초기에는 최고 引張應力 105MPa정도까지 상승하나 시간이 경과함에 따라 直線的으로 저하되는 傾向을 보이며 냉각개시 80초후 해석은 85MPa, 實驗은 50MPa의 引

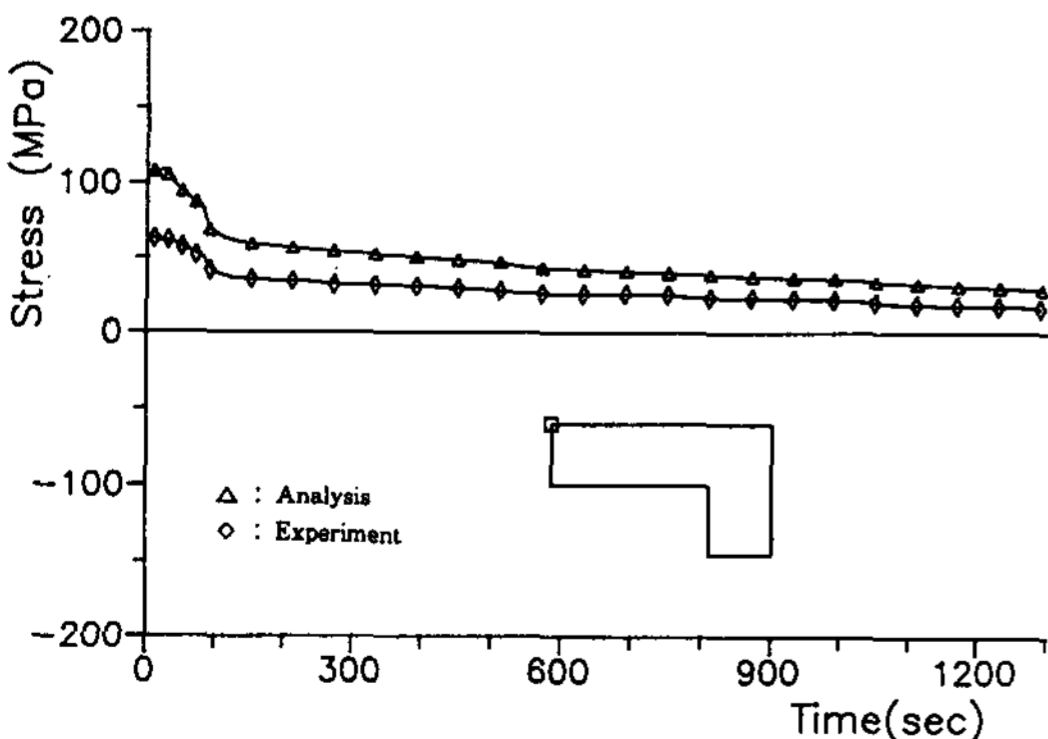


Fig. 5. Comparison of stress ( $\sigma_{xx}$ ) variation according to the cooling time between experimental and analytical value at the wide face of the mould.

張應力이 발생한다. 약 30MPa의 차이는 實驗에 있어서 金型表面의 高溫으로 인하여 bonding cement의 耐熱性의 劣化로 strain gauge의 接觸점이 완전히 密着되지 못한 것으로 사료된다.

Fig. 6은 金型의 모서리부에 대해서 시간 경과에 따른 應力變化를 나타낸 그림이다. 전반적으로 傾向은 長邊側의 경우와 거의 같게 나타나며 凝固 開始 初期의 급격한 溫度上昇으로 인해 實驗의 경우 52MPa, 解析의 경우 93MPa의 引張應力이 발생하는 것을 알 수 있다. 實驗과 해석의 結果가 차이를 보이는 것은 주형의 모서리부에서 주물의 주입후 3sec. 이후에 발생하는 수축으로 인한 air gap 現象<sup>5)</sup> 과 측정상의 오차, 해석시 열이동 조건의 단순화로 인한 오차등이 일어나기 때문이라고 여겨진다.

金型의 長邊, 短邊 및 모서리부의 외측면에서 解析과 實驗의 應力( $\sigma_{xx}$ )의 變化를 비교한 Fig. 7은 解析과 實驗 공히 短邊側에서의  $\sigma_{xx}$ 는 아주 작게 나타나며 거의 0에 수렴하고 있다. 또한 장변 및 모서리부에서의  $\sigma_{xx}$ 는 해석의 경우가 實驗에 비해 약 引張應力이 50MPa 정도 높게 나타나는데 이는 주형의 내측면에서는 압축應력이 발생하고 외측면에서는 引張應力이 발생하는 應力반전 현상 때문이라고 생각된다.

金型의 長邊 및 모서리부에서의 10sec., 80sec. 와 1290sec. 때의 각 위치에 따른  $\sigma_{xx}$ 를 나타낸 Fig. 8은 장변측의 경우 금형 내측면에서 壓縮應力이 최고 180MPa정도이고, 引張應力이 100MPa정도 발생하며 금형 내측면에서 應力變化가 크며 應力の 反轉은 주형과 주물의 境界面으로부터 8~13mm에서 일어난다. 모서리부에서는 金型의 내면에서 -130MPa정도의 壓縮應力이 발생하며 應力반전점을 지나 금형의 외측면에서는 매우 작은 引張應力이 발생한다. 이때 應力の 反轉點은 金型과 주물의 境界面으로부터 약 12~20mm에 위치한다.

Fig. 9는 Fig. 7과 같이  $\sigma_{xx}$ 에 대한 應力값을 나타낸다. 장변 및 모서리부에서는 金型의 內面과 外面 모두 壓縮應力(-10MPa) 및 引張應力(+10MPa)사이의 미소한 應力이 발생하여 거의 zero로 수렴되는 것을 보여주고 있다. 반면 모서리부에서는 10sec. 때 주물과 주형의 境界面으로부터 10mm이하에서 壓縮應力이 最高 -80MPa 정도이고 引張應力은 應力반전점 이후 10MPa정도 발생한다. 그리고 주물과 주형의 境界面으로

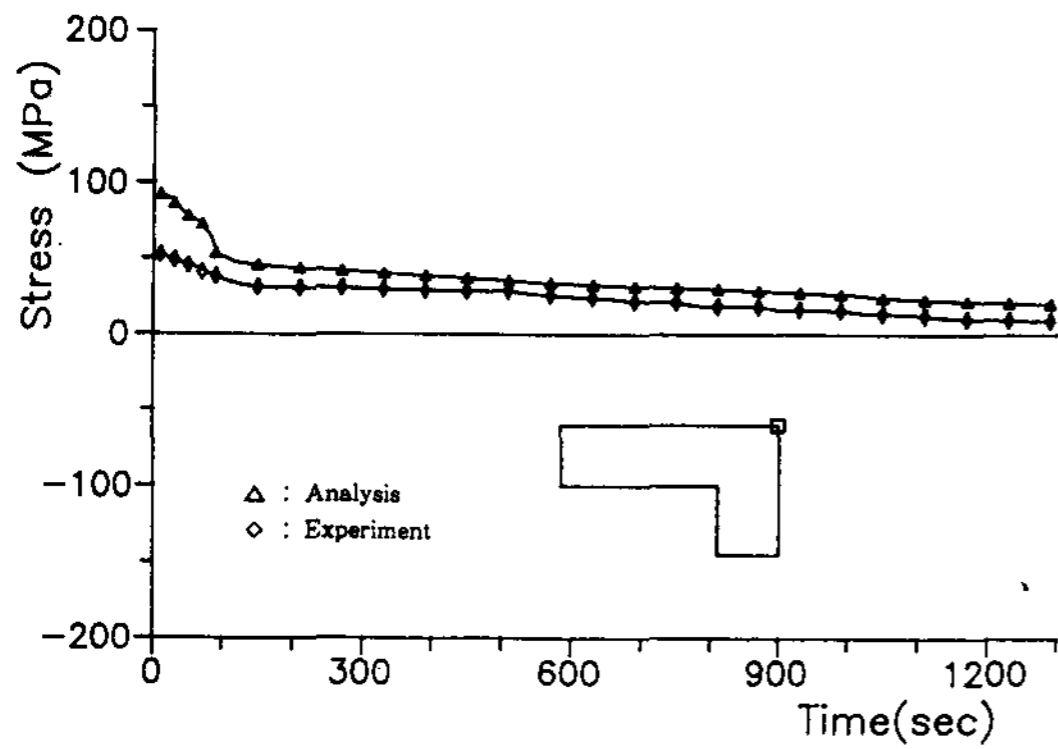


Fig. 6. Comparison of stress ( $\sigma_{xx}$ ) variation according to the cooling time between experimental and analytical value at the corner of the mould

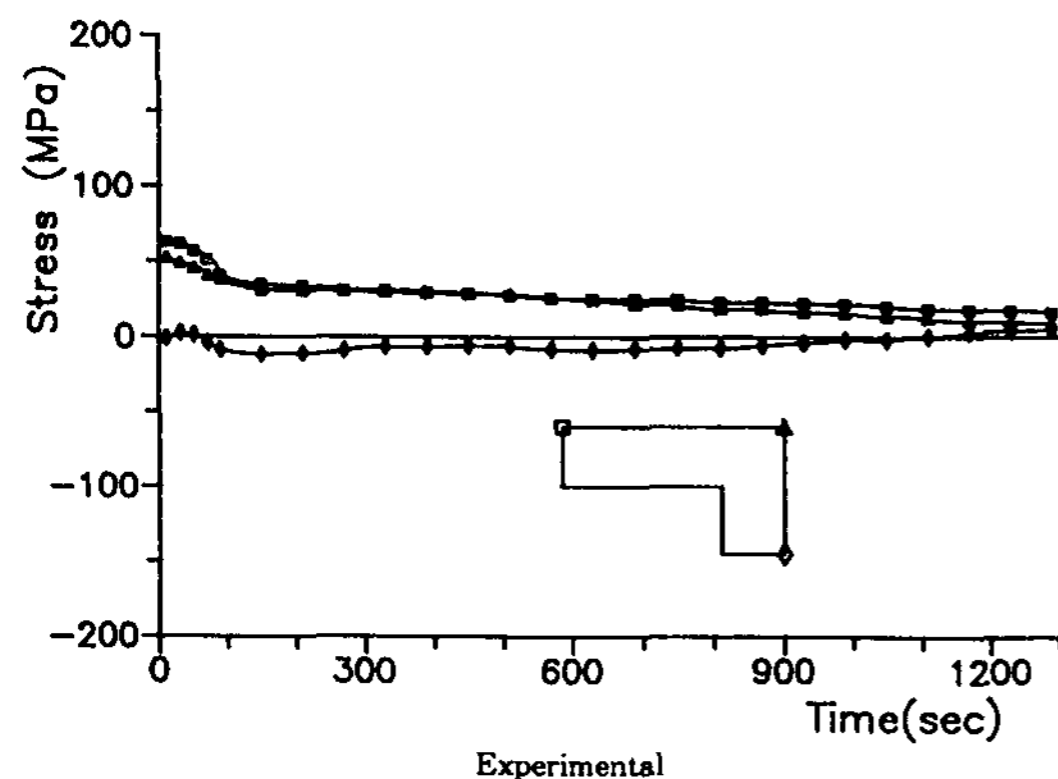
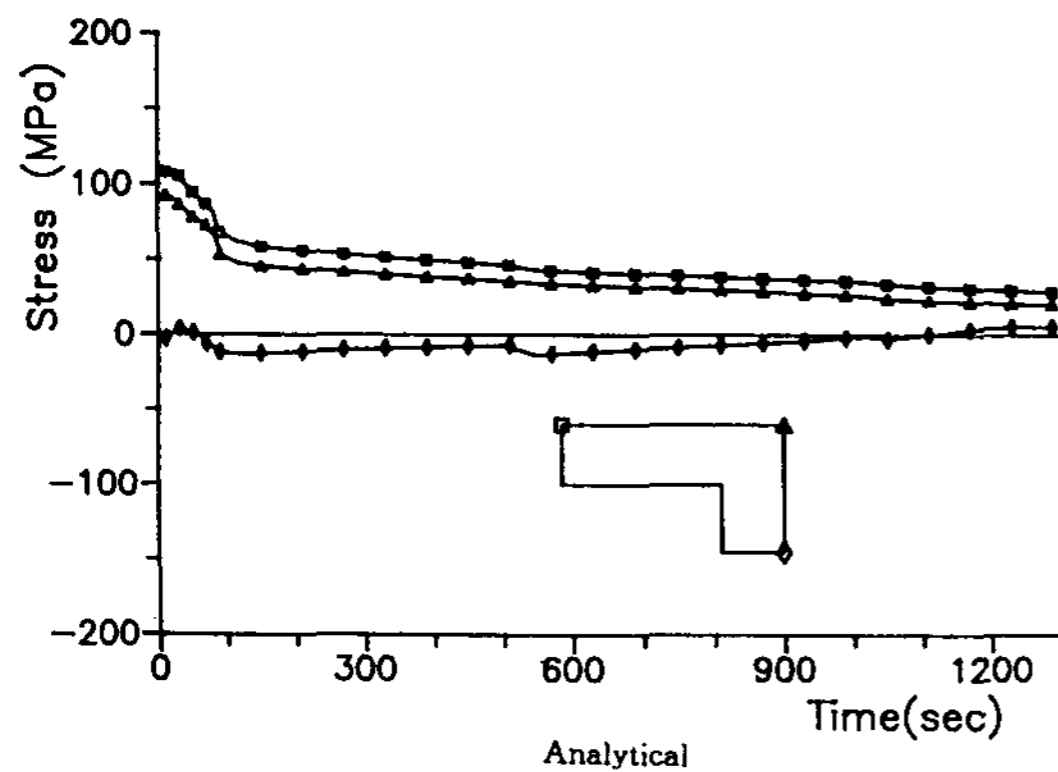


Fig. 7. Comparison of stress ( $\sigma_{xx}$ ) variation of the mould according to the cooling time between experimental and analytical value.

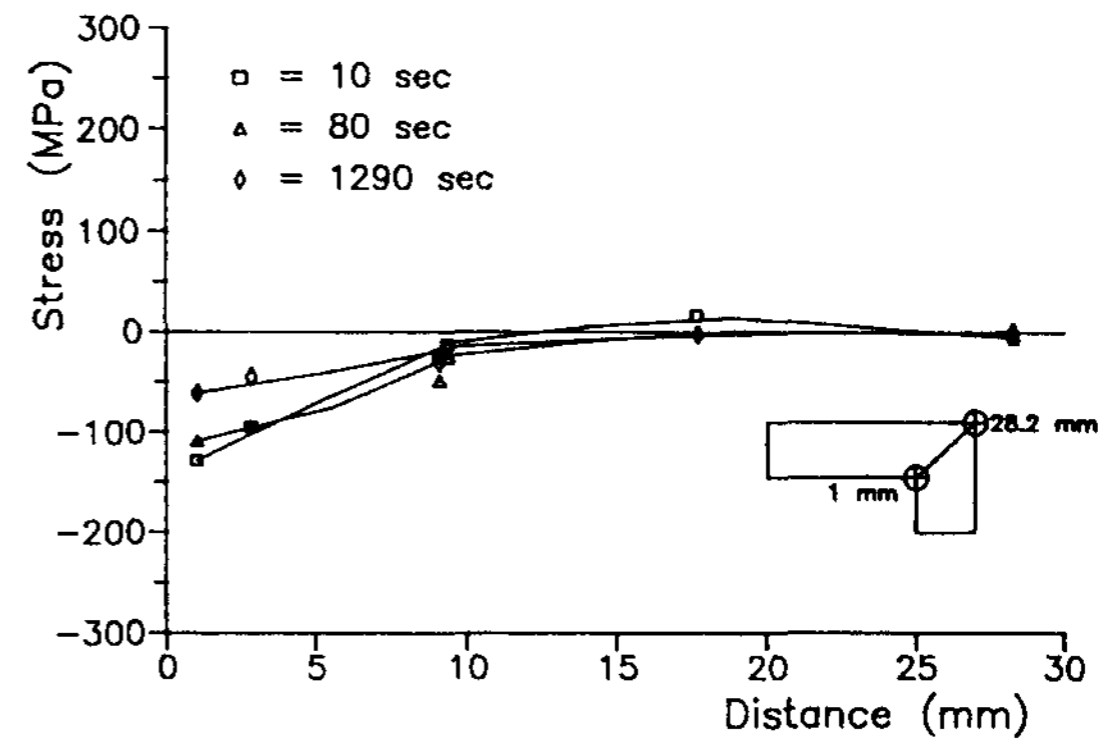
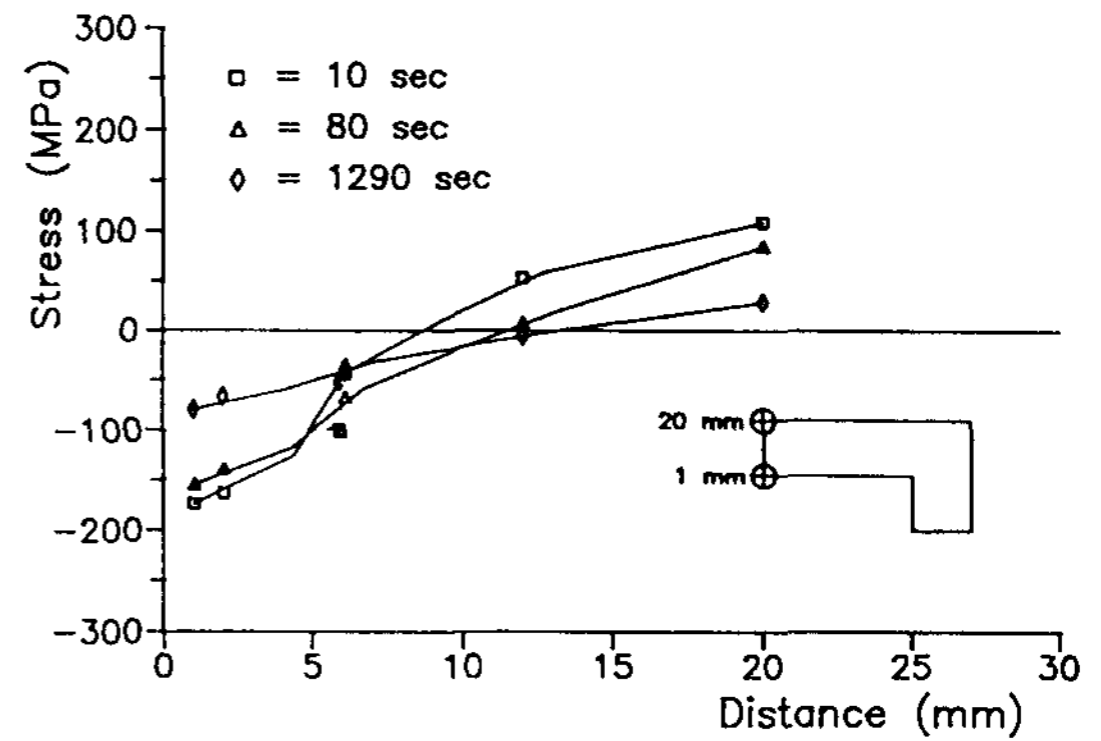


Fig. 8. Comparison of stress ( $\sigma_{xx}$ ) distribution of the mould (analytical value)

부터 10mm까지는 압축응력이 발생하지만 그 이후 부터 28.2mm까지 인장응력이 광범위하게 분포하고 있다.

주물의凝固開始 후 10sec. 경과한 후  $\sigma_{xx}$  및  $\sigma_{yy}$ 에 대한 等應力線圖를 나타낸 것이 Fig. 10이며鑄物과 金型의 境界面에서  $\sigma_{xx}$ 는  $-140\text{MPa}$ 이고  $\sigma_{yy}$ 는 短邊部에서 熱應力 集中이 일어난다. 이때 모서리 부근에서는  $20\text{MPa}$  정도의 引張應力이 발생하며 각 선의 應力값은  $20\text{MPa}$ 이고 以下の Fig. 11과 Fig. 12도 마찬가지이다.

주물의凝固開始 후 80sec. 경과한 후의 等應力線圖를 나타낸 것이 Fig. 11이며 金型의 長邊側에서의 內面에서는  $\sigma_{xx}$ 가  $-120\text{MPa}$  정도의 壓縮應力이 발생하고 短邊에서는  $\sigma_{yy}$ 가  $40\text{MPa}$  정도의 引張應力이 거동하고 있음을 알 수 있다.

주물의凝固開始 후 1290sec. 가 경과할 때의 等應力線圖 나타낸 Fig. 12는  $\sigma_{xx}$ ,  $\sigma_{yy}$  모두 Fig. 9 및 Fig. 10과 유사한 傾向을 보이며 더욱 작은 壓縮應力( $-60\text{MPa}$ ) 및 引張應力( $20\text{MPa}$ )이 분포



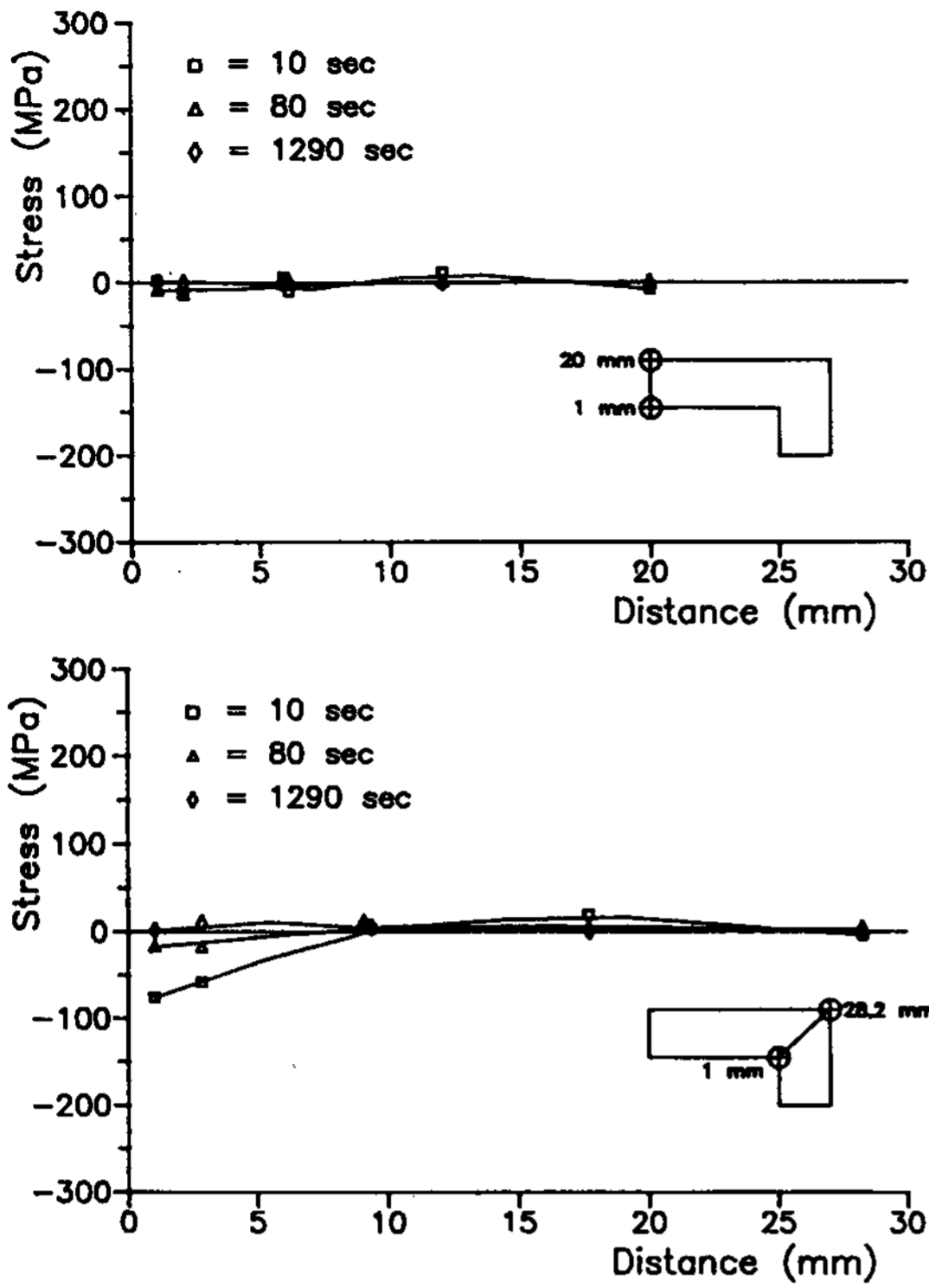


Fig. 9. Comparison of stress ( $\sigma_{xx}$ ) distribution of the mould (analytical value)

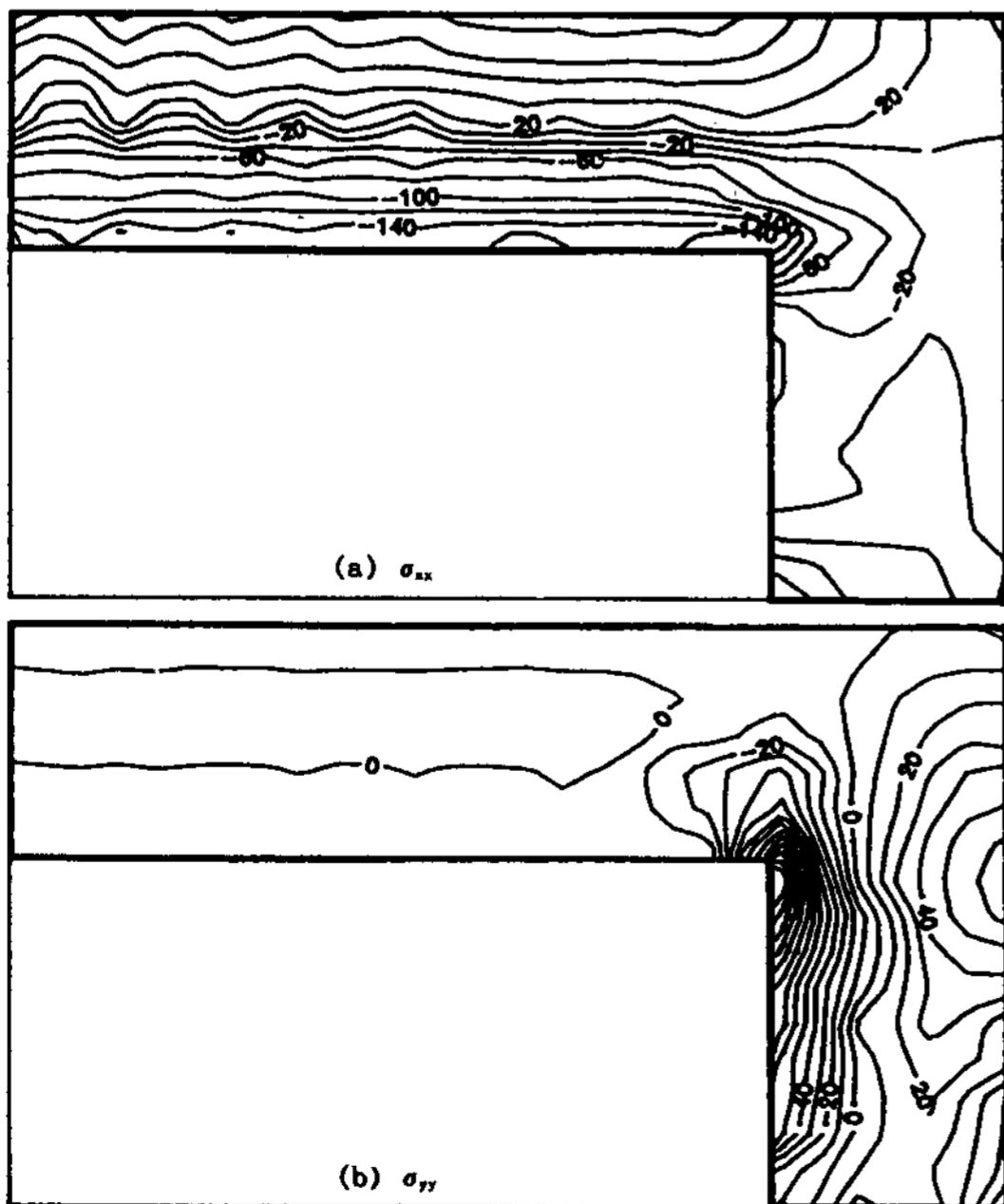


Fig. 10. Thermal stress contour (10 sec. after pouring) Unit : MPa

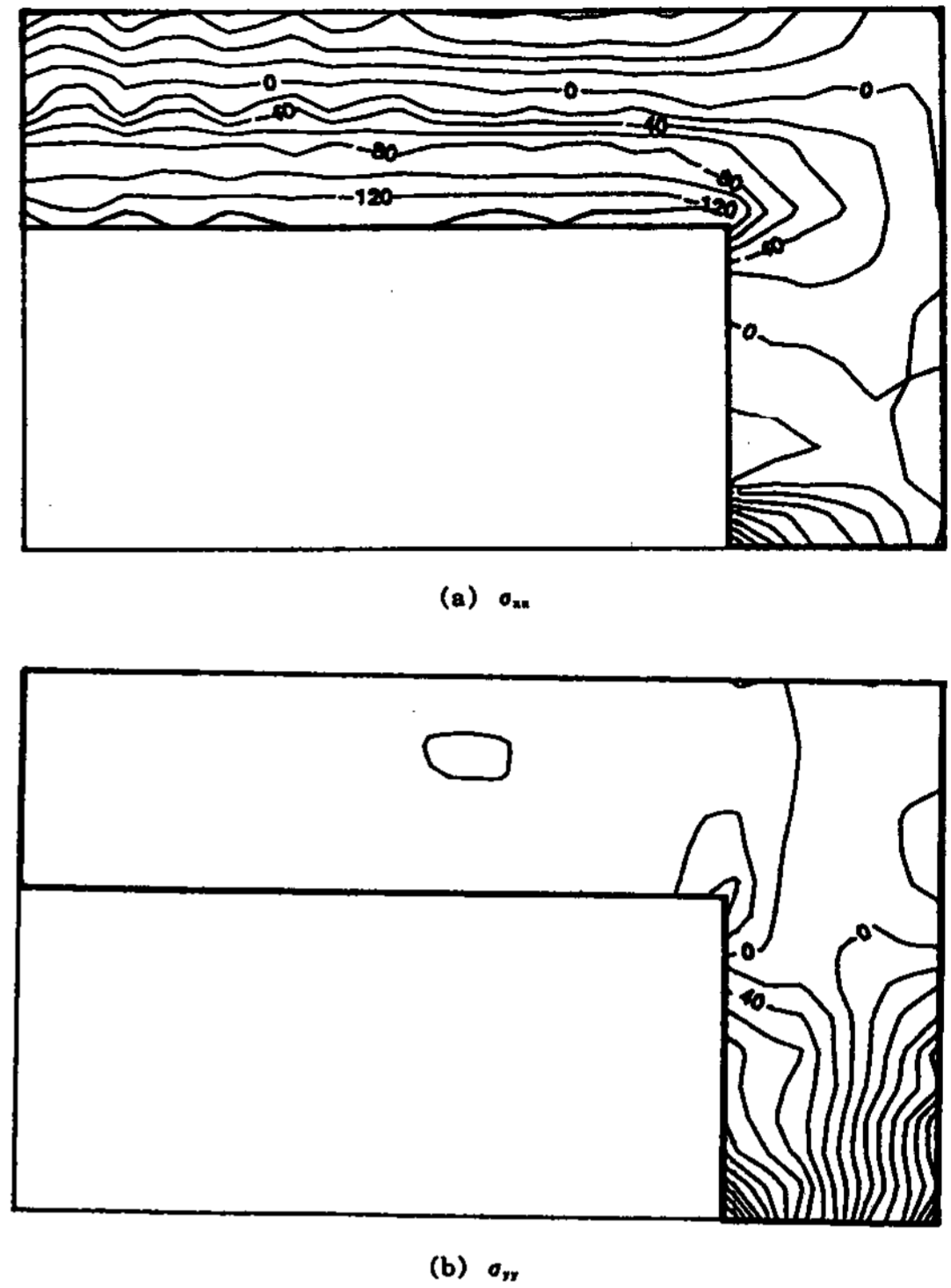


Fig. 11. Thermal stress contour (80 sec. after pouring) Unit : MPa

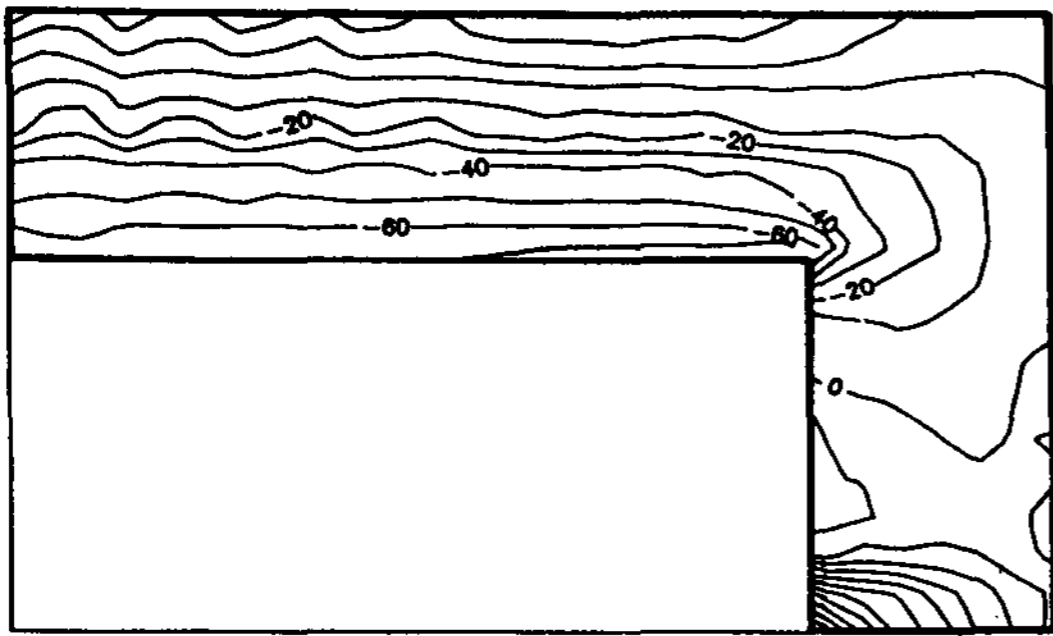
하고 있는 것으로 나타났다. 그러므로 주물의 주입 후 1290sec. 가 경과 하였을 때에는 鑄型內部에 급격한 응력변화가 소멸되고 주형내에 전반적으로 平易한 應力勾配가 형성되므로 주조 金型의 設計시에는 最大應力이 발생하는 주물의 주입 70-80sec. 전후를 기준으로 설계하는 것이 타당할 것으로 사료된다. 그러나 鑄型의 크기나 刑狀이 變化한다면 주물의 初期溫度 및 金型의 初期溫度 편차에 의하여 熱變形이 惹起될 수 있을 것이므로 이에 대한 定量的 評價가 이루어져야 할 것이다.

### 5. 結 論

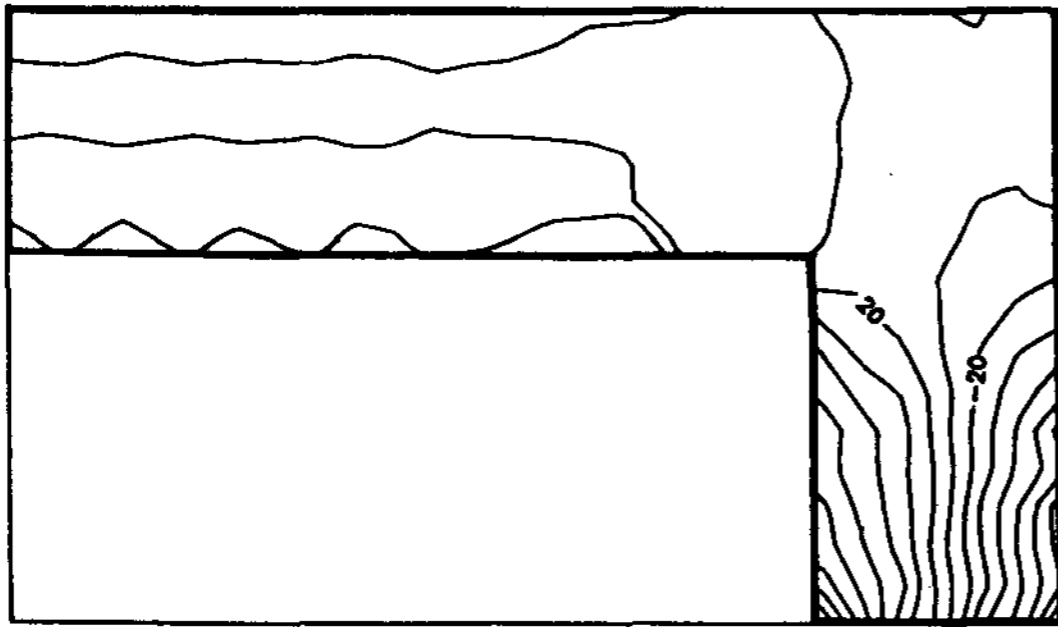
鑄鐵製(GC25) 鑄型에 순알루미늄(純度99.9%)을 응고 및 냉각시키는 주조작업중 주형내에 작용하는 熱應力의 분포를 有限要素法으로 해석하고 실험을 통하여 얻어진 결과와 비교 및 고찰하면 다음과 같은 結論을 얻을 수 있다.

鑄型의 長邊에서 대기와 접하는 부분의 응력( $\sigma$





(a)  $\sigma_{xx}$



(b)  $\sigma_{yy}$

Fig. 12. Thermal stress contour (1290 sec. after pouring) Unit : MPa

$\sigma_x$ 의 분포는 주물 주입후 10sec. 경과시 引張應力이 108MPa, 80sec. 경과시에는 84MPa 및 1290sec. 경과에는 28.8MPa 정도를 나타내고 주물과 주형의 경계면에서는 위의 각 시간 단계에 따라 壓縮應力이 각각 173MPa, 154MPa, 80MPa을 나타냄으로서 시간의 경과에 따라서 응력이 감소하는 경향을 보여주고 있다. 따라서 주형내부의 熱應力은 壓縮應力이, 外部에는 引張應力이 발생하고 있다.

引張應力과 壓軸應力이 反轉하는 점은 주형의

장면에서는 주입후 10sec. 경과 후 주물과 주형의 경계면으로 부터 8mm부근에서 일어나고 80sec. 경과 후에는 12mm의 위치에서 일어나고 1290sec. 후에는 14mm에서 발생한다. 즉 시간이 경과함에 따라서 應力反轉 位置도 鑄型의 내면에서 외면으로 이동하고 있다.

### 참 고 문 헌

1. 山内, 大中, 福迫 日本鑄造協會 第95回 全國講演大會 講演概要集 (1979), p.78
2. T. Hiratani, "Analysis of thermal stress in ingot mould", J. of Iron & Steel Inst. of Jap., vol. No. 9, (1969), pp. 789-795
3. T. Namai and M.Kikuchi, "Thermal deformation characteristics of permanent mould materials with various surface conditions.", J. of Jap. Foundrymen's Soc. Vol. 52, No. 1, (1979), pp.3-9
4. I. Ohnaka, Y. Nagasaka and T. Fukusako, "Three dimensional solidification analysis of casting by Iner Nodal Point Method", J. of Jap. Foundrymen's Vol.53, No.7 (1980), pp. 376-381
5. 閔壽泓, 具本權, 金鈺三, "鑄造金型的 溫度 分布에 관한 研究" 韓國鑄造學會誌, 제11권 4호, pp. 79-84. (1991)
6. E. Hinton and D.R.J. Owen, "An introduction to Finite Element Computation", Pineridge Press Ltd, (1979)
7. E. Hinton and D.R.J. Owen, "Finite Element Programing", Academic Press, (1977)