
 論 文

大韓造船學會論文集
 第 34 卷 第 1 號 1997年 2月
 Journal of the Society of
 Naval Architects of Korea
 Vol. 34, No. 1, February 1997

판구조물의 열탄소성 해석

김병일*, 장창두**

A Study on the Thermal Elasto-Plastic Analysis of Plated Structures

by

B. I. Kim* and C. D. Jang**

요 약

본 논문에서는 선박 및 해양 구조물을 구성하는 용접 판구조물의 변형 및 잔류응력 등 용접 초기 결함을 효율적으로 평가할 수 있는 열탄소성 해석방법을 정립하였다. 또한 평판의 선상가열공법(line heating process)을 열탄소성 시뮬레이션함으로써 작업의 고능률화 및 자동화를 위한 기초 연구를 수행하였다.

판구조물에 대한 열전도 해석을 수행하기 위하여 해석적인 방법과 수치적인 방법을 병행하였다. 판구조물의 열탄소성 해석방법에 있어서는 초기변형도법에 근거한 유한요소법을 사용하였으며, 증분 구간중 소성 구역에서는 응력 증분 및 항복응력 증분의 2 차항까지 고려해서 시간 증분을 최적 제어함으로써 해석 불능에 빠지는 문제를 극복하였다. 특히 응력 증분에 탄성계수의 온도에 따른 증분을 2 차항까지 포함시켰다. 평판의 두께와 입열량을 변화시키면서 일련의 용접 열탄소성 실험을 수행하였는 바, 온도 및 용접 변형을 예측하여 수치 계산 결과와 비교하여 상호 부합성이 양호함을 확인하였다.

Abstract

The welding-induced initial imperfections such as residual stresses and initial strains in plated structures of ships and offshore structures can be effectively evaluated by the thermal elasto-plastic analysis method proposed in this paper.

In the analysis of heat conduction of plate structures, both the analytical method and the numerical method are used. For the thermal elasto-plastic analysis of plates, the finite element

발 표 : 1994년도 대한조선학회 추계연구발표회('94. 11. 12.)

접수일자 : 1995년 2월 15일, 재접수일자 : 1996년 10월 28일

* 정회원, 목포해양대학교 해양 및 조선공학부

** 정회원, 서울대학교 조선해양공학과

analysis is performed, based on the initial strain method. In the plastic domain during incremental process, the 2nd order terms of stress increments and yield stress increments were considered, so that time increment could be controlled for more stable solution. To measure temperature distribution and angular distortion of plates during welding, bead-on-plate experiment are performed with various heat input and plate thickness. Measured data show good agreement with the calculated results.

1. 서론

최근 신 구조 방식을 채택한 선박 및 고 신뢰도, 고 부가가치 선박에 대한 수요가 증가함에 따라 종래 선급 협회의 규칙에 의한 경험 설계를 지양하고 직접 구조 해석을 통한 최적 설계에 관한 요구가 높아지고 있다.

실제 선박이나 해양 구조물은 주로 용접에 의하여 제작 조립되는데, 이와 같이 구조물이 가열과 냉각 등의 전 과정을 통해 온도 분포가 금속의 용융 온도에서 실온까지 광범위하게 변하는 문제에서는 불균일한 팽창과 수축으로 인하여 작업 후 완전히 식을 때까지 소성 영역이 넓게 분포해서 초기변형 및 잔류응력 등의 발생은 불가피하며, 이들이 구조물의 좌굴, 피로 및 최종강도 등을 저하시켜 수명을 단축시키고, 조업중 구조 손상을 유발하거나 외관 및 품질의 저하를 초래한다. 따라서 현재까지 많은 연구자들이 실험적 또는 해석적 방법으로 이러한 문제에 대한 연구를 계속하고 있다.

본 논문에서는 이러한 연구의 일환으로 선박 및 해양 구조물을 구성하는 용접 판구조물의 변형 및 잔류응력 등 용접 초기 결함을 효율적으로 평가할 수 있는 열탄소성 해석방법을 정립하고자 한다. 한편 종래 숙련공의 경험을 바탕으로 시행착오법에 의존해 온 평판의 선상가열공법(line heating process)을 열탄소성 시뮬레이션함으로써 작업의 고능률화 및 자동화를 위한 기초 연구를 수행하고자 한다.

이 분야에 대한 연구로서는 국외의 경우에 간단한 판구조물에 대해서는 비교적 많은 연구가 이론 및 실험적으로 행해졌다. 그러나 국내의 경우에는 판의 맞대기 용접에 대한 1차원 열탄소성 해석 및

각변형 해석이 있고, 최근에 용접 조립보에 대한 해석, 평판에 대한 2차원 열탄소성 해석이 논의되고 있으나 아직은 보다 많은 연구가 필요하다 하겠다.

본 논문에서는 먼저 판구조물에 대한 열전도 해석을 수행하였는데, 해석적인 방법과 수치적인 방법을 함께 검토하였다. 해석적인 방법은 Rosenthal의 해를 기초로하여 경상법을 이용하였으며, 수치적인 방법은 유한차분법중 교호방향법을 이용하였다. 열탄소성 해석방법에 있어서는 부적합 변형도의 영향을 등가인 질점 외력으로 치환하는 초기변형도법에 근거한 유한요소법을 사용하였으며, 증분형 해석방법의 정식화에서는 불평형력 항을 포함하여 정식화 하였다. 증분 구간중 소성 구역에서는 응력 증분 및 항복응력 증분의 2 차항까지 고려해서 시간 증분을 제어할 수 있도록 하여 열탄소성 해석에 있어서 해석불능에 빠지는 문제를 극복하였다. 재료의 온도 의존성으로서 항복응력, 선팽창계수 및 인장탄성계수의 온도에 따른 변화를 고려하고, 특히 응력 증분에 인장탄성계수의 온도에 따른 증분을 첨가시켜 인장탄성계수 변화가 잔류 응력 및 변형에 미치는 영향을 좀 더 정확히 해석할 수 있게 하였다.

수치계산 및 실험을 통하여 본 논문에서 정립한 해석법의 타당성을 검증하였다.

2. 판구조물의 열전도 해석

본 논문에서 열전도 해석에 대한 연구로는 해석적인 방법과 수치적인 방법을 함께 검토하였다. 해석적인 방법은 Rosenthal의 해를 기초로하여 경상법(mirror image method)을 이용하였으며, 수치적인 방법은 유한차분법중 교호방향법을 이용하였다. 해석적인 해는 정확성과 경제성이 우수하지만

적용범위가 제한된다는 약점이 있고 수치적인 방법은 적용범위가 광범위하지만 경제성이 떨어진다는 단점이 있는데, 열탄소성 해석에 필요한 열전도 해석방법은 경제성이 있으면서도 적용 대상이 넓어야함으로 해석적인 방법과 수치적인 방법을 함께 검토하였다.

열전도 방정식과 초기 온도 조건은 다음과 같다.

$$\frac{1}{k} \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \quad (1)$$

$$T(y, z, 0) = \quad (2)$$

$$\begin{cases} T_0, & |y - oby| \leq bs \ \& \ |z - obz| \leq cs \\ 0, & |y - oby| > bs \ \text{or} \ |z - obz| > cs \end{cases}$$

$$Q = cpBHT_0 \quad (3)$$

위식에서 Y는 bead에 수직방향(폭방향), Z는 판 두께방향, k는 열전달율, oby, obz는 bead 단면의 중심좌표값, bs, cs는 bead 단면의 반폭이다. 이때 입열량 Q는 (3) 식으로부터 초기온도 T_0 의 순간 선상열원으로 바뀌지며, cp는 비열과 밀도, B는 입열폭, H는 입열깊이이다.

2.1 해석적인 방법에 의한 열전도 해석

(1) 식의 해는

$$T(y, z, t) = \frac{T}{4} \quad (4)$$

$$\times \left(\Phi \left(\frac{y - oby + bs}{2\sqrt{kt}} \right) - \Phi \left(\frac{y - oby - bs}{2\sqrt{kt}} \right) \right)$$

$$\times \left(\Phi \left(\frac{z - obz + cs}{2\sqrt{kt}} \right) - \Phi \left(\frac{z - obz - cs}{2\sqrt{kt}} \right) \right)$$

여기서, $\Phi(x) = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^x e^{-u^2} du$ 인 오차함수

유한 평판의 온도 분포를 구하기 위한 방법으로는 (4) 식과 같은 무한 평판에 대한 해를 유한 평판의 경계가 단열되었다고 생각하고 경상법(mirror image method)을 사용한다. 경상법은 경계에 놓여진 거울에 온도 분포가 반사되어 경계안으로 들어오는 것으로 생각하는 근사적인 방법이

며 경계가 단열되어 있다고 가정할 수 있을때 유효한 방법이다.

2.2 유한차분법에 의한 열전도 해석

수치적인 열전도 해석 방법으로는 (1) 식과 같은 2 차원 열전도 문제를 유한차분법중 교호방향법(Alternating Directionn Implicit Method)을 이용하여 해를 구한다. 이 방법은 유한차분법중 양적 근사법의 단점인 해의 안정성에 대한 제한 조건을 갖지 않으며, 음적 근사법의 단점인 5 중 대각 행열을 피하고 3 중 대각 행열을 가지므로 계산 효율을 높이고 있다.

(1) 식에 대하여 미소 간격 hy, hz 그리고 미소 시간 Δt 를 사용하여 먼저 Y 축 방향으로 다음 단계에 Z 축 방향으로 음적 근사시키면 다음과 같다.

$$-\beta_y f_{p+1rs+1} + (1+2\beta_y) f_{prs+1} - \beta_y f_{p-1rs+1} = \beta_z f_{pr+1s} + (1-2\beta_z) f_{prs} + \beta_z f_{pr-1s} \quad (5)$$

$$-\beta_z f_{pr+1s+2} + (1+2\beta_z) f_{prs+2} - \beta_z f_{pr-1s+2} = \beta_y f_{p+1rs+1} + (1-2\beta_y) f_{prs+1} + \beta_y f_{p-1rs+1}$$

$$f_{prs} = T(y_p, z_r, t_s), \beta_y = \frac{k\Delta t}{hy^2}, \beta_z = \frac{k\Delta t}{hz^2}$$

3. 판구조물의 열탄소성 해석

3.1 증분형 해석방법의 정식화

증분 구간에 대해 가상일의 원리를 적용하면 다음과 같다.

$$\int_v (\sigma_{ij} + \Delta\sigma_{ij}) \delta(\epsilon_{ij} + \Delta\epsilon_{ij}) dV = 0 \quad (6)$$

$$\int_v \Delta\sigma_{ij} \delta\Delta\epsilon_{ij} dV + \int_v \sigma_{ij} \delta\Delta\epsilon_{ij} dV = 0 \quad (7)$$

이제 초기변형도법에 의한 유한요소법을 정식화하기 위해 증분 구간중에 생기는 소성 변형도 증분과 열 변형도 증분의 합을 $\Delta\epsilon^*$ 로 표시하면 다음과 같이 된다. 또한 응력 증분은 (9) 식과 같이 된다.

$$\Delta \epsilon^e = \Delta \epsilon - \Delta \epsilon^*, \Delta \epsilon^* = \Delta \epsilon^b + \Delta \epsilon' \quad (8)$$

$$\Delta \sigma_{ij} = E_{ijkl} \Delta \epsilon_{kl}^e + \Delta E_{ijkl} \epsilon_{kl}^e + \Delta E_{ijkl} \Delta \epsilon_{kl}^e \quad (9)$$

위 식을 행렬 형식으로 고치면 다음과 같다.

$$\{\Delta \epsilon\} = \{B\} \{\Delta v\} \quad (10)$$

$$\{\Delta \sigma\} = \{D + \Delta D\} (\{\Delta \epsilon\} - \{\Delta \epsilon^*\}) + \{\Delta D\} \{\epsilon^e\} \quad (11)$$

(7) 식에 행렬 형식의 (10), (11) 식을 대입하면

$$\{K\} \{\Delta v\} = \{\Delta F\}_e - \{F\}_{nq} \quad (12)$$

$$\{K\} = \int_v \{B\}^T \{D + \Delta D\} \{B\} dV : \text{강성행렬}$$

$$\{\Delta F\}_e = \int_v \{B\}^T \{D + \Delta D\} \{\Delta \epsilon^*\} dV - \int_v \{B\}^T \{\Delta D\} \{\epsilon^e\} dV : \text{등가절점력}$$

$$\{F\}_{nq} = \int_v \{B\}^T \{\sigma\} dV : \text{불평형력}$$

일정구간에서 $\{\Delta D\}$ 은 미소하므로 구조물의 강성은 항상 일정하게 취급할 수 있고, 부적합 변형도의 영향은 등가인 외력항으로 치환될 수 있다.

3.2 소성 변형도 증분의 결정

시각 t 에서 항복이었던 요소가 시각 $t + \Delta t$ 에 서도 계속 항복일 조건은

$$\{\bar{\sigma}(t + \Delta t)\}^2 - \{\bar{\sigma}(t)\}^2 = \quad (13)$$

$$\{Y(t + \Delta t)\}^2 - \{Y(t)\}^2$$

Y 가 온도 T 만의 함수이고 구간별로 직선이라 가정하면

$$\{\bar{\sigma}(t + \Delta t)\}^2 = \{\bar{\sigma}(t)\}^2 + \frac{3}{2} (2S_{ij} \Delta S_{ij} + \Delta S_{ij} \Delta S_{ij}) \quad (14)$$

$$Y(t + \Delta t) = Y(t) + \left(\frac{\Delta Y}{\Delta T}\right) \Delta T \quad (15)$$

Y 는 재료의 항복응력이며 S_{ij} 는 편차응력이다.

(14), (15) 식으로부터 (13) 식은 다음과 같이 된다.

$$\frac{3}{2} (2S_{ij} \Delta S_{ij} + \Delta S_{ij} \Delta S_{ij}) = \quad (16)$$

$$2Y \left(\frac{\Delta Y}{\Delta T}\right) \Delta T + \left\{\left(\frac{\Delta Y}{\Delta T}\right) \Delta T\right\}^2$$

소성 구역에서 전 변형도 증분은 (17) 식과 같이 탄성 성분, 소성 성분, 열성분의 합으로 이루어진다.

$$\Delta \epsilon_{ij} = \Delta \epsilon_{ij}^e + \Delta \epsilon_{ij}^b + \Delta \epsilon_{ij}^t \quad (17)$$

$$\Delta \epsilon_{ij}^t = (\alpha \Delta T + \Delta \alpha T) \delta_{ij} \quad (18)$$

여기서 α 는 $\alpha(T)$ 인 선팽창계수이다.

(17) 식을 편차 변형도 형식으로 고치면 다음과 같다.

$$\Delta e_{ij} = \Delta e_{ij}^e + \Delta e_{ij}^b \quad (19)$$

$$\Delta e_{ij}^e = \frac{\Delta S_{ij}}{2G}, \Delta e_{ij}^b = \Delta \epsilon_{ij}^b$$

$$\Delta S_{ij} = 2G(\Delta e_{ij} - d\lambda S_{ij}) \quad (20)$$

따라서 (16) 식으로부터 다음과 같이 $\Delta \lambda$ 에 관한 2 차 방정식을 구할 수 있다.

$$GS_{ij}S_{ij}\Delta \lambda^2 - (S_{ij}S_{ij} + 2GS_{ij}\Delta e_{ij})\Delta \lambda + (S_{ij}\Delta e_{ij} + G\Delta e_{ij}\Delta e_{ij} - Y_D) = 0 \quad (21)$$

여기서 $Y_D = \Delta Y\{Y + \Delta Y/2\} / 3G$ 이다.

위 식의 판별식을 생각하면

$$D = \{(S_{ij}S_{ij}) + 2Y\frac{\Delta Y}{3}\}^2 + 4G^2 K \quad (22)$$

$$K = \{S_{ij}\Delta e_{ij}\}^2 - (S_{ij}S_{ij})(\Delta e_{kl}\Delta e_{kl}) \quad (23)$$

여기서 $\frac{\Delta e_{ij}}{S_{ij}} = \Delta \lambda + \frac{\Delta S_{ij}}{2GS_{ij}}$ 인데 하중 증분

곧 시간 증분이 작을때 $\Delta S_{ij} / S_{ij}$ 는 방향에 따라 큰 차이가 없을 것이고 이 경우 K 는 작은

음값을 갖게 되고, 판별식 D 는 양의 값을 갖게 되어 결국 (21) 식이 실근을 갖게 된다. 그러나 판별식이 음이 될 경우 시간 증분이 과대한 것으로 판단해서 그 증분을 작게 해야한다. 결국 이 판별식으로부터 시간 증분을 안정적으로 제어할 수 있게 된다.

시간 증분이 작은 경우 ($K \approx 0$) 에 (21) 식의 해는

$$\Delta \lambda = \frac{S_{ij} \Delta e_{ij} + \frac{Y \Delta Y}{3G}}{S_{ij} S_{ij}} + \frac{1}{G}$$

$$\text{or } \frac{S_{ij} \Delta e_{ij} - \frac{Y \Delta Y}{3G}}{S_{ij} S_{ij}} \quad (24)$$

두 근 중 $\Delta \lambda$ 에 대한 일차 방정식의 근이 되는 작은 근이 물리적으로 타당하므로 작은 근을 써서 소성 변형도를 구한다. 이때 만약 $\Delta \lambda$ 가 음수면 그 요소는 소성 상태에서 탄성 상태로 되 돌아 간다.

4. 열탄소성 수치 해석 및 결과 고찰

이상과 같은 이론에 기초하여 열탄소성 해석 알고리즘을 개발하고 수치 계산을 수행하였다.

수치계산은 Nomoto등[3]의 경우와 비교 하였는데 수치계산 시에는 대칭성을 고려하여 평판의 1/4을 해석하였다. 요소는 25요소, 36절점의 사각형 판요소를 사용하였으며, 두께방향으로는 6층으로 나누어 적분하였다. 또한 경계조건은 평판의 두변은 자유, 다른 두변은 대칭경계조건을 이용하였다.

재료의 온도에 따른 물성치는 항복응력, 탄성계수, 선팽창계수를 고려하였으며 그 변화값은 Fig. 1에 나타내었다. 가열 조건은 Table 1에 나타내었으며 가열 위치와 계측 위치는 Fig. 2에 표시된 바와 같다. 이러한 조건에 대한 결과는 Fig. 3과 Fig. 4에서 보여주고 있는데 Fig. 3에 나타난 바와 같이 해석결과와 Nomoto의 결과와 잘 일치하고 있고, Fig. 4에 보인 실험 결과와도 비교적 일치된 값을 보이고 있다는 것을 확인 할 수 있다.

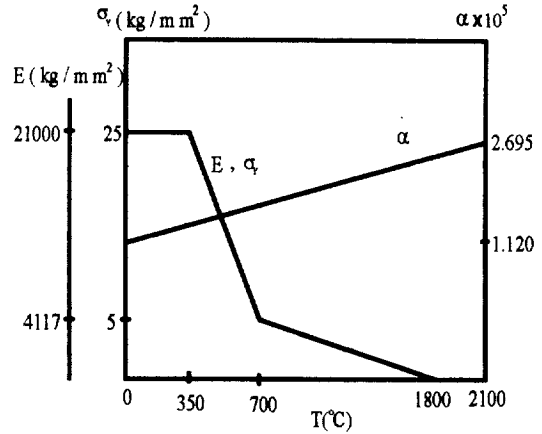


Fig. 1 Temperature dependency of material properties

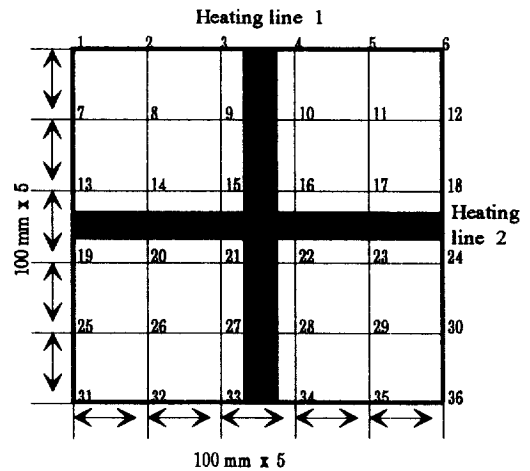


Fig. 2 Numbers of measuring nodes

Table 1 Experimental conditions

Position	Voltage (V)	Current (A)	Speed (cm/min)	Heat input (cal/cm)
1	280	70	40	7056
2	267	70	40	6728

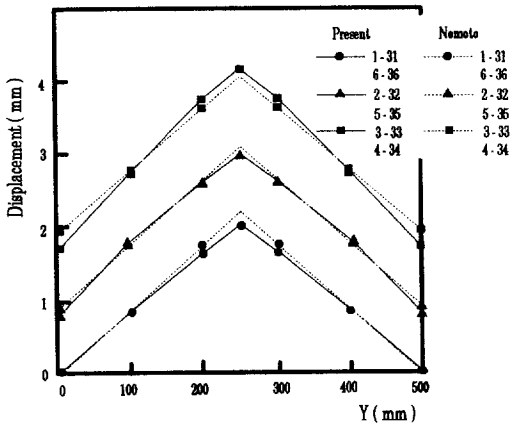


Fig. 3 Comparison of calculated displacements

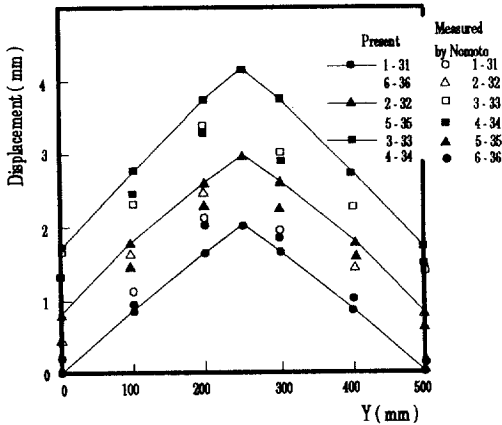


Fig. 4 Comparison of calculated and measured displacements

5. 실험 및 계산 결과와 비교

5.1 시험편 및 실험 조건

시험편은 Table 2 에 나타난 바와 같이 크기는 일정하게 하고 두께를 각각 6mm, 10mm, 12mm, 14mm 로 다른 4 가지 종류의 평판이다.

실험 조건은 Table 3 에 각각의 Case 에 대해서 나타냈다.

이러한 조건은 각각의 두께에 대하여 입열량을 변화시키므로써 두께와 입열량이 잔류 응력 및 변형에 미치는 영향을 조사하고자 함이다.

Table 2 Dimension of specimens

	Length (mm)	Breadth (mm)	Thickness (mm)
Case 11-15	400	400	6
Case 21-25	400	400	10
Case 31-35	400	400	12
Case 41-45	400	400	14

Table 3 Welding conditions

Case	Voltage (V)	Current (A)	Speed (cm/s)	Heat input (cal/cm)
11	23.1	161.7	1.119	801
12	23.2	164.3	0.995	920
13	23.2	165.3	0.895	1028
14	23.2	165.8	0.846	1071
15	22.5	165.0	0.799	1117
21	19.8	228.9	0.580	1878
22	20.9	218.0	0.518	2111
23	21.4	201.5	0.462	2243
24	21.0	204.4	0.435	2371
25	21.2	200.9	0.390	2621
31	21.5	198.3	0.407	2514
32	21.4	196.8	0.360	2811
33	21.3	206.7	0.331	3199
34	21.4	206.1	0.294	3607
35	21.5	204.0	0.285	3690
41	21.3	194.7	0.332	2999
42	21.0	205.3	0.296	3487
43	21.4	202.1	0.268	3871
44	21.0	201.8	0.247	4112
45	21.0	203.4	0.223	4600

입열 위치는 시험편의 중앙이다. 입열량은 전류, 전압, 속도에 의해서 결정 되는데 이와 같은 양들은 실제 실험에서는 정확히 결정할 수가 없어 애초 계획했던 입열량 만큼 투입하기는 힘들다.

따라서 입열량에 따른 변화를 등간격으로 조정하기는 힘들고 원하는 양의 근처값을 이용하는 수밖에 없다. 또한 시편의 양쪽 끝에는 Fig. 5 에 보는 바와 같이 tab plate 를 대서 bead 가 균일하게 생기도록 하였다.

입열 방법으로는 CO₂ 자동 용접기를 이용하였으며, 그 모양은 Fig. 5 와 같다. 사용한 용접기는 시편을 놓는 테이블이 레일에 의해서 정속으로 움직이게 된 것이다.



Fig. 5 Photo of CO₂ automatic welder

5.2 열전도 실험 및 계산 결과와 비교

온도 측정은 thermo-couple 과 data logger 를 이용하였다.

thermo-couple 은 K type (CA) 을 이용하였는데 K type thermo-couple 은 열기전력 특성의 직진성이 좋고 내 산화성이 양호하며 안정성이 좋다는 장점이 있다.[11] thermo-couple 의 위치와 평판의 좌표는 Fig. 6 에 표시하였다.

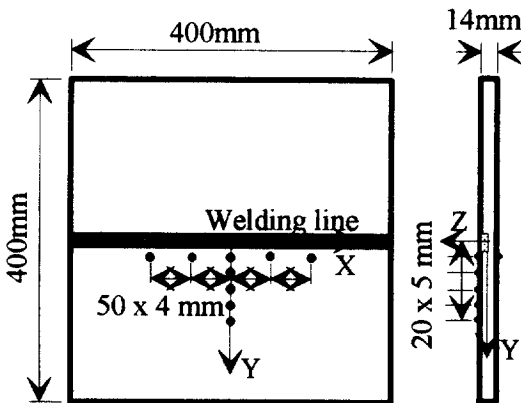


Fig. 6 Location of thermo-couples

온도 측정은 모두 10 점에 대해서 측정하였는데, 이는 입열 방향, 입열 방향과 수직 방향, 그리고 깊이에 따른 온도 변화를 살펴보기 위해서이다.

입열 조건은 Table 3 의 Case 42 와 같다.

실험에 의한 온도 측정값과 계산에 의한 값을 비교한 결과 비교적 잘 일치하였으며, 이는 Fig. 7,

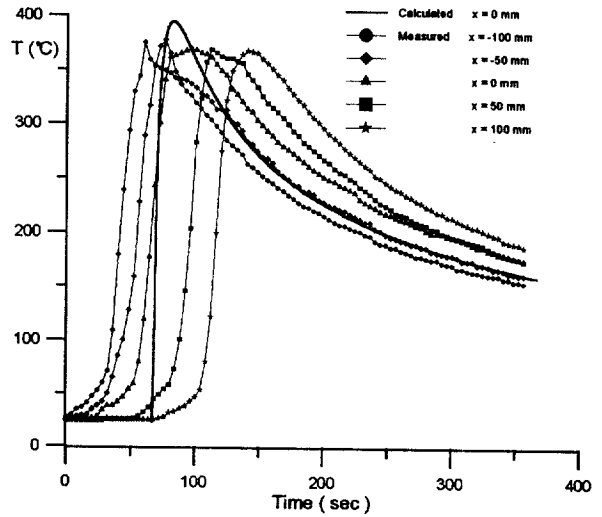


Fig. 7 Temperature distribution at y=20mm, z=7mm

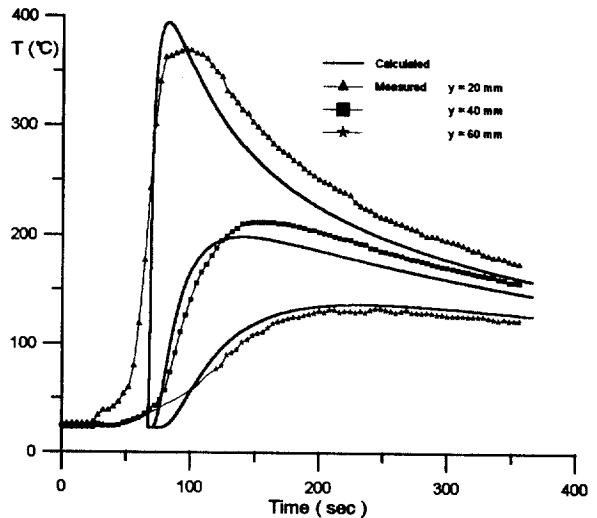


Fig. 8 Temperature distribution at x=0mm, z=7mm

Fig. 8 에 보이고 있다. Fig. 7 에는 입열 방향에 따른 온도 변화의 특성이 잘 나타났으며 Fig. 8 에는 입열 방향과 수직인 방향에 대해서 온도 분포를 나타내고 있다. 그림에서 $y = 60$ mm 일 때의 계측값은 실선 부분이 있는데, 이것은 용접 중 스퍼터로 인해 온도가 일시적으로 급상승한 것을 완만하게 처리한 것이다. 이 모든 값들은 계산값들과 잘 일치하고 있다.

5.3 열탄소성 실험 및 계산 결과와 비교

잔류변형은 정반위에서 dial gage를 이용하여 측정하였으며, 측정 위치는 용접 bead의 수직방향(Y방향)이며 5mm 간격으로 측정하였다. 또한 측정값은 같은지점을 세번측정하여 평균값을 취하였으며, 최종적으로 평판의 초기 변형을 보정하여 주었다. 각변형량은 위에서 얻은 측정값을 반쪽으로 나누어서 계산할 수 있다. 실험에서 얻어진 값과 계산값은 Fig. 9 와 Table 4 에서 비교 되었으며 비교적 잘 일치한다.

또한 실험에서 얻은 각변형값을 Q/h (cal/cm^2)에 대해서 나타내면 Fig. 10 과 같다.

이것은 계산값과도 거의 일치한다.

계측된 자료들의 추정식은 $\theta = 0.01653 - 1.913 \times 10^{-6} \times Q/h$ 이고, 계산에서 얻어진 값들은 $\theta = 0.01705 - 1.734 \times 10^{-6} \times Q/h$ 이다.

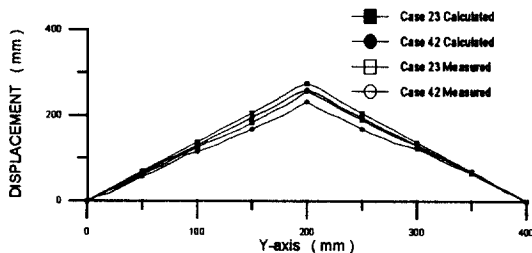


Fig. 9 Comparison of residual deformations

Table 4 Angular distortions of welded plates ($\theta \times 10^5$ rad)

Case	Measured	Calculated	Error(%)
11	1659	1475	12.47
12	1413	1441	1.94
13	1075	1406	23.54
14	1388	1362	1.91
15	1018	1328	23.34
21	1254	1428	12.18
22	1251	1395	10.11
23	1283	1372	6.49
24	1113	1255	11.31
25	1099	1217	9.70
31	1325	1340	1.12
32	1184	1288	8.07
33	1124	1221	7.94
34	1026	1144	10.31
35	1064	1140	6.67
41	1258	1372	8.31
42	1157	1298	10.86
43	1150	1271	9.52
44	1346	1239	8.64
45	1003	1156	13.24

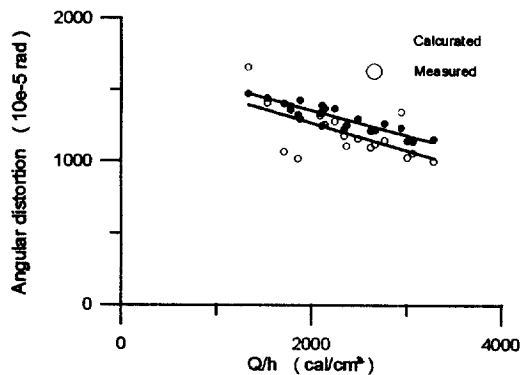


Fig. 10 Angular distortions of welded plates vs. Q/h

6. 결 론

본 논문에서 열탄소성 해석방법을 정립하고 이를 이용한 수치 계산 결과와 실험을 통한 검증에 의해 다음과 같은 결론을 얻었다.

1) 수치 계산에 의한 온도와 실험을 통해 측정한 온도를 비교 검토해서 열전도 해석의 유용성을 검증하였다. 특히 수치 해법중 교호방향법은 해의 안정성에 제한 조건이 없고 계산 시간이 빠르므로, 열탄소성 해석과 같이 시간에 대해 반복적으로 계산하는 문제에 있어서 아주 적합하다.

2) 초기변형도법에 의한 열탄소성 해석방법을 정립하고, 수치 계산 결과를 타 논문과 비교하여 그 타당성을 검증하였다.

3) 증분형 해석방법에 있어서 응력 증분을 2 차항까지 고려하였고, 이에 의한 2 차식의 판별식을 이용하여 시간 증분을 최적 제어할 수 있도록 하여 열탄소성 해석에 있어서 해석 불능에 빠지는 문제를 극복하였다.

4) 응력 증분에 인장탄성계수의 온도에 의한 증분을 2 차항까지 포함시켜 잔류 응력 및 변형도를 좀 더 정확히 구할 수 있게 하였다.

5) 평판의 두께와 입열량을 변화시키면서 일련의 용접 열탄소성 실험을 수행하였는 바, 온도 및 용접 변형을 계측하여 수치 계산 결과와 비교하여 상호 부합성이 양호함을 확인하였다.

후 기

본 연구는 한국과학재단의 '90목적기초연구의 일환으로 수행하였음을 밝히는 바입니다. 실험을 할 수 있도록 도와주신 한국기계연구원 용접기술 연구부 박영조부장님, 최병길실장님께 깊은 감사를 드립니다.

참 고 문 헌

- [1] Tall, L., "Residual Stresses in Welded Plates - A Theoretical Study", *Welding Jour.* Vol. 43, 1964, pp. 10-23
- [2] Fujita, Y. and Nomoto, T., "Studies on Thermal Elasto-Plastic Problems(1st Report)", *Jour. of the Society of Naval Architects of Japan*, Vol. 130, 1972, pp. 183-191(in Japanese)
- [3] Nomoto, T., Ohmori, T., Satoh, T., Enosawa, M., Aoyama, K. and Saitoh, M., "Development of Simulator for Plate Bending by Line-Heating", *Jour. of the Society of Naval Architects of Japan*, Vol. 168, 1990, pp. 527-535(in Japanese)
- [4] Ueda, Y., Nakacho, K. and Yuan, M., "Application of FEM to Theoretical Analysis, Measurement and Prediction of Welding Residual Stresses", *Trans. of the Japanese Welding Research Institute*, Vol. 20, No. 1, Welding Research Institute of Osaka University, 1991.
- [5] Satoh, K., "A Note on Heat Conduction by Moving Heat Source", *Jour. of the Japanese Welding Society*, Vol. 36, No. 2, 1967.(in Japanese)
- [6] 佐藤和男, 平板の溶接變形およびその壓縮強度に関する研究, 東京大學修士學位論文, 1978.
- [7] Fujita, Y., Nomoto, T. and Hasegawa, H., "Studies on Thermal Elastic - Plastic Problems (3rd Report)", *Jour. of the Society of Naval Architects of Japan*, No. 144, 1978.(in Japanese)
- [8] Press, W. H. and Flannery, B. P., *Numerical Recipes - The Art of Scientific Computing*, Cambridge, 1986.
- [9] 장창두, 김병일, "선상가열에 의한 판굽힘 변형에 관한 연구", 대한조선학회 춘계연구발표회 논문집, 1993.
- [10] 김병일, 판구조물의 열탄소성 해석, 서울대학교 박사학위논문, 1994.