

## SS316강 배관 용접부에 대한 이론적 온도해석

김종성<sup>†</sup>·이승건<sup>\*</sup>·진태은<sup>\*\*</sup>·권순만<sup>\*\*\*</sup>  
(2002년 4월 26일 접수, 2003년 8월 14일 심사완료)

### Theoretical Temperature Analysis for SS316 Piping Weld

Jong Sung Kim, Seung Gun Lee, Tae Eun Jin and Soon Man Kwon

**Key Words:** Arc Welding(아크 용접), Temperature Analysis(온도해석), Image Heat Source Method  
(가상 열원법), Superposition Method(중첩법), Finite Element Method (유한요소법)

#### Abstract

In this paper, the arc beam is considered as a moving disc heat source with a pseudo-Gaussian distribution of heat intensity. The solution for temperature distribution on welds is derived by using the image heat source method and the superposition method. It is general solution in that it can determine the temperature-rise distribution in and around the arc beam heat source, as well as the width and depth of the melt pool (MP) and the heat-affected zone (HAZ) in welding short lengths, where quasi-stationary conditions may not have been established. As a comparative study, the results of this analytical approach has been compared with that of the finite-element modeling. As a result, The theoretical analysis presented here has shown good consistency and is more time/cost-effective method compared with FEM.

#### 1. 서 론

아크 용접(arc welding)은 수많은 응용분야의 구조물 및 그 요소들을 접합하는 검증된 제조방법 중 하나이다. 이러한 용접시 발생하는 고열로 인한 기계 및 재료적 거동의 변화를 연구하기 위해서는 용접부 주변에 대한 온도해석이 반드시 수행되어야 한다. 1941년 Rosenthal<sup>(1)</sup>에 의해 용접부 온도해석이 최초로 수행되었으며, 약 60여 년이 지난 현재도 Rosenthal이 제시한 식을 사용하여 용접부 온도 분포를 예측하고 있다. Rosenthal은 용접 모재내 온도상승을 고려하기 위해 등속으로

이동하는 점 열원(point heat source) 모델을 고려하였고, 이의 해석결과로부터 다음과 같은 중요한 결론을 얻고 있다. 즉, 열원 전방에서의 온도 상승이 열원 후방에서의 온도 하강보다 훨씬 가파르며, 용접시 용접 모재는 용접 후 냉각속도 보다 더 빨리 가열된다. 또한, 용접 전압 증가시 등온선 모양의 큰 변화 없이 열영향부(HAZ: heat-affected zone) 폭을 증대시킨다. 그리고, 용접 속도는 등온선 모양의 변화와 관련이 있으며, 더 큰 용접 속도는 등온선 모양의 신장 효과를 가져온다. 마지막으로 더 큰 열확산계수를 갖는 용접 모재의 경우 등온선 모양이 좀 더 원형에 가까워진다.

하지만, 이러한 Rosenthal의 결과는 용접 열원으로부터 멀리 떨어진 곳에서는 잘 맞지만 용접 열원 지점 또는 근방에서는 Rosenthal 식이 적용되지 않는 단점을 안고 있다. 이를 극복하기 위하여 몇몇 이론적 연구들<sup>(2-7)</sup>이 수행되었다. 이중 Wells<sup>(2)</sup>는 Rosenthal의 점 열원 대신 직사각형 열

\* 책임저자, 회원, 한전기술(주) 전력기술개발연구소

Email : kimjs@kopeec.co.kr

T디 : (031)289-4278 FAX : (031)289-3189

\* 한전기술(주) 전력기술개발연구소

\*\* 회원, 한전기술(주), 전력기술개발연구소

\*\*\* 회원, 영남대학교 기계공학부

원 모델을 사용하였고, Barry 등<sup>(3)</sup>은 띠 열원을 수정한 온도해석 모델을 제시하였다. 그러나, 근래 들어 이러한 이론적 접근에 관한 연구를 찾아보기 드문 데 이는 1970년대 이후 컴퓨터의 급격한 발전으로 인해 이론적 접근보다는 유한요소해석(FEA: finite element analysis)을 이용한 접근방법이 선호되기 때문인 것으로 생각된다. 그러나, 1980년대 들어 FEA에 비하여 모델링 시간 및 계산시간을 포함한 온도분포 획득시간이 획기적으로 단축될 수 있는 이론적 접근 방법의 장점이 부각되어 2차원 Gauss 분포 열원을 사용하여 Rosenthal 식을 수정 제시한 Eager와 Tsai<sup>(8)</sup>의 연구와 유사한 연구들<sup>(9~11)</sup>이 활발히 진행되었다.

본 논문에서는 Goldak 등<sup>(12)</sup>이 제시한 유사 Gauss 분포 열원(pseudo-Gaussian distribution heat source) 모델을 도입하고 가상 열원법<sup>(13)</sup>(image heat source method)과 중첩법<sup>(13)</sup>(superposition method)을 이용하여 용접부 온도해석의 엄밀해를 제시하고, 이의 타당성을 검토하기 위하여 SS316 배관 용접을 대상으로 이론적 해석 및 FEM을 이용한 수치 해석을 수행하고자 한다. 우선 2절에서는 이론적 방법에 의한 온도분포 결정방법을 소개하고, 3절에서는 SS316 배관을 대상으로 상용 FEA 패키지인 ABAQUS<sup>(14)</sup>를 통한 해석결과와 비교 검토하였다.

## 2. 문제기술 및 엄밀해

두께  $H$ , 폭  $W$ , 작업 길이  $L$ 과 용접속도  $v$ 를 가지는 V-그루브(V-groove) 아크 용접판재를 Fig. 1과 같이 고려한다.

용접부 온도분포를 구하기 위해 가상 열원법과

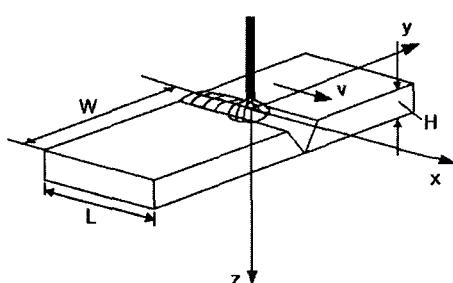


Fig. 1 Schematic of conventional welding of two short and thin steel plate

중첩법을 사용한 Fig. 2의 열전달 모델이 사용된다. 용접 모재의 유한경계(하부면 및 양측면)를 단열(adiabatic) 상태로 가정하며, 이러한 단열조건을 만족시키기 위하여 주 열원(primary heat source)  $HS_0$ 에 대응되는 같은 크기와 이동속도를 갖는 가상 열원들( $IHS_1$ ~ $IHS_5$ )을 중첩하여 고려한다. 열원은 유사 Gauss 분포 열유속을 갖는 이동 디스크형 열원(moving disk heat source)으로 가정하였다.<sup>(12)</sup> 여기서  $t$ 는 시간,  $r_0$ 는 이동 디스크형 열원의 반경(=아크 빔 반경)을 의미한다.

### 2.1 균일 열유속을 갖는 디스크형 열원

유사 Gauss 분포 열원의 해석에 앞서 반무한체 용접 모재를 대상으로 용접부를 균일 열유속(uniform heat flux)을 갖는 이동 디스크형 열원으로 해석한 모델에 대해 기술한다. 본 논문에서는 열원의 용접속도는 일정하다는 가정을 사용하였다. Fig. 3에서  $(x,y,z)$ 는 절대 좌표계를,  $(X,y,z)$ 는 이동 좌표계를 나타내며 Galilean 변환에 의해  $X=x-vt$ 의 관계를 갖는다. 여기서  $q_{rg}$ 는 단위시간당 이동 디스크형 열원이 방출하는 열(J/sec)이다.

디스크형 열원으로 인한 반무한체 내 임의의 점  $M(x,y,z)$ 에서의 온도분포  $\theta_M$ 은 다음과 같다.<sup>(15)</sup>

$$\theta_M = \frac{2Q_{rg}}{c\rho(4\pi\alpha t)^{3/2}} \exp\left(-\frac{r_0^2 + x^2 + y^2 + z^2}{4\alpha t}\right) \cdot I_0\left(\frac{r_0}{2\alpha t} \sqrt{x^2 + y^2}\right) \quad (1)$$

여기서  $Q_{rg}$ 는 디스크형 열원이 방출하는 열(J),  $c$ 는 비열(J/kg °C),  $\rho$ 는 밀도(kg/m<sup>3</sup>),  $\alpha$ 는 열확산도(m<sup>2</sup>/sec),  $t$ 는 시간(sec)이며,  $I_0()$ 는 제 1종 수정 0차 베셀함수(Bessel function)이다.

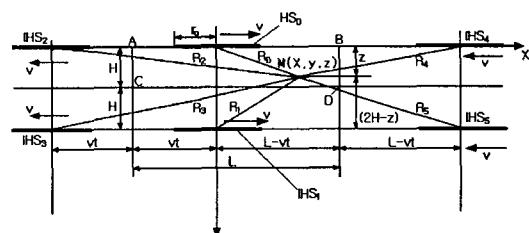


Fig. 2 Schematic of the heat-transfer model of the welding process showing primary ( $HS_0$ ) as well as image heat sources ( $IHS_1$ ~ $IHS_5$ )

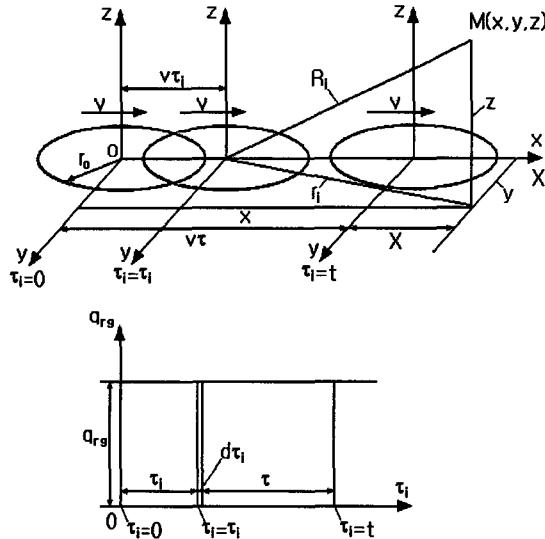


Fig. 3 Moving disk heat source showing the relations between spacial & temporal parameters

Fig. 3에서 보듯이  $\tau_i$  순간에서 미소시간 증분  $\tau_i + d\tau_i$ 에 대한 미소 온도 증분량은 식 (1)로부터 다음과 같이 표현되어진다.

$$d\theta_M = \frac{2q_{rg}d\tau_i}{c\rho(4\pi\alpha\tau)^{3/2}} \exp\left(-\frac{r_0^2 + (x - v\tau_i)^2 + y^2 + z^2}{4\alpha\tau}\right) \cdot I_0\left(\frac{r_0}{2\alpha\tau} \sqrt{(x - v\tau_i)^2 + y^2}\right) \quad (2)$$

## 2.2 유사 Gauss 분포 디스크형 열원

본 절에서는 열원내의 열유속이 유사 Gauss 분포를 하고 있는 경우에 대해 반무한체내 임의의 점  $M(x,y,z)$ 에서의 온도 분포식 결정에 대해 기술한다.

Fig. 4와 같이 고려된 유사 Gauss 분포 열 방출 강도(heat liberation intensity)  $q_0$ 는 다음과 같다.

$$q_0 = C \exp\left(-3\left(\frac{r_i}{r_0}\right)^2\right) \quad (3)$$

여기서 계수  $C$ 는 링형(ring type) 디스크 분포를 전 열원내에서 적분함으로써 다음과 같이 결정할 수 있다.

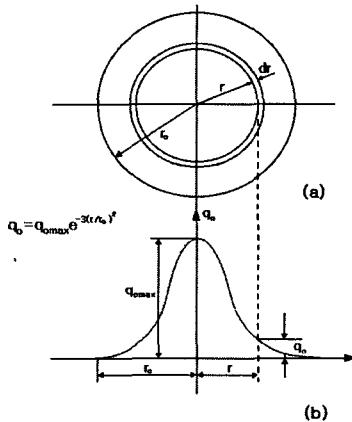


Fig. 4 Moving circular disc heat source with Gaussian distribution of heat intensity

$$q_{pl} = \int_{r_i=0}^{r_i=r_0} q_0 2\pi r_i dr_i = \frac{\pi r_0^2 C}{3} (-e^{-3} + 1) \approx 0.3167 \pi r_0^2 C \quad (4)$$

$$C = \frac{q_{pl}}{0.3167 \pi r_0^2} \quad (5)$$

여기서  $q_{pl}$ 는 아크 효율  $\eta$ 와 용접 와이어의 잡열 (J/kg)  $L_h$ 을 고려한 유효 열유속(W)이다.

따라서 식 (3)의 열 방출 강도 분포식은 다음과 같이 다시 쓸 수 있다.

$$q_0 = \frac{q_{pl}}{0.3167 \pi r_0^2} \exp\left(-3\left(\frac{r_i}{r_0}\right)^2\right) \quad (6)$$

또한, 링형 디스크 요소에서의 열유속은 다음과 같다.

$$q_{rg} = \frac{q_{pl}}{0.3167 \pi r_0^2} \exp\left(-3\left(\frac{r_i}{r_0}\right)^2\right) \cdot 2\pi r_i dr_i \quad (7)$$

식 (7)을 식 (2)에 대입하고 전 열원 분포내에서 적분하면 유사 Gauss 분포 열원으로 인한 반무한체내의 온도분포 결정식을 다음과 같이 얻을 수 있다.

$$\theta_M = \frac{3.1576 q_{pl} v}{4\lambda\alpha\pi^{3/2} r_0^2} e^{-XV} \int_0^{r_0} e^{-3(r_i/r_0)^2} r_i g(r_i) dr_i \quad (8)$$

여기서

$$g(r_i) = \int_{\omega=0}^{v^2 t / 4\alpha} f(r_i, \omega) d\omega \quad (9)$$

$$f(r_i, \omega) = \frac{1}{\omega^{3/2}} \exp\left(-\omega - \frac{u_i^2}{4\omega}\right) \cdot I_0\left(\frac{r_i V^2}{2\omega} \sqrt{\left(X + \frac{2\omega}{V}\right)^2 + y^2}\right) \quad (10)$$

$$u_i = V \sqrt{r_i^2 + X^2 + y^2 + z^2} \quad (11)$$

$$\omega = \frac{v^2 \tau}{4\alpha} \quad (12)$$

$$V = \frac{v}{2\alpha} \quad (13)$$

여기서  $\lambda$ 는 열전도도( $\text{W}/\text{m}^\circ\text{C}$ )이다.

준 정적 상태(quasi-steady state)의 온도분포식을 식 (8)로부터 얻기 위해서는 식 (9)의 함수  $g(r_i)$ 의 특성에 대해 고찰할 필요가 있다. 식 (9) 내의 함수  $f(r_i, \omega)$ , 즉 식 (10)을 도시해 보면  $f(r_i, \omega \geq 5)$ 가 일정함을 알 수 있다. 즉, 식 (9)의 적분 상한 값을  $\omega = v^2 t / 4\alpha = 5$ 로 취함으로써 준 정적 상태의 온도분포 해를 얻을 수 있다. 따라서, 준 정적 상태 도달 시간  $t_\infty$ 는 다음 식에 의해 결정할 수 있다.

$$t_\infty = 20\alpha/v^2 \quad (14)$$

용접 속도가 크거나 열확산도가 작으면 준 정적 상태 도달 시간이 짧아짐을 알 수 있다.

### 2.3 용접모재의 기하학적 경계를 고려한 온도 분포 결정

실제 용접 모재내의 온도 분포를 알기 위해서 Fig. 2의 열전달 모델을 고려한다. 즉, 용접시 모재내 임의 점 M에서의 온도 상승은 주열원 및 가상 열원들의 효과를 합한 결과로 반영이 된다. 이들 각각의 열원들은 M(x,y,z)로부터 R<sub>0</sub>~R<sub>5</sub> 거리에 위치하고 있다.

$$R_0 = \sqrt{X^2 + y^2 + z^2} \quad (15)$$

$$R_1 = \sqrt{X^2 + y^2 + (2H-z)^2} \quad (16)$$

$$R_2 = \sqrt{(X+2vt)^2 + y^2 + z^2} \quad (17)$$

$$R_3 = \sqrt{(X+2vt)^2 + y^2 + (2H-z)^2} \quad (18)$$

$$R_4 = \sqrt{(2(L-vt)-X)^2 + y^2 + z^2} \quad (19)$$

$$R_5 = \sqrt{(2(L-vt)-X)^2 + y^2 + (2H-z)^2} \quad (20)$$

이들 값의 X축으로의 투영 값은 다음과 같다.

$$X_0 = X_1 = X \quad (21)$$

$$X_2 = X_3 = -(X+2vt) \quad (22)$$

$$X_4 = X_5 = 2(L-vt)-X \quad (23)$$

그리고 이들 위치에서의  $u_n$ 은 다음과 같다.

$$u_n = V \sqrt{r_i^2 + R_n^2}, \quad (n=0,1,2,3,4,5) \quad (24)$$

따라서, 임의 점 M에서의 온도 상승은 다음 식에 의해 결정될 수 있다.

$$\theta_M = \frac{3.1576 q_p v}{4\lambda\alpha\pi^{3/2} r_0^2} \sum_{n=0}^5 e^{-X_n V} \int_0^{r_0} e^{-3(r_i/n)^2} r_i g_n(r_i) dr_i \quad (25)$$

여기서

$$g_n(r_i) = \int_0^{v^2 t / 4\alpha} f_n(r_i, \omega) d\omega \quad (26)$$

$$f_n(r_i, \omega) = \frac{1}{\omega^{3/2}} \exp\left(-\omega - \frac{u_n^2}{4\omega}\right) \cdot I_0\left(\frac{r_i V^2}{2\omega} \sqrt{\left(X_n + \frac{2\omega}{V}\right)^2 + y^2}\right) \quad (27)$$

### 3. 결과 및 고찰

본 절에서는 SS316 스테인리스 배관 서브머지드 아크(submerged arc) 용접을 대상으로 하여 식 (25)에 의한 이론적 해석과 더불어 상용 FE 패키지인 ABAQUS 해석결과와 비교 검토를 수행한다. 고려된 용접모델은 Fig. 5와 같다.

해석대상으로 삼은 SS316의 온도에 따른 열전도  $\lambda$ , 밀도  $\rho$  및 비열  $c$ 의 변화경향<sup>(16)</sup>을 Fig. 6에 제시하였다. SS316의 침열  $L_h$ 는 300kJ/kg, 용융점  $T_m$ 은 1460°C이며 HAZ부 온도  $T_{HAZ}$ 는  $\sigma$ 상이 석출되는 787°C로 가정하였다.<sup>(16)</sup>

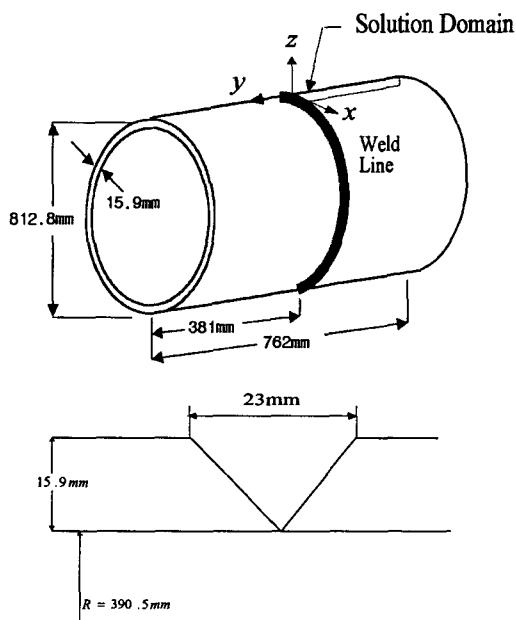


Fig. 5 Analysis model

Table 1 Data for the Arc Welding Process

Welding voltage, $E$	80 voltage
Welding current, $I$	900 ampere
Arc efficiency, $\eta$	0.97
Welding arc speed, $v$	4.2mm/s
Arc beam radius, $r_0$	8.0mm
Filler wire, $d_o$	2mm,
Wire feeding speed, $v_{feed}$	10.5cm/s
Filler droplet temp.	2300K (2023°C)
Ambient temp.	25°C
Thickness of weld plate, H	15.9mm

최종 결과식 (25)는 재료의 열적 물성치를 상수 값으로 가정을 하여 유도된 것이므로 Fig. 6의 온도에 따른 모든 데이터를 수용할 수 없다는 단점이 있다. 하지만, 기존 이론적 해석 연구<sup>(13)</sup>로부터 이러한 데이터들의 평균값으로 그 값을 취하고 실험 결과들과 비교했을 때 큰 오차 없이 수용될 수 있음을 알 수 있다. 따라서, 본 논문에서도 Fig. 6의 평균 데이터들을 물성치로 채택하였다. 채택된 열전도도는 150W/m°C, 밀도는 7700kg/m<sup>3</sup>, 비열은 600J/kg°C이다. Table 1은 SS 316 배관 서브머지드 아크 용접부에 적용된 용접 조건을 제시하고 있다.<sup>(16)</sup>

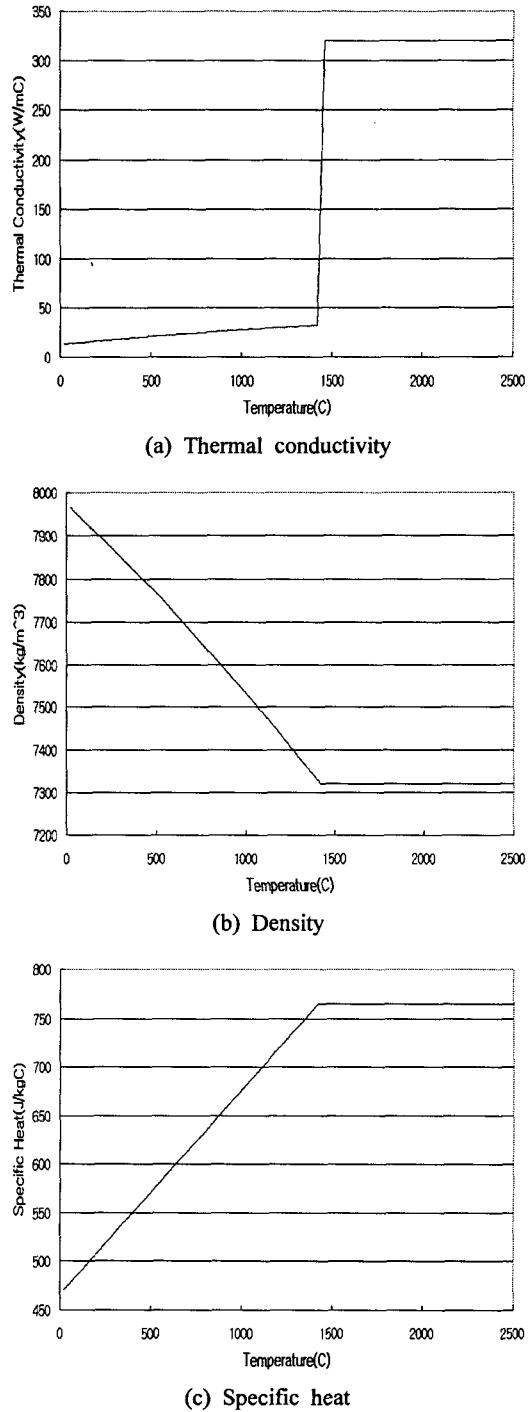


Fig. 6 Variation of thermal conductivity, density and specific heat of SS316 steel plates with temperature

유효 열유속  $q_{pl}$ 은 용착금속(filler)의 잠열량을 고려하여 식 (28)에 Table 1의 값들을 대입하여 다음과 같이 결정할 수 있다.

$$q_{pl} = \eta EI - \frac{\rho L_h v_{feed} \pi d_o^2}{4} = 67384 \text{ J/sec} \quad (28)$$

식 (14)에 Table 1의 값들을 대입하여 준 정적 상태 도달시간은  $t_{qs} \approx 35.9\text{sec}$ 임을 알 수 있다.

Fig. 7은 본 연구를 통해 개발된 이론적 해석기술의 타당성을 검증하기 위해 수행되는 유한요소 해석의 3차원 유한요소 모델의 횡단면이다. 재료 물성치와 경계조건은 이론적 해석기술 적용의 경우와 동일하게 설정하였다.

Fig. 8은  $y=3.4\text{mm}$ 인 곳에서의  $X-z$  평면상에서의 용융 풀(MP : molten pool) 및 HAZ부의 등온선 분포에 대한 이론적 해석과 유한요소해석 결과를 시간에 따라 보여주고 있다. Fig. 8로부터 이론적 해석결과는 유한요소해석 결과와 비교시 잘 일치함을 알 수 있다.

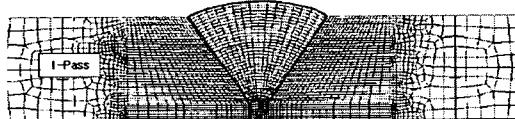


Fig. 7 Cross section of finite element model

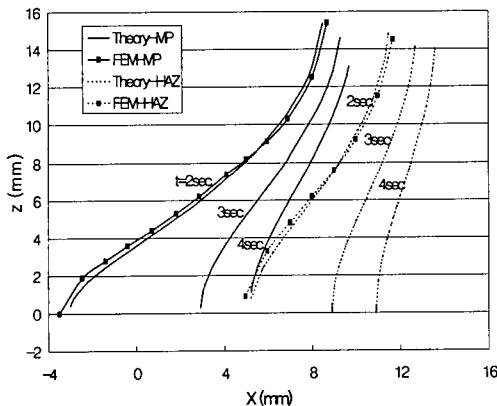
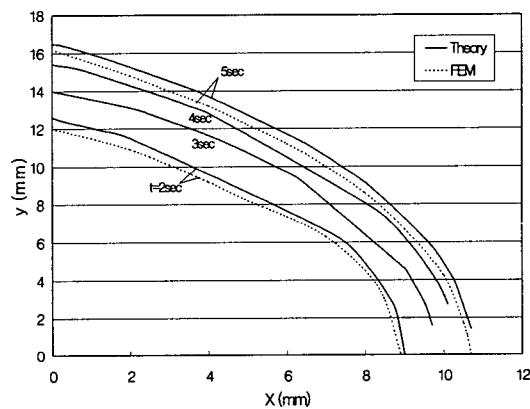
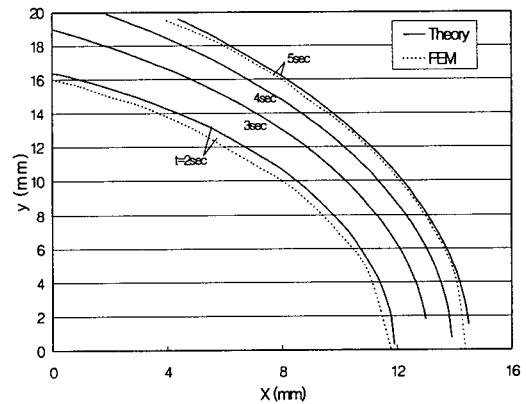


Fig. 8 Isotherms of the temperature rise of the HAZ( $787^\circ\text{C}$ ) and MP( $1460^\circ\text{C}$ ) at different times in the cross-sectional plane parallel to the welding seam at  $y=3.4 \text{ mm}$

Fig. 9는 바닥면에서의 시간에 따른 용융 풀 및 HAZ부 분포에 대한 이론적 해석과 유한요소 해석 결과를 상대 좌표계  $X$ 축에 따라 보여주고 있다. Fig. 9로부터 이론적 해석결과는 유한요소 해석 결과와 비교시 잘 일치함을 알 수 있다. 또한, 용접 시작후 2초 경과시 바닥면의 용융풀 폭은 아크 빔 반경  $8\text{mm}$ 에 비하여  $1\sim4\text{mm}$  정도 크고 HAZ부 폭은 용융점과 HAZ부 온도 사이의 폭으로서 약  $3\sim4\text{mm}$  정도임을 알 수 있다. 또한, 용융 풀과 HAZ부 폭 모두 용접방향에 수직인 방향의 폭이 용접방향의 HAZ부 폭보다 큼을 알 수 있다. 최종적인 HAZ부 폭은 준 정적상태 도달시간  $35.9\text{sec}$  이후에 결정되어짐을 주의해야 한다.



(a) Growth of molten pool .



(b) Growth of HAZ

Fig. 9 Isotherms of the temperature distribution of the MP( $1460^\circ\text{C}$ ) and HAZ ( $787^\circ\text{C}$ ) at different times on the bottom surface of the plate along the weld seam

#### 4. 결 론

가상 열원법과 중첩법을 이용한 용접부에 대한 이론적 온도해석 기법을 본 연구를 통해 개발한 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 스테인리스 강 배관 원주방향 용접부의 온도 분포 이론식을 구하였으며 이론식 적용 결과는 유한요소 해석 결과와 비교시 잘 일치하였다.

(2) 개발된 온도분포 결정식은 천이 상태 및 준정적 상태 모두에 적용되는 일반 식이며, 특히 용융 풀내의 온도상승 형태를 정확히 예측할 수 있었다.

(3) 유한요소 해석시 과다한 모델링/계산 시간이 소요되는 대형 용접 구조물에 본 연구를 통해 개발된 이론적 온도해석 기술을 적용시 유용성이 보다 증대될 것이다.

#### 참고문헌

- (1) Rosenthal, D., 1941, "Mathematical Theory of Heat Distribution during Welding and Cutting," *Welding Journal*, Vol. 20, pp. 220s~234s.
- (2) Wells, A.A., 1952, "Heat Flow in Welding," *Welding Journal*, Vol. 31, pp. 263s~267s.
- (3) Barry, J.M., Paley, Z. and Adams, C.M., 1963, "Heat Conduction from Moving Arcs in Welding," *Welding Journal*, Vol. 42, pp. 97s~104s.
- (4) Rykalin, N.N., 1953, *Berechnug der Wärmevorgange beim Schweißen*, VEB Verlag Technik, Berlin.
- (5) Christensen, N., Davies, V. de L., and Gjermundsen, K., 1965, "Distribution of Temperature in Arc Welding," *British Welding Journal*, Vol. 12, pp. 54~57.
- (6) Adams, C.M., 1958, "Cooling Rates and Peak Temperatures in Fusion Welding," *Welding Journal*, Vol. 37, pp. 210s~215s.
- (7) Myers, P.S., Uyehara, O.A., and Borman, G.L., 1967, *Fundamentals of Heat Flow in Welding*, Welding Research Council Bulletin, Vol. 123, pp. 1~46.
- (8) Eager, T.W. and Tsai, N.S., 1983, "Temperature Fields Produced by Traveling Distributed Heat Sources," *Welding Journal*, Vol. 62, pp. 346s~355s.
- (9) Ashby, M.F. and Easterling, 1984, "The Transformation Hardening of Steel Surfaces by Laser Beam. Part 1: Hypo-Eutectoid Steels," *Acta Metall.*, Vol. 32, pp. 1935~1948.
- (10) Grong, O and Christensen, N., 1986, "Effects of Weaving on Temperature Distribution in Fusion Welding," *Material Science Technology*, Vol. 2, pp. 967~973.
- (11) Cao, Z.N. and Dong, P., 1998, "Modeling of GMA Weld Pools with Consideration of Droplet Impact," *Trans. of ASME, J. of Engineering Materials and Technology*, Vol. 120, pp. 313~320.
- (12) Goldak, J., Chakravarti, A. and Bibby, M., 1984, "A New Finite Element Model for Welding Heat Sources," *Metalurgical Transactions B*, Vol. 15B, pp. 299~305.
- (13) Grong, O., 1997, *Metalurgical Modelling of Welding*, 2nd ed., The Institute of Materials, London, United Kingdom.
- (14) HKS Inc., 1998, *ABAQUS User's Manual*, Ver.5.8.
- (15) Carslaw, H.S. and Jaeger, J.G., 1959, *Conduction of Heat in Solids*, 2nd ed., Oxford University Press, Oxford, United Kingdom.
- (16) Dong, P., Brust, F.W., Dong, Y., Hong, J.K., and Tsai, C.L., 1996, *Finite Element Modeling of Residual Stresses in Austenitic Stainless Steel Pipe Girth Welds*, Battelle Report No. N001334, Battelle Memorial Institute.