

자동차용 판재의 점 용접시 용접거동 Simulation

李 在 甲* · 姜 春 植**

Simulation on Spot Welding Behavior of Car Body Sheet

J. G. Lee* and C. S. Kang**

Key Words : Galvanized Steel Sheet(아연도금강판), Welding Behavior(용접거동), Nugget(용융부), F. D. M.(유한차분법), Welding Current(용접전류), Welding Time(용접시간)

Abstract

Spot welding behavior of galvanized steel has been studied using both numerical and experimental techniques. The model that used to calculate temperature distribution within weldment is two-dimensional axis-symmetric finite difference method, and nugget sizes of specimen welded in condition of welding current and time has been estimated by experiment. Results have shown that nugget sizes are increased in proportion to welding current and time, but the growth rate of nuggets is decreased. Shear-tensile strength tests have shown interface fracture when welding current is 7, 9KA, welding time is 8~14cycle and 11KA, 8~10cycle respectively, but above 7, 9KA fracture shows button type. In button fracture, shear-tensile strengths have been proportional to nugget sizes.

1. 서 론

점 용접은 용접물을 전극 사이에 놓고 압력을 가한 상태에서 전압과 전류를 가할때, 용접물 간의 전기적 저항에 의해 발생하는 줄열(Joule's Heat)에 의해 용접물 사이의 접촉부를 용융시켜 접합하는 방법으로, 용접속도가 빠르고, 자동화가 용이하여 산업 분야에 널리 사용되어 왔다. 그러나 용접공정이 매우 짧은 시간에 이루어지고 용접조건이 작은 변

화에도 용접양상이 민감하게 변화되므로 안정된 양질의 접합을 얻기 위한 많은 연구가 진행되고 있다.^{1, 2)} 실험상으로는 용접중의 급격한 온도변화의 측정³⁾ 및 이들 변수들의 정밀한 조절이 힘들다는 점이 장애요인이 되고 있어, 용접 중 용융부의 상태를 잘 나타낼 수 있는 변수를 찾아 컴퓨터를 이용한 수치해석 방법으로 점 용접 현상을 이해하고자 하는 연구도 많이 진행되고 있다^{4~6)}. Greenwood⁴⁾가 처음으로 제시한 2차원 축대칭 모델에서는 점 용접시 전체적인 온도분포 경향을 비교적 잘 나타내고 있지만, 접촉부의 열발생과 용융 잠열을 계산에서 무시하였다.

* 학생회원, 서울대학교 공과대학 금속공학과

** 정회원, 서울대학교 공과대학 금속공학과

Rice와 Funk⁵⁾는 다층 점 용접의 1차원 모델을 개발했는데, 여기서 그들은 온도에 의존하는 물성을 이용하여 온도분포를 계산함으로써 용접물과 전극 사이의 계면에 큰 온도차이가 있음을 밝혔다. Gould⁶⁾는 1차원 모델 유한 차분법을 이용하여 용융부의 두께를 용접조건의 함수로 나타냈는데, 이 모델에서는 접촉저항, 온도에 따른 열적 성질(Thermal Property), 용융부 내의 열전달을 효과적으로 설명하였지만, 용접부로부터 방사성 방향으로 방출되는 열흐름을 설명할 수 없었다.

따라서 본 연구에서는 자동차용 판재로 널리 이용되고 있는 아연도금강판을 모재로 하여 점 용접시 용접거동(Welding Behavior)에 중요한 변수로 작용하는 용접 전류와 용접시간에 따른 용접물 내의 전압 및 온도 분포를 계산함에 있어, 기존의 모델에서 보완을 필요로 하는 부분들-접촉저항, 모재의 온도에 따른 열적 성질, 잠열효과를 고려한 비열, 용융부의 두께 방향 및 방사성 방향으로의 열전달-을 고려하여 2차원 축대칭 모델의 유한차분법을 사용함으로써 점 용접 현상을 이해하고자 하였다. 용접물 내의 전위 분포는 유한차분법 중에서 SOR(Successive Overrelaxation)법을 이용해 계산했고, 온도 분포 계산에서는 ADI(Alternating Direction Implicit)법을 사용했으며, 여기에서 계산된 이론적 결과와 각각의 용접 전류와 시간에서 실험적으로 접합된 시편의 조직검사를 통해 측정된 용융부의 크기를 비교하였다.

2. 온도 분포 해석

점용접에서 줄열에 의해 발생하는 열은 용접물 내부의 저항에 의해 발생하는 열과 접촉면의 접촉저항에 의해 발생하는 열이 있다.

용접물 내부에서 발생하는 열은 다음과 같다.

$$Q_w = \frac{1}{\sigma} \nabla \phi \cdot \nabla \phi \quad (1)$$

Q_w : 단위 체적당 발생하는 열(J/s · m³)

σ : 전기적 비저항(Ω · m)

ϕ : 전위(V)

접촉면에서 발생하는 열은 다음과 같다.

$$Q_c = \frac{1}{\sigma_c} (\nabla \phi)^2 \quad (2)$$

Q_c : 단위 면적당 발생하는 열(J/s · m²)

$\nabla \phi$: 접촉면 사이의 전위차(V)

σ_c : 접촉 비저항(Ω · m²)

용접중 모재의 온도 분포는 열전도 방정식 및 에너지 보존법칙으로부터 축대칭, 원주좌표계(Cylindrical Coordinate)로 표시하면 다음과 같이 표시된다.

$$\rho_w C_w \frac{\partial T_w}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial r} \left(K_w \frac{\partial T_w}{\partial r} \right) + \frac{K_w}{r} \frac{\partial T_w}{\partial r} + \frac{\partial}{\partial z} \left(K_w \frac{\partial T_w}{\partial z} \right) + \frac{1}{\sigma} \nabla \phi \cdot \nabla \phi \quad (3)$$

T_w : 용접물의 온도(°C)

ρ_w : 용접물의 밀도(kg/m³)

C_w : 용접물의 비열(J/kg · °C)

K_w : 용접물의 열전도도(J/m · s · °C)

전극에서는 전기전도도가 큰것을 고려하여 전기적 열발생을 무시하면, 전극에서의 열전도 방정식은 다음과 같이 된다.

$$\rho_c C_c \frac{\partial T_c}{\partial t} = K_c \left(\frac{\partial^2 T_c}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial T_c}{\partial r} + \frac{\partial^2 T_c}{\partial z^2} \right) \quad (4)$$

T_c : 전극의 온도(°C)

ρ_c : 전극의 밀도(kg/m³)

C_c : 전극의 비열(J/kg · °C)

K_c : 전극의 열전도도(J/m · s · °C)

모재 및 전극에서의 온도분포 계산에서는 다음과 같은 가정을 설정한다.

- 1) 전극의 열전도도(K_c)는 일정하다.
- 2) 용접하는 동안 공기와의 접촉면에서의 열의 방출은 냉각수에 의한 열의 방출에 비해 아주 작으므로 무시한다.
- 3) 용접중 용융된 아연 도금층은 전극의 가압력에 의해 접촉부에서 주위로 빠져 나간다.

이러한 가정 하에 다음과 같은 경계조건들이 성립하게 된다.(Fig. 1)

$0 < z \leq Z_2$ 에서,

$$\frac{\partial}{\partial r} T_w(0, z) = \frac{\partial}{\partial r} T_c(0, z) = 0 \quad (5-1)$$

$0 \leq z \leq Z_2$ 에서,

$$\frac{\partial}{\partial \gamma} T_w(R_2, z) = \frac{\partial}{\partial \gamma} T_e(R_2, z) = 0 \quad (5-2)$$

$R_1 \leq r \leq R_2$ 에서,

$$\frac{\partial}{\partial z} T_w(r, Z_1) = \frac{\partial}{\partial z} T_e(r, Z_1) = 0 \quad (5-3)$$

$0 \leq r \leq R_2$ 에서,

$$-K_w \frac{\partial}{\partial z} T_w(r, 0) = \frac{1}{\sigma_w} (\nabla \phi)^2 \quad (5-4)$$

$0 \leq r \leq R_1$ 에서,

$$-K_w \frac{\partial}{\partial z} T_w(r, Z_1) + \frac{1}{\sigma_e} (\phi - \phi_e)^2 = -K_e \frac{\partial}{\partial z} (r, D_1) \quad (5-5)$$

$$T_w(r, Z_1) = T_e(r, D_1) \quad (5-6)$$

$z = Z_2$ 에서,

$$-K_e \frac{\partial}{\partial z} T_e(r, Z_2) = h_w [T_e(r, D_2) - T_w] \quad (5-7)$$

여기서, T_w : 냉각수 온도(20°C)

h_w : 물의 열대류 상수($J/m^2 \cdot s \cdot ^\circ C$)

모재와 전극의 온도 분포를 나타내는 방정식을 차분화 하는 데는 ADI법의 일종인 D'Yakonov formula⁷⁾을 이용하여 계산했는데, 그 차분 방정식은 다음과 같다.

$$\begin{aligned} & \left[1 - \frac{\alpha_w}{(\Delta r)^2} \left(\frac{\delta_{kr}^2}{2} + \frac{\delta_{kr}}{2(i+1)} \right) \right] T_{w(i,j)}^* \\ & = \left[1 + \frac{\alpha_w}{(\Delta r)^2} \left(\frac{\delta_{kr}^2}{2} + \frac{\delta_{kr}}{2(i-1)} \right) \right] T_{w(i,j)}^* + \frac{\alpha_w}{2(\Delta z)^2} \\ & \delta_{kr}^2 T_{w(i,j)}^* + \frac{\alpha_w}{\sigma} \nabla \phi \cdot \nabla \phi \end{aligned} \quad (6)$$

$$\left[1 - \alpha \frac{w}{2(\Delta z)^2} \delta_{kz}^2 \right] T_{w(i,j)}^{*+1} = T_{w(i,j)}^* \quad (7)$$

$$\begin{aligned} & \left[1 - \frac{\alpha_e}{(\Delta \rho)^2} \left(\frac{\delta_r^2}{2} + \frac{\delta_r}{2(i-1)} \right) \right] T_{e(i,j)} = \left[1 + \frac{\alpha_e}{(\Delta \rho)^2} \right. \\ & \left. \left(\frac{\delta_r^2}{2} + \frac{\delta_r}{2(i-1)} \right) \right] T_{e(i,j)}^* + \frac{\alpha_e}{2(\Delta z)^2} \delta_z^2 T_{e(i,j)}^* \end{aligned} \quad (8)$$

$$\left[1 - \frac{\alpha_e}{(\Delta z)^2} \delta_z^2 \right] T_{e(i,j)}^{*+1} = T_{e(i,j)}^* \quad (9)$$

여기에서,

아래 첨자 w : 용접물(weldment), e : 전극(electrode), $T_{i,j}^*$: 시간 K 단계(step), 위치(i,j)에서의 온도, $T_{i,j}^*$: $T_{i,j}^*$ 와 $T_{i,j}^{*+1}$ 의 중간값(Intermediate Value)

$$\alpha_w = \frac{\Delta t}{\rho_w c_w}, \quad \alpha_e = \frac{k_e \Delta t}{\rho_e c_e}$$

연산자(Operator) δ :

$$\delta_r T_{ij}^* = \frac{1}{2} [T_{(i+1)j} - T_{(i-1)j}] \quad (10-1)$$

$$\delta_w T_{ij}^* = \frac{1}{2} k_{ij}^k [T_{(i+1)j} - T_{(i-1)j}] \quad (10-2)$$

$$\delta_r^2 T_{ij}^* = T_{(i+1)j}^* - 2T_{ij}^* + T_{(i-1)j}^* \quad (10-3)$$

$$\begin{aligned} \delta_w^2 T_{ij}^* &= \frac{k_{(i-1)j}^k + k_{ij}^k}{2} T_{(i-1)j}^* - \frac{k_{(i-1)j}^k + 2k_{ij}^k + k_{(i-1)j}^k}{2} T_{ij}^* \\ &+ \frac{k_{ij}^k + k_{(i+1)j}^k}{2} T_{(i+1)j}^* \end{aligned} \quad (10-4)$$

3. 수치해석

3.1 계산 방법

모재 내부의 전위 및 온도 분포를 계산하기 위한 프로그램에서는 입력 전류하에서 아연 도금 강판의 온도와 압력에 따른 아연 도금층의 접촉 비저항 변화와 온도상승에 따른 아연 도금층의 변형 및 유동을 고려해야 하는 난점이 있어, 입력되는 전류하에서 아연도금강판을 점 용접 했을 때, 시간에 따라 변화되는 양전극에 걸리는 전압을 측정하여 데이터로 이용함으로써 도금 강판의 온도 분포를 계산했으며, 이 모델에서 이용된 모재(Base Metal)로는 두께 0.8mm의 연강(Mild Steel)판으로 설정했으며, 전극은 선단 직경이 6mm인 Cu-Cr 합금의 전극을 사용하였다. 이에 대한 모재의 화학적 조성 결과 모재 및 전극의 물성은 각각 Table 1과 Table 2에 표시하였다.

그리드(Grid) 간격은 모재에서 Δr 은 0.2mm, Δz 는 0.1mm, 전극에서는 Δr 은 0.2mm, Δz 는 0.5mm로

Table 1. Chemical composition of base metal(wt%)

Element	C _{max}	Mn _{max}	P _{max}	S _{max}
wt %	0.15	0.60	0.035	0.04

설정해서 계산하였다(Fig. 1). 이때 시간 간격(Time Step) Δt 는 60Hz AC 전원의 1/8 사이클(1 cycle=1/60 sec)로 설정하였고, 전위 분포 차분방정식에서 해를 구하기 위하여 사용된 Overrelaxation Factor $W(1 < W < 2)$ 를 1.850로 잡고 계산하였다³⁾.

모재의 경우 전위 및 온도 분포를 구하는 프로그램에서 모재의 온도 변화에 따른 전기적 비저항(Electrical Resistivity), 열 전도도(Thermal Conductivity), 비열(Specific Heat) 등의 값은 Table 2와 같이 온도의 함수로 주어졌으며, 잠열(Latent Heat)

Table 2. Physical properties of the base metal and electrode

Property	Notation (Unit)	Weldment (mild steel)	Electrode (Copper Alloy)
Thermal conductivity	k (cal/cm · s · °C)	$k_w = k_w(T)^{(a)}$	0.72
Electrical resistivity	σ ($\mu\Omega \cdot \text{cm}$)	$\sigma_w = \sigma_w(T)^{(b)}$	3.83
Specific heat	C (cal/g · °C)	$C_w = C_w(T)^{(c)}$	0.098
Density	ρ (g/cm ³)	7.86	8.93
Latent heat	H_f (cal/g)	65.5	-
Convection heat coefficient to water	H_w (cal/cm ² · s · °C)	-	1
Solidus temperature	T_s (°C)	1493	-
Liquidus temperature	T_l (°C)	1525	-

(a) $K_w(T) = -5/6 \times 10^{-7} \cdot T^2 - 2.5 \times 10^{-5} \cdot T + 0.12533$
(20°C ≤ T ≤ 400°C)
 $K_w(T) = -7.5 \times 10^{-8} \cdot T^2 - 1.0 \times 10^{-5} \cdot T + 0.118$
(400°C < T ≤ 800°C)
 $K_w(T) = 0.062$
(800°C < T)

(b) $\sigma_w(T) = 8.56 \times 10^{-5} \cdot T^2 + 4.9 \times 10^{-2} \cdot T + 15.4$
(20°C ≤ T ≤ 800°C)
 $\sigma_w(T) = 2.875 \times 10^{-2}(T - 800) + 109.4$
(800°C < T ≤ 1200°C)
 $\sigma_w(T) = 120$
(1200°C < T)

(c) $C_w(T) = 3.0702 \times 10^{-8} \cdot T^2 + 7.6579 \times 10^{-5} \cdot T + 0.1075$
(20°C ≤ T ≤ 400°C)
 $C_w(T) = 1.85 \times 10^{-7} \cdot T + 0.1134$
(400°C < T ≤ 600°C)
 $C_w(T) = 7.333 \times 10^{-4} \cdot T - 0.260$
(600°C < T ≤ 750°C)
 $C_w(T) = -1.30 \times 10^{-3} \cdot T + 1.265$
(750°C < T ≤ 850°C)
 $C_w(T) = 0.16$
(850°C < T)

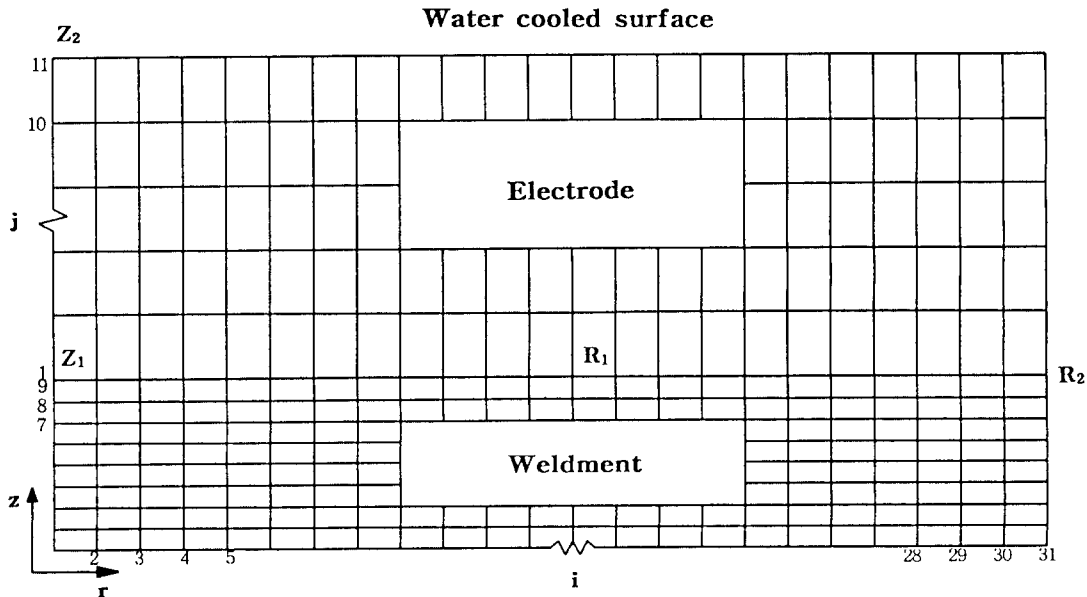


Fig. 1 Grid for numerical calculation

효과에 따른 비열은 아래와 같이 보상하였다⁹⁾.

$$C_w = \frac{H_w}{T_l - T_s}$$

여기서, C_w : 잠열 효과를 고려한 비열(J/kg · °C)

H_w : 잠열(J)

T_s : 고상 온도(°C)

T_l : 액상 온도(°C)

3.2 계산 결과 및 고찰

Fig. 2는 아연도금강판을 용접했을때, 용접전류가 각각 7, 9, 11, 13 및 15KA인 경우 용접시간이 16 cycle이 될 때까지 반사이클 별로 전극 사이의 전압을 측정하여 평균값을 구한 곡선 들이다. 이 곡선들을 살펴보면, 전압이 초기에는 감소하다가 다시 증가하여 최대값에 이르고, 결국에는 감소하면서 안정화 단계로 들어서는 공통적인 현상을 볼 수 있는데, 이것은 전류가 일정한 상태에서 전압이 저항에 비례하므로 전극 양단간에 걸리는 전체 저항의 변화로 해석할 수 있다¹⁰⁾. 즉 용접 초기에는 온도 상승에 따라 용융되는 아연 도금층의 낮은 저항에 의해 전체 저항값이 감소하지만, 온도가 상승함에

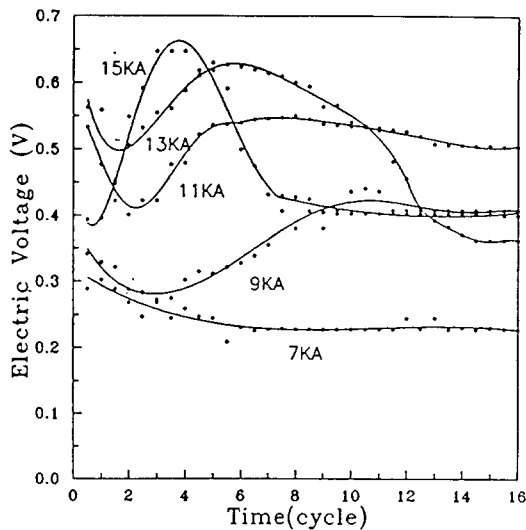


Fig. 2 Variation of voltage drop between electrodes with the weld time (electrode force 220kg, squeeze time 20cycle, hold time 20cycle and electrode dia. 6mm)

따라 모재 내부의 자체 저항이 증가함으로써 저항이 점점 증가하여 최대로 되고, 용융부의 크기가 점점 증가함에 따라 압입비(Indentation)가 커져 저항이 감소하는 경향을 나타내게 된다¹¹⁾.

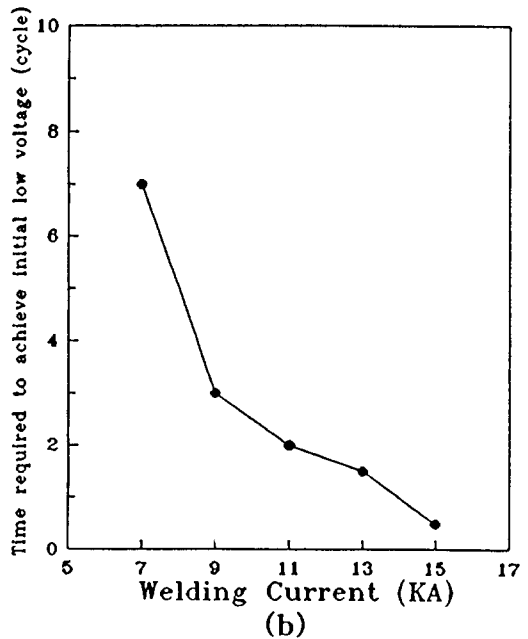
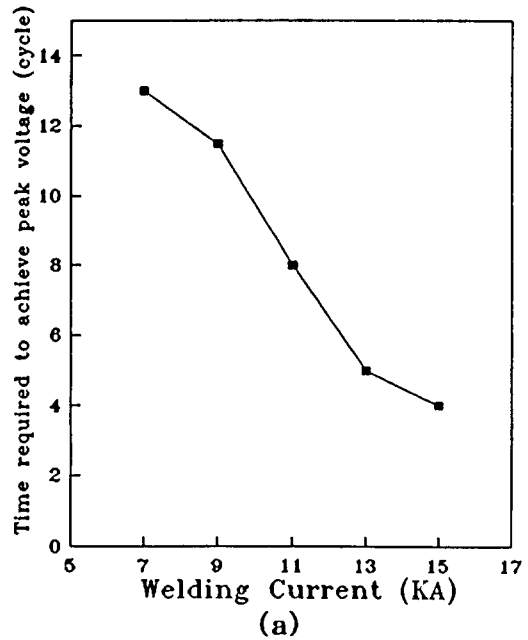


Fig. 3 (a) Time required to achieve peak voltage
(b) Time required to achieve initial low voltage

Fig. 3은 전압의 초기 최저값과 최대값을 나타내는데 걸리는 시간을 용접전류에 따라 도시한 그림으로, 전류가 증가함에 따라 용접물 내부의 발열량이 증가함으로써 아연도금층의 용융과 용융부의 성장이 더 짧은 시간에 이루어짐을 알 수 있다. 점 용접부의 단면은 3개의 구역으로 나눌 수 있는데, 모재가 용융온도 이상으로 올라갔다 냉각되면서 생기는 용융부와 A₁ 변태점 이상에서 냉각되는 열영향부(HAZ), 그리고 모재부분으로 분류된다. Fig. 4, 5에서는 각각 용접전류가 11 및 13KA에서 모재의 용융온도 경계(1493℃) 및 열영향부의 경계(723℃)를 나타내는 등온선을 시간에 따라 나타내었다. 용접전류가 11KA에서는 용접시간이 증가함에 따라 용융부의 경계가 증가하고 있지만, 13KA에서 12 cycle 이상의 용접시간에서는 용융부의 경계구역이 오히려 점점 감소하는 경향을 나타내고 있다. 이

것은 Fig. 2에서 용접전류가 13KA이상에서 시간이 증가함에 따라 전압이 급격히 떨어지는 현상으로 설명될 수 있는데, 13KA 이상의 용접전류에서는 일정 용접시간이 지나게 되면 용접부에서 형성된 용융금속이 튀어나가는 비산(Expulsion)현상을 수반하여 압입비가 급격히 증가하게 되는데, 이는 결과적으로 모재 내부에서 전류가 전극사이를 통과하는 부분의 부피가 크게 감소함에 따라 생기는 자체저항의 감소가 전체저항에 영향을 주게 된다. 따라서 용융부의 크기도 용접전류가 9, 11KA에서는 용접시간이 증가함에 따라 커지지만, 13KA에서는 12cycle 이상에서, 15KA에서는 8cycle 이상에서 용융부가 더이상 커지지 않았으며, 15KA에서는 오히려 13KA보다 더 적은 용융부가 나타났다.

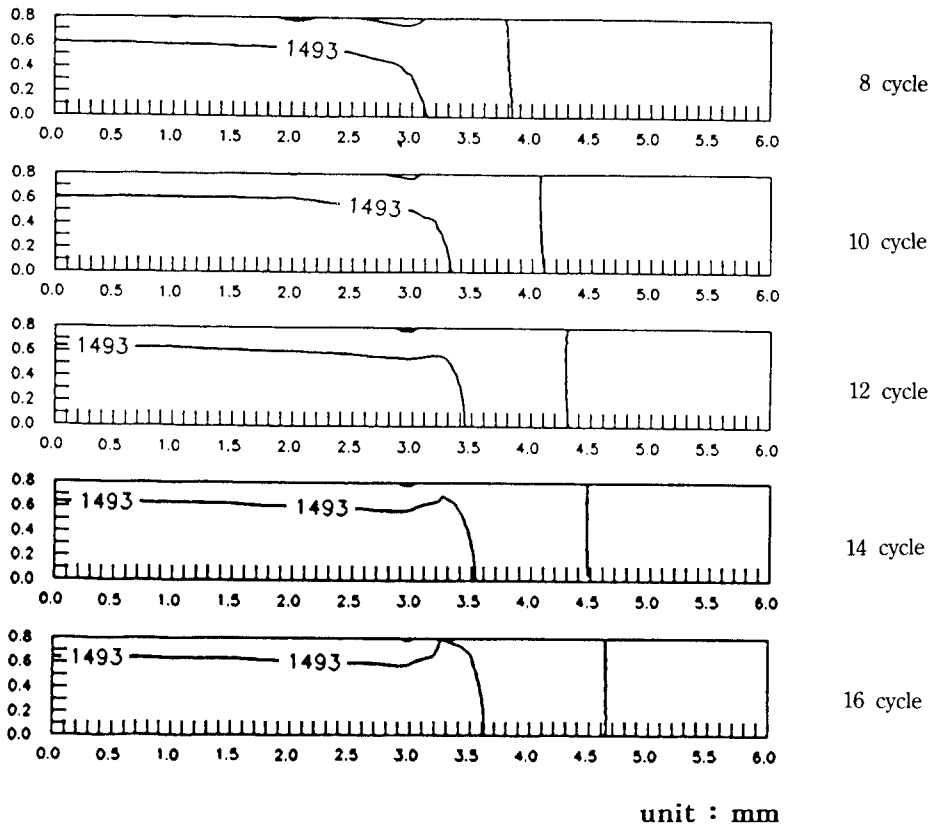


Fig. 4 Isothermal lines showing melted zone with the weld time(weld current 11KA)

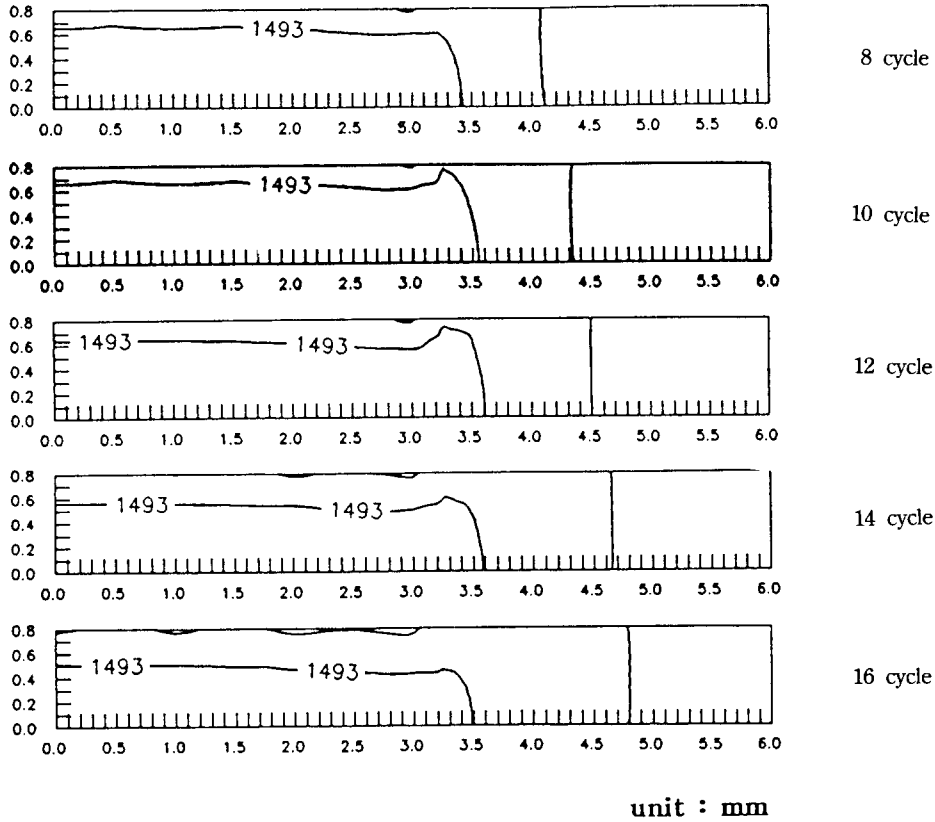


Fig. 5 Isothermal lines showing melted zone with the weld time(weld current 13KA)

4. 실험

4.1 실험 장치

본 연구에서 사용된 용접기는 입력 전원이 60Hz 440V인 공압식 점 용접기로, 전극의 가압력을 조절할 수 있고, 시간 조절은 용접기에 부착된 제어 장치(DECOMSTAR70, RWC-70CN MODEL)에 초기가압시간(Squeeze Time), 용접시간(Welding Time), 유지시간(Holding Time) 등을 입력함으로써 각 시간 변수들을 조절할 수 있다. 전극은 RWMA Class II type의 Cu-Cr 합금으로 선단 직경이 6mm 인 Cap type의 전극을 사용했다. 전극의 물성은 Table 2와 같다. 용접 중 반 사이클마다 전극 양단 간의 전압을 측정하기 위한 장비로 Hewlett Packard Digitizing Oscilloscope를 사용하여 여기에 연결된

Probe를 양 전극에 달아 용접물에 흐르는 전압을 반 사이클 별로 측정해 평균값을 구했다.

4.2 실험 방법

실험에 사용된 시편은 내부식성 향상을 목적으로 자동차용으로 널리 쓰이는 강판으로 두께 0.8mm의 용융 아연 도금 강판(Hot Dip Galvanized Steel Sheet)으로 아연의 부착량이 305g/m²(양면)인 시편을 사용했으며, 모재의 화학 조성은 Table 1과 같다. 점 용접에서 중요한 변수로 작용하는 용접 전류는 7, 9, 11, 13, 15 및 17KA로 변화시켰으며, 용접시간은 해당 전류에서 8, 10, 12, 14 및 16cycle로 달리하면서 용접을 실시하였으며, 그밖에 전극의 가압력, 초기가압시간, 유지시간, 냉각수 순환속도 등은 일정하게 유지하였다. 각 실험 조건은 Table 3과 같고, Fig. 6에서는 시간에 따라 입력되는 용

Table 3. Welding condition used in this study

Welding Current (KA)	Welding Time (Cycle)	Other Setting
7, 9, 11, 13, 15, 17	8, 10, 12, 14, 16	· welder : pneumatic AC spot · pressure : 220kg · squeeze time : 20 cycle · up-slope time : 1 cycle · holding time : 20 cycle · cooling water : 3 ℓ/min

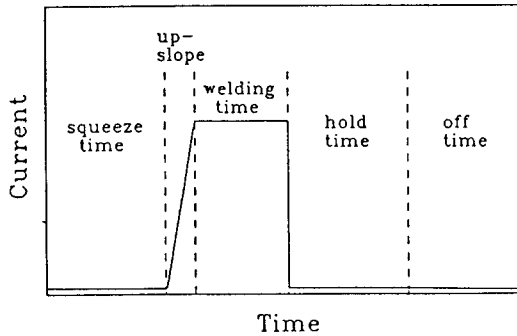


Fig. 6 Spot welding cycle used in this study

접전류의 변화를 나타내었다. 용접된 시편은 정밀 Cutter로 용접부의 중앙을 절단, 연마하여 그 단면을 5% Nital 용액(5% HNO₃+95% C₂H₅OH)으로 2분간 etching한 후, 1μm까지 측정가능한 디지털 현미경으로 시편을 확대하여 용융부의 크기를 측정하였다.

4.3 실험 결과 및 고찰

용접전류 및 시간의 변화에 따라 점 용접을 실시했을 경우, 모재의 두께에 따른 적정 용융부직경의 하한선은 판두께(t)의 $4\sqrt{t}$ 배¹²⁾로 본 실험에서는 3.58mm에 해당하는데, 용접전류가 7 및 9KA에서는 적정 용융부의 형성을 위하여 용접시간이 16cycle 이상 필요하였다. 이는 무 도금 연강판에 용접을 실시한 경우보다 용융부 형성을 위한 용접전류의 하한선이 더 높게 나타난 것인데, 아연 도금강판의 경우 도금층의 M.P.가 420℃정도 밖에 되지 않기 때문에 용접되기전에 도금층이 먼저 용융되어 전류의 통전 면적을 넓혀주어 용접부의 전류밀도를 낮추어 주게 되는 효과에 기인한다¹³⁾. 이때 측정된 용융부의 직경은 각각 4.671mm, 5.095mm 이었다. 용접전류가 11KA이상에서 실시한 용접에서는 용접시간이 8cycle부터 용융부가 형성되었고, 용접시

간에 다른 용융부의 직경을 측정된 결과 용접시간이 증가함에 따라 증가속도가 감소하는 현상을 나타내었다.(Fig. 7, 8) 또한 일정한 용접시간에서 용접전류의 변화에 따라 용접한 용접부의 단면을 측정된 결과에서는 용접시간이 10 및 12cycle인 경우에는 용접전류가 증가함에 따라 용융부가 커지

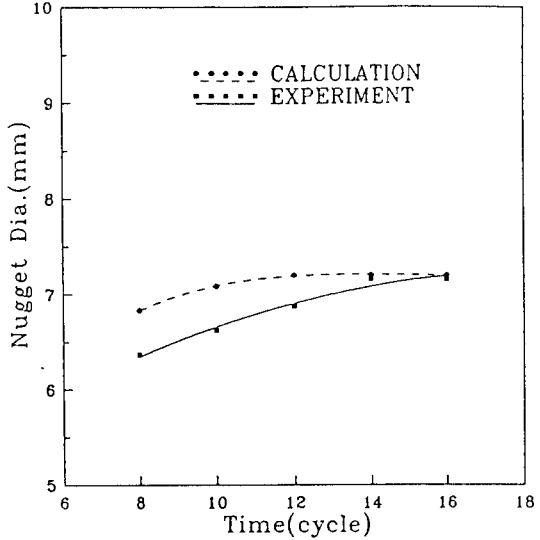


Fig. 7 Different nugget diameters depending on the weld time(weld current 13KA and electrode force 220kg)

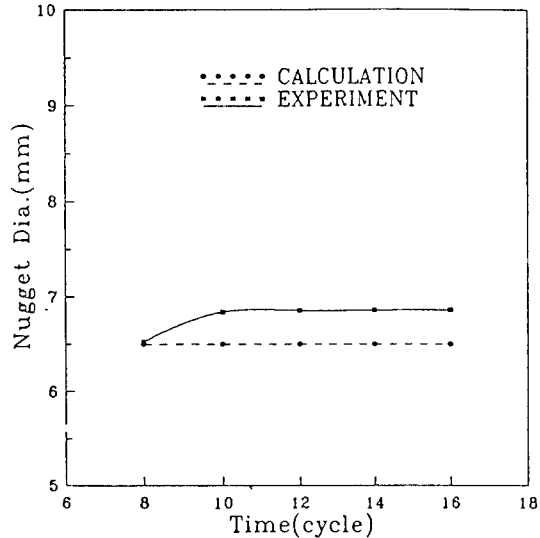


Fig. 8 Different nugget diameters depending on the weld time(weld current 15KA and electrode force 220kg)

다가 용접시간이 14cycle을 넘게되면 13KA를 기준으로 더이상 증가하지 않는 경향을 나타내었다.(Fig. 9~11)

각 조건에서 용접된 시편으로 전단인장시험을 실시했을 때, 용접전류와 용접시간에 따른 전단인장강도 값을 Fig. 12와 13에 나타내었다. 그 결과,

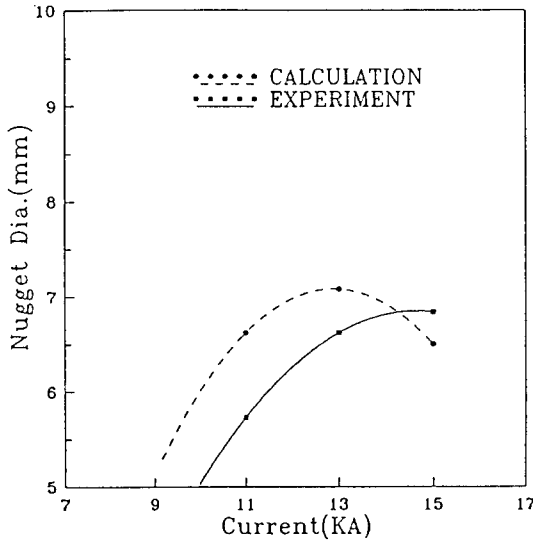


Fig. 9 Different nugget diameters depending on the weld current(weld time 10cycle and electrode force 220kg)

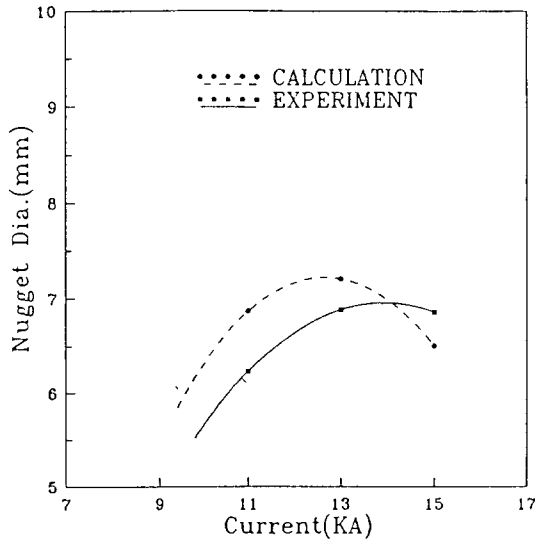


Fig. 10 Different nugget diameters depending on the weld current(weld time 12cycle and electrode force 220kg)

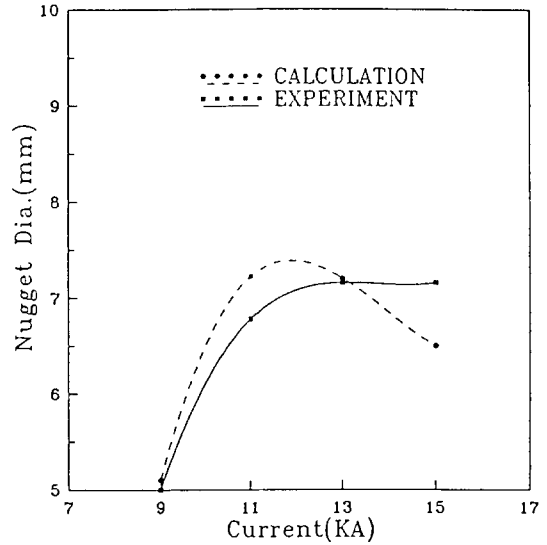


Fig. 11 Different nugget diameters depending on the weld current(weld time 16cycle and electrode force 220kg)

용접전류가 7및 9KA에서 용접시간이 8~14cycle인 경우와 11KA에서 8 및 10cycle에서 계면파괴(Interface Fracture)형태가 나타났는데, 이와같은 용접조건에서는 적당한 용융부의 크기가 형성되지 못해 나온 결과로 용접부의 단면 검사를 통한 용

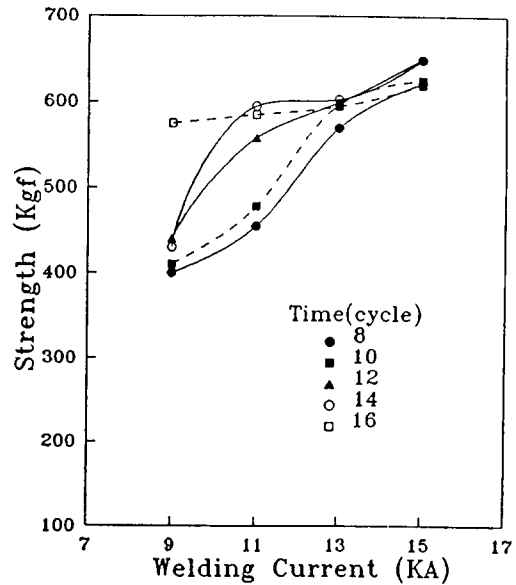


Fig. 12 Effect of welding current on the weld strength

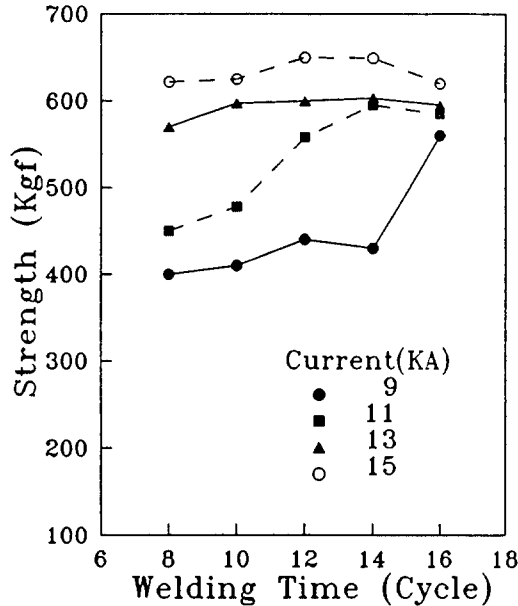


Fig. 13 Effect of welding time on the weld strength

용부의 Button형 파괴가 일어나는데 Nomura 등의 연구 결과에 의하면 용융부의 직경과 전단강도와와의 관계는 식(12)와 같음을 보고하고 있다¹⁴⁾.

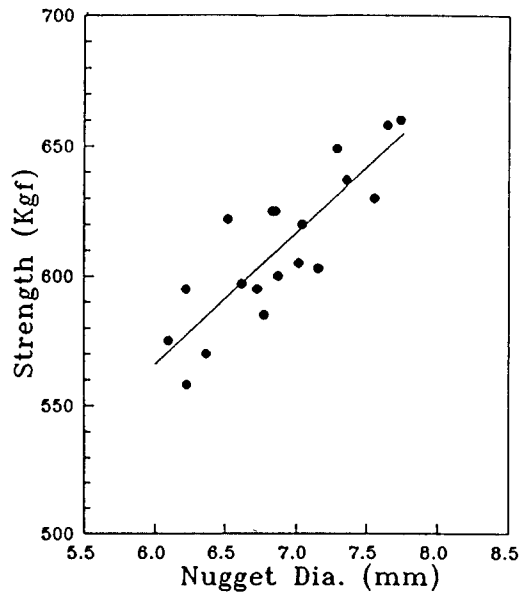


Fig. 14 Relation of shear-tensile strength with nugget sizes

$$TSS = F \times t \times D_n \times TS \quad (12)$$

- TSS : 전단강도
- t : 모재의 두께
- D_n : 용융부의 직경
- TS : 모재의 인장강도
- F : 상 수

Fig. 14는 용융부의 직경에 따른 전단인장강도의 변화를 나타낸 결과인데, 전단인장강도값이 용융부의 직경에 직선적으로 비례하는 경향을 나타냄으로써 식(12)와 잘 일치하고 있다.

5. 수치해석 결과와 실험 결과의 비교

Fig. 7, 8에서는 용접전류가 각각 13 및 15KA일때, 용접시간에 따른 용융부의 성장을, Fig. 9~11은 용접시간이 각각 10, 12 및 16cycle인 경우, 용접전류에 따른 용융부의 직경 변화를 실험적인 결과와 용접물 내부에서의 온도분포로 얻은 이론적인 값을 비교하여 나타내었다. 그래프의 경향을 살펴보면, 수치해석을 통해 계산된 이론적 결과와 실험적인 결과가 거의 비슷한 경향을 보이고 있지만, 약간의 차이가 있음을 알 수 있는데, 이러한 차이는 수치해석에 있어서 모재를 도금 강판이 아닌 연강으로 가정했기 때문에 계산상에서 아연의 영향을 무시했다는 점과 수치해석에서는 포함되지 않았던 용접 중 전극과 용접물의 탄소성 문제, 모재표면의 거칠기 및 오염상태와 같은 부수적인 변수들이 실제 용접시에는 용접거동에 영향을 주는 변수들이고, 실험을 통한 용융부의 크기 측정에 있어 오차도 그 원인이 있을 것이다.

Fig. 7, 8을 보면, 일정한 용접전류 하에서 용접시간의 증가에 따라 용융부의 성장속도가 감소하는 경향을 나타내게 되는데, 이것은 점 용접이 다음과 같은 과정으로 일어나기 때문이다. 용접 초기에는 접촉저항 발열에 의해 접촉면의 Valley부분이 용융되어 감소하다가, 통전이 계속되면 용접물 자체의 저항 발열에 의해 온도가 상승하여 저항이 최대로 된다. 따라서 용융부가 급속히 확대되어 용융부의 성장이 거의 포화상태에 이르게 되지만, 용융부의 확대로 인해 통전 면적이 상당히 넓어지기 때문에 전류밀도가 상대적으로 감소되어 용융부의 성장은 더 이상 일어나지 않게 된다. Fig. 9~11에서는, 일정

용접시간에서 용접전류의 변화에 따른 용융부의 크기를 비교하였는데, 실험상으로는 용접시간이 증가함에 따라 용융부의 크기가 증가하는 경향을 보이고 있지만, 이론적으로는 용접전류가 15KA일때 계산된 용융부의 크기가 오히려 13KA인 경우보다 적게 나타났다. 이는 앞에서 설명한 바와 같이 과도한 용접전류 하에서는 일정시간이 지나게 되면 비산현상에 의한 압입비의 급격한 증가가 용접물 내부의 저항을 감소시킴으로써, 용접전류가 15KA일때 계산되는 발열량이 13KA일때 보다 적게 나타나는데 기인한다.

6. 결 론

점 용접시 용융부의 크기 측정과 용접물 내의 전위 및 온도 분포 Simulation 결과를 비교하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

1) 용접전류 및 용접시간의 변화에 따라 이론적으로 계산한 용융부의 크기와 실험적으로 측정된 값사이에는 약간의 차이가 있었다. 그 원인은 수치해석에서 가정한 모재와 실제 용접시 용접성에 영향을 줄 수 있는 전극과 모재의 변형, 모재의 표면상태를 수치해석에서는 고려하지 않았고, 용융부 크기의 측정오차를 들 수 있다.

2) 일정한 용접 전류 하에서 용접시간이 증가함에 따라 용융부의 성장속도는 감소하는 경향을 나타냈는데, 이는 용접물 내부의 온도의 상승에 의한 저항의 증가로 용융부의 크기가 증가하지만, 용융부의 형성에 의한 통전로 면적의 증가로 인해 전류밀도가 감소하기 때문이다.

3) 용접전류가 13KA일 때, 용접시간이 14cycle에서 용융부 크기가 최대값을 나타냈고, 그 이상의 전류와 시간에서는 압입비의 증가로 인하여 더 이상 그 크기가 증가하지 않았다.

4) 용접전류 및 용접시간의 증가에 따른 용융부 크기의 증가가 전단인장시험에서 나타난 전단인장강도값과 비례하여 증가하였다.

후 기

본 연구는 포항제철 연구비 지원에 의하여 수행되었습니다. 이에 감사를 드립니다.

참 고 문 헌

1. I. W. Johnson : Spot Welding of Carbon Steel, Welding Res. Suppl., Mar., (1960), pp. 89-s
2. 金伎徹, 李鍾鳳, 金永植 : 鍍金鋼板의 點 銲接性 研究, 대한금속학회지, Vol. 20, No. 2, (1982), pp. 33
3. E. W. Kim and T. W. Eagar : Measurement of Transient Temperature Response during Resistance Spot Welding, Welding Res. Suppl., Aug., (1989), pp. 303-s
4. J. A. Greenwood : Temperature in Spot Welding, Brit. Welding J., June, (1961), pp. 316
5. Rice, W. and Funk, E. J. : An Analytical Investigation of the Temperature Distributions during Resistance Welding, Welding J., Vol. 46, (1967), pp. 117
6. J. E. Gould : An Examination of Nugget Development during Spot Welding, Using Both Experimental and Analytical Techniques, Welding Res. Suppl., Jan., (1987), pp. 1-s
7. Metcchell, A. R. : Computational Methods in Partial Differential Equation, London, England, John Willey & Sons, (1969)
8. H. S. Cho and Y. J. Cho : A Study of the Thermal Behavior in Resistance Spot Welds, Welding Res. Suppl., June, (1989), pp. 236-s
9. Bonacina, C., Comni, G., Fasano, A. and Primmecio, M. : Numerical Solution of Phase-Change Problems, Int. J. Heat & Mass Transfer, Vol. 16, (1973), pp. 1825
10. W. F. Savage, E. F. Nippes and F. A. Wasell : Dynamic Contact Resistance of Series Spot Welds, Welding J., Feb., (1978), pp. 43-s
11. S. A. Gedeon and T. W. Eagar : Resistance Spot Welding of Galvanized Steel, Part II. Mechanisms of Spot Weld Nugget Formation, Metall. Trans. B, Vol. 17B, Dec., (1986), pp. 887
12. 松山 : 銲接技術, Vol. 33, (1985), pp. 26
13. 류병길, 강춘식 : Galvannealed Steel의 점 용접 성에 관한 연구, 대한용접학회지, Vol. 5(1), (1987), pp. 64
14. M.Sudo, S.Nomura, T.Mizoguchi and Y.Tanaka : 鐵 と 鋼, Vol. 68, (1982), pp. 1410