

유한요소 모델링을 이용한 아크 스폿 용접의 너깃 형상 예측

황종근* · 장경복** · 김기순*** · 강성수****

Prediction of Nugget Shape by Finite Element Modeling in Arc-spot Welding

J.K. Hwang*, G.B. Jang**, K.S. Kim*** and S.S.Kang****

Key Words : Shape of weld nugget(용접부 너깃 형상), Arc-spot welding(아크 스폿 용접), Finite Element Model(유한요소 모델), Element rebirth technique(요소 재생성기술), Phase transformation(상변태), Boundary conditions(경계조건)

Abstract

The shape of weld nugget in arc spot welding of 304 stainless steel was found by searching thermal history of a weld joint through a three-dimensional finite element model. The problem consists of one in which the finite element mesh is growing continuously in time in order to accomodate metal transfer in arc spot welding using element rebirth technique. The analysis was performed on the basis of experimental results.

The finite element program MARC, along with a few user subroutines, was employed to obtain the numerical results. Temperature-dependent thermal properties, stir effect in weld pool, effect of phase transformation, and the convective and radiative boundary conditions are included in the model. Numerically predicted shape of weld nugget is compared with the experimentally observed shape.

1. 서 론

자동차나 철도 차량 등의 외부 차체에는 저탄소 강판, 알루미늄 합금판 및 스테인리스 강판 등이 사용되어지고 있으며, 이러한 차체 구조의 접합에는 저항 점 용접, 아크 용접, 레이저 용접 등의 접합법이 이용되

고 있으며, 이 중 저항 점용접과 아크 용접이 널리 사용되고 있다. 저항 점용접은 저항 발열을 이용하여 용접을 행하기 때문에 판재의 두께가 두껍거나 용접지점의 간격이 허용 한도보다 좁을 경우 원하는 작업 결과를 얻기가 어렵게 된다. 더욱이 접합부의 양쪽 면에서 동시에 가압을 가해주어야 하기 때문에 형상에 따라 작업의 제한을 받는 단점이 있다. 이와 같이 저항 점용

* 1998년 11월 3일 접수

* 비회원, 한국 원자력 연구소

** 학생회원, 부산대학교 정밀기계공학과 대학원

*** 비회원, 부산대학교 정밀기계공학과 대학원

**** 정회원, 부산대학교 기계기술연구소

• 장경복:janggb@hyowon.pusan.ac.kr

접의 사용이 제약을 받을 경우, 일반적으로 아크 스폿 (arc spot) 용접이 이용된다.¹⁾

아크 스폿 용접이란 접합되어야 할 두 판재 중 한쪽에 구멍을 뚫은 후 그 구멍을 통해 용탕을 채워 판재를 접합시키는 용접법으로 플러그 용접(plug welding)이라고도 한다. 이 방법은 판재의 한쪽 면만을 통한 접합이 가능하며, 약 6.4mm 두께의 강판까지 겹치기 용접이 가능한 것으로 알려져 있다.²⁾ 이러한 아크 스폿 용접은 접합부의 한쪽 면만을 가압해 주면 되므로 양쪽면을 동시에 가압해야 하는 저항 점용접 보다 형상의 제약을 적게 받으며 두꺼운 판재까지 용접이 가능하므로 그 사용 가능 범위는 상당히 넓다고 할 수 있다. 이와 같은 이점에도 불구하고 아크 스폿 용접에 대한 연구는 용접 변수와 최적 용접 조건과의 관계³⁾, 인장 전단 시험편에 대한 강도 평가⁴⁾, 아크 스폿 용접에 의한 조립보의 굽힘 강도에 관한 연구⁵⁾ 등의 실험적인 연구에 의존하고 있다.

그런데, 아크 스폿 용접의 생산성 향상 및 적용성의 확대를 위해서는 공정 자동화가 필수적이며 이를 위해서는 각종의 실험 데이터를 바탕으로 한 용접 공정의 시뮬레이션을 통하여 각종 용접 변수들의 체계적인 검토를 수행함으로써 용접부의 신뢰성 확보가 이루어져야 한다. 그러나, 아크 스폿 용접 공정의 시뮬레이션을 위한 수치적 모델링에 관한 연구는 아직까지 국내외적으로 보고된 바가 없고, Blodgett⁶⁾이 아크 스폿 용접에서 입열량의 증가와 예열 온도의 증가가 냉각 속도에 미치는 영향을 조사하기 위하여 냉각속도를 계산하는 컴퓨터 모델을 개발한 바가 있다.

아크 스폿 용접은 기본적으로 GMAW(Gas Metal Arc Welding)과 유사하나, 용접열원의 이동이 없고 입열이 스폿에 집중되기 때문에 GMAW 보다 짧은 시간에 고입열이 이루어진다는 점이 다르다. GMAW의 공정에 대한 수치적 모델링에 관해서는 70년대 부터 많은 연구⁷⁻¹⁰⁾가 진행되어 왔으나, 대부분 2차원으로 단순화된 형태의 수치적 모델이었다. 그러나, Andersson과 Karlsson¹¹⁾이 지적하였듯이 용접에 의한 열적·기계적 반응을 정확하게 해석하기 위해서는 3차원 해석을 필요로 한다. 이러한 3차원 과도 열전달 (Three dimensional transient heat transfer)에 대해서는 컴퓨터의 발달 속도에 힘입어 80년대 말부터 연구 수행이 가능하였으며, 특히 Tekriwal, Mazumber¹²⁾는 GMAW 공정에서 3차원 이동하는 과도 열원에 대한 열전달 해석을 수행함으로써 용융부 및 열영향부의 크기를 수치적으로 예측하였다.

그러므로, 본 연구에서는 GMAW 공정의 수치적 모델링에 적용되는 개념을 기초로 하여 아크 스폿 용접

공정에 적용할 수 있는 유한요소 모델을 정립하여 접합부의 형상을 예측하고 이를 실험적인 데이터와 비교하여 그 타당성을 살펴보고자 하였다.

2. 실험재료 및 용접조건

본 연구에서 피용접재로 경량화, 내식성이 중요시되는 철도 차량의 차체에 주로 사용되는 스테인리스강 (STS 304, 두께 2mm)를 사용하였다. Table 1은 피용접재의 화학 성분을 나타낸다. 실험을 위한 용접 시험편은 반자동 아크 용접기(Gas Metal Arc Welder)인 Miller사의 Millermatic 250MP를 이용하여 제작하였으며 용접 와이어는 JIS Z3323에 규정되어 있는 0.9mmφ YF 308를 사용하였다. 그리고, 보호 가스로는 Ar(95%)+CO₂(5%)의 혼합가스를 사용하였다. 시험편의 형상은 Fig.1에 나타내었으며, 플러그 용접 시험편 상판의 구멍크기와 접합부의 크기와의 관계를 조사하기 위해 구멍의 직경을 6mm, 6.5mm, 7mm의 세 가지 종류로 하였다.

Table 1. Chemical composition of base metal

Material	Chemical composition (wt%)					
	C	Si	P	S	Ni	Cr
STS 304	0.08	1.00	0.045	0.03	8.13	18.20

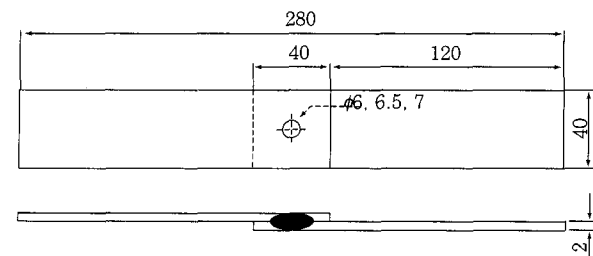


Fig.1 Shape and dimension of plug welding specimen

용접조건은 304 스테인리스강의 플러그 용접성에 대하여 보고된 바 있는 황종근, 장경복, 강성수 의 연구 결과¹³⁾를 참조하였으며 사용되어진 용접조건은 용접 전압 26V, 전류 160A, 그리고 용접 시간은 2.5초이다.

3. 유한요소 모델

본 연구에서는 아크 스폿 용접 공정을 3차원 유한요소 모델을 이용하여 해석하였다. 유한요소 해석은 상용 코드인 MARC를 이용하여 수행하였으며, 본 연구의 목적은 아크 스폿 용접부의 접합부 형상의 정확함

예측이므로 응력해석은 수행하지 않고 열해석(thermal analysis)만을 수행하여 용접 공정 동안의 정확한 온도 사이클을 획득하는 데에 초점이 맞추어졌다. 즉, 용접 공정 동안의 정확한 온도 사이클을 획득하여 STS 304의 고상 온도를 넘어서는 절점을 구하여 이 부분이 용접부를 형성하는 것으로 간주하여 접합부의 형상을 예측하였다.

아크와 용융부 사이의 열전달 및 용융부에서의 열 흐름의 정확한 모사를 위해서는 용융부에서 모재로의 열전도 뿐만 아니라 용융부 표면에서의 대류, 복사, 증발에 의한 열손실, 그리고 상변태에 의한 열변화 등이 수치적으로 명확하게 이해되어야 한다. 그러나, 이것은 실질적으로 불가능하기 때문에 수치적인 계산의 기초 위에 실험적인 데이터를 이용한 조절(tuning)이 필요하다.¹⁴⁾ 그러므로, 본 연구에서도 실험적인 데이터에 의한 다양한 조절이 적용되었다.

해석상의 전체적인 흐름은 Fig2와 같다.

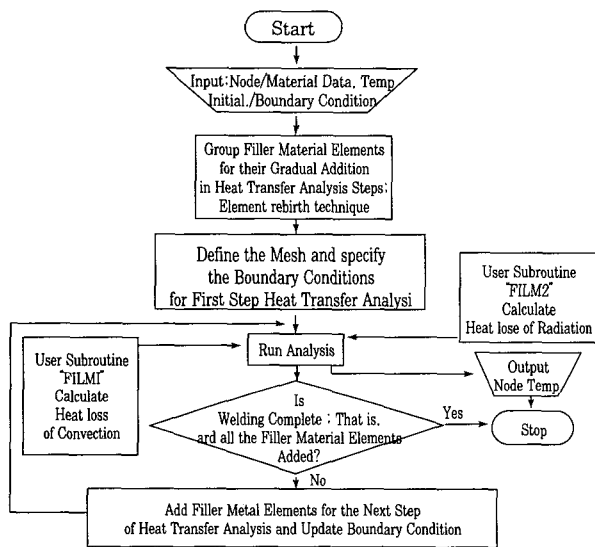


Fig. 2 Flow chart for computation scheme

3.1 요소형성 및 경계조건

일반적으로 용접 공정의 열해석에서 입열이 이루어지는 부분에서는 급격한 온도 구배가 발생하기 때문에 요소를 미세하게 분할하는데, 아크 스폿 용접의 경우 입열이 스폿에 집중되기 때문에 더욱 미세한 요소를 필요로 한다. 사용되어진 요소는 3차원 열해석에 일반적으로 사용되는 8절점 블록 요소(8 node brick element)이며, 요소의 총수는 3576개이고 절점의 총수는 5195개이다. Fig.3는 이러한 요소의 형상을 나타낸다.



Fig. 3 Mesh generation

Table 2에는 열해석에서 사용된 각종의 입력 데이터 중 일정한 값으로 표현된 값을 나타내었다. 복사와 자연 열대류 계수는 실질적으로 열해석에 있어서 큰 영향을 미치지 못하므로 일정한 값으로 입력하였다. 그리고, 재료의 열적 물성치인 비열, 열전도도는 열해석에 상당히 큰 영향을 미치기 때문에 해석의 정확성을 위해 온도의 함수로서 입력하였다. 특히, 열전도도의 경우 용융 금속에서의 섞임 효과(stir effect)를 모사하기 위해 용점을 초과한 온도영역에 대해서는 상당히 큰 값을 적용하였다. Andersson¹⁵⁾은 이러한 방법을 활용함에 있어 용점을 넘어서는 온도에서부터 바로 고상 영역에서의 값보다 10배 정도 큰 값을 적용하였다. 그러나, 이러한 형태는 고상과 액상 영역에서의 해석에 있어 수렴성이 떨어지고 실질적이지 못하므로, 본 연구에서는 용점 이상의 액상 영역에서도 3000℃까지 선형적으로 증가하는 것으로 표현하였다. Fig.4는 이처럼 온도의 함수로 입력된 비열과 열전도를 나타낸다.

Table 2. Input data for thermal analysis

Film coefficient(h)	Stefan-Boltzman coefficient(σ)	Emissivity (ϵ)	Latent heat of fusion(L_f)
0.001 W/cm ² °C	5.6697×10 ⁻¹² W/cm ² °C ⁴	0.7	2.65×10 ⁵ J/kg

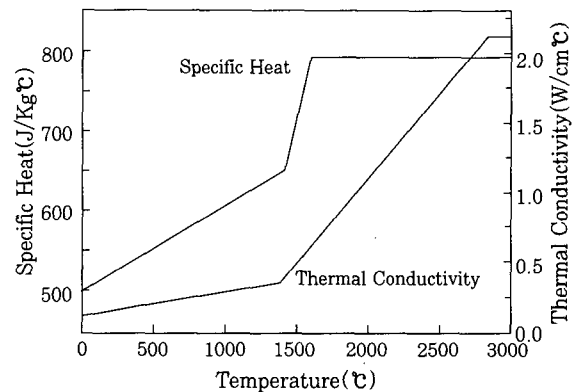


Fig. 4 Thermal properties of material used

그리고, 일반적으로 상변태에 의한 효과는 잠열과 비열의 두가지 형태로 구현될 수 있다. 비열의 경우는 상변화 구간에서의 정확한 비열의 변화가 실험적인 데이터로 충분히 확보되어 있을 때 가능하므로 본 연구에서는 잠열의 형태로 구현하였다. 즉, 고상과 액상의 상변화에 의한 효과를 재료의 액상과 고상 온도 사이에

서 잠열이 일정하게 해방되어지는 형태로 구현하였다.

해석을 위한 경계조건으로는 우선 초기에 주어지는 모든 절점에서의 온도를 대기 온도인 20℃로 하였으며 입열 후의 열손실은 주로 자연 대류와 복사에 의해 이루어지는 것으로 간주하였다. 여기서, 자연 대류에 의한 열손실은 다음과 같은 식으로 표현될 수 있으며 이는 서브루틴 FILM1에서 계산되어진다.

$$q = h(T_s - T_\infty) \tag{1}$$

여기서, h 는 자연 대류 계수이고, T_s 는 표면온도이며, T_∞ 는 주위온도이다. 그리고, 스테판 볼츠만 법칙에 의한 복사 손실은 실질적으로 복사가 발생하는 면과 면이 마주 보는 각도등을 고려해 주어야하기 때문에 본 연구에서는 다음과 같은 간단한 수치적 조작에 의하여 비선형 자연대류로 변환하여 서브루틴 FILM2에 의해 계산되어진다.

$$q = \sigma \epsilon (T_s^4 - T_\infty^4) = \sigma \epsilon (T_s^4 + T_s^3 T_\infty + T_s^2 T_\infty^2 + T_s T_\infty^3 + T_\infty^4)(T_s - T_\infty) = H(\sigma, \epsilon, T_s, T_\infty)(T_s - T_\infty) \tag{2}$$

여기서, $H(\sigma, \epsilon, T_s, T_\infty)$ 는 등가 대류계수(equivalent convection coefficient)이다.

3.2 열입력 모델

아크로 부터의 열입력을 정확히 모델링하는 것은 상당히 중요한 작업이다. 왜냐하면, 이러한 열입력 모델은 직접적으로 온도분포와 냉각률, 용융부의 크기, 열영향부의 크기등에 영향을 미쳐 결과적으로 용접부 조직과 강도에 까지 영향을 미치기 때문이다.^{16,17)} 본 연구에서의 입열 모델은 보호가스(Ar(95%) + CO₂(5%))의 특성에 따라 Fig.5와 같은 형태의 모델을 구성하였다. 스테인리스강의 경우 표면의 산화를 방지하기 위하여 아르곤과 이산화탄소 또는 아르곤과 헬륨의 보호가스를 사용하는데 헬륨보다는 무거운 아르곤이 평면 위치에서의 용접에 유리하기 때문에 본 연구의 경우 아르곤과 이산화탄소의 혼합가스가 사용되었다. 그런데, 아르곤 아크 플라즈마는 특성상 용접 비드가 넓고 얇게 형성되기 때문에 이를 기준으로 입열 모델을 구성하였다.

상판 구멍의 직경이 6, 6.5, 7mm의 세 종류이므로 동일 용접조건일 때 상판 구멍 직경이 접합부 직경의 크기에 미치는 영향을 파악하기 위해 일차적으로는 각각의 상판 구멍의 직경만큼 입열이 이루어지는 것으로 간주하였고 다음은 혼합가스의 특성상 상판 구멍 직경

보다 넓은 영역에서 입열이 이루어지는 것으로 간주하였다. 이렇게 구성된 입열 모델을 Fig.5에 나타내었다. 그리고, 해석의 정확성을 위해 상판의 구멍에 용접 금속이 형성되는 효과를 고려하고자 요소 재생성 기술(element rebirth technique)이 사용되었다. 이것은 Fig.5의 입열 모델에서 Q_1 이 입열되는 동안에는 Q_2 가 입열될 부분중 상판 구멍 직경 크기내의 요소는 실질적으로 형성되기 전이므로 비활성화 되어있고 Q_2 가 입열될 때 활성화 되도록 하는 것이다. 또한, 해석상의 정확성을 위해 수렴의 기준을 한번의 증분에 대하여 허용하는 최대 온도변화를 20℃로 하였다.

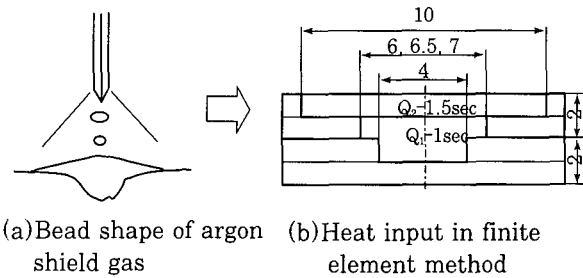


Fig.5 Heat input model

해석상의 입열량은 3차원 해석이므로 체적 입열(volume flux)을 적용하여 다음과 같이 계산하였다.

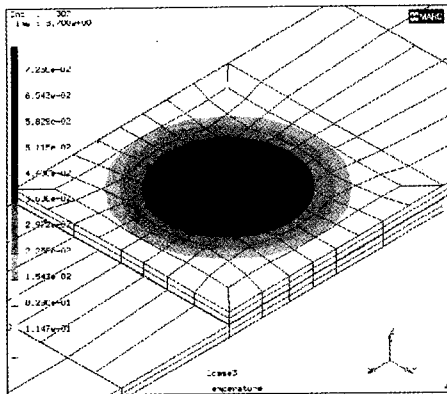
$$Q = \eta EI/V. \tag{3}$$

여기서, η 은 아크 효율로서 0.85, E 는 아크 전압(Volts), I 는 아크 전류(Amperes), V 는 입열되는 비드 요소의 체적이다.

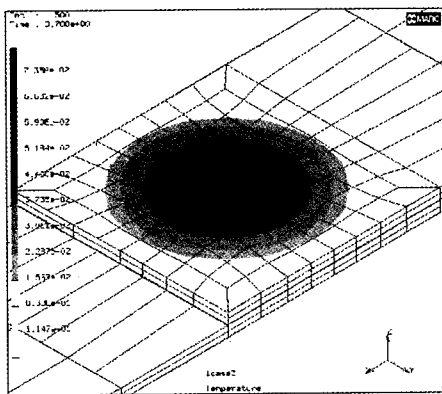
4. 결과 및 고찰

우선 아크 스폿 용접시편의 경우 겹쳐지는 부분(4cm)만 좌·우 대칭이고 그 외는 비대칭이기 때문에 이러한 좌·우 비대칭 열전달이 실제로 발생하는지 확인하기 위해 비대칭 열전달이 시작되는 시점의 시편의 온도 분포를 Fig.6에 나타내었다. 그림에서 알 수 있듯이 시편의 연결성이 끊어지는 부분으로의 열전달이 연결되어 있는 부분 보다 더 빨리 발생하고 있음을 알 수 있다.

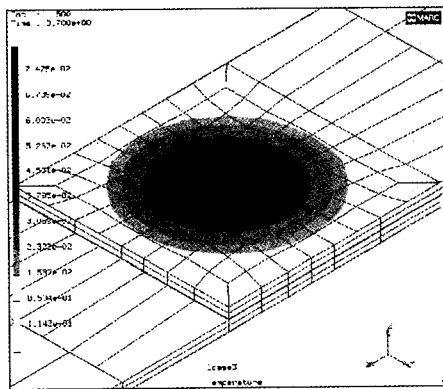
Fig.7(a)은 상판 직경이 6mm일 경우의 접합부 단면의 절점 번호, Fig.7(b)는 용접 공정 동안 STS304의 고상온도 1400℃를 넘어서거나 이에 가까운 온도까지 도달하는 절점의 온도 사이클을 나타낸 것이다. 여기서 절점 2807은 용접 공정 동안 1400℃가 넘어서기 때문에 용융되는 영역으로 볼 수 있고 절점 162



(a)6mm hole diameter



(b)6.5mm hole diameter



(c)7mm hole diameter

Fig.6 Temperature distribution with hole diameter in upper plate

는 1400℃에 미치지 못하므로 용융되지 않은 부분으로 볼 수 있다. 그러므로, 접합부는 상표면에서는 절점 2807과 162 사이에서 형성됨을 예측할 수 있다. 상·하판 사이의 경계면에서는 절점 3537은 1400℃에 달하고 3727은 이에 미치지 못하므로 접합부가 절점 3537과 3727사이에서 형성되고 있으며, 하표면의 경우는 절점 3194와 3198 사이에서 형성된다고 예측할 수 있다. Fig.7(c)는 이렇듯 계산에 의해 예측되어

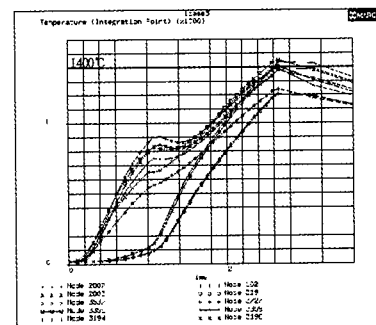
진 접합부의 형상과 실제 측정에 의해 얻어진 형상을 나타낸 것이다. 전체적으로 잘 일치하고 있으나 상·하판 표면에서 다소의 차이를 나타내고 있는데 이것은 두께 방향(z방향)으로의 요소의 크기가 길이나 폭 방향으로의 요소 크기 보다 상대적으로 커서 두께 방향으로의 입열이 좀 더 세분화하지 되지 않았기 때문인 것으로 판단된다.

Fig.7(b)의 온도 사이클을 보면 해석이 입력되어진 대로 수행되었는지를 판단할 수 있다. 상판 절점(2807, 162, 2803, 319)의 경우는 입열 Q_1 이 이루어질 때 상판 구멍 직경 6mm 내의 요소가 비활성화되어 있으므로 열전도가 입열 Q_1 의 열을 직접 받는 상·하판 사이의 절점(3537, 3727)보다 Q_1 이 이루어지는 시간 동안은 온도의 상승이 적음을 알 수 있고, 하판의 절점(3194, 3198, 3355, 3359)의 경우는 입열 Q_1 이 이루어지는 동안에는 직접적인 입열을 받으므로 급격한 온도상승을 보이다가 입열 Q_2 가 이루어지는 순간에는 Q_2 의 열을 직접적으로 받지 않기 때문에 일정 온도로 다소 유지되다가 입열 Q_2 의 영향을 본격적으로 받기 시작하면서부터 다시 급격한 온도 상승이 이루어지고 있음을 확인할 수 있다.

Fig.8은 상판 구멍 직경이 6.5mm, Fig.9는 7mm

Diameter(mm)		4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15											
2099	1039	1044	1055	1059	1060	1061	1453	1455	1459	1463	1883	1887	2077	2079	2268	2269	2461	2463	2633	2635	2807	162	4660	4662
3033	1033	1037	1043	1046	1233	1233	1443	1451	1487	1491	1879	1883	2071	2073	2261	2263	2453	2459	2647	2651	2803	319	4633	4637
3294	1032	1036	1044	1048	1232	1234	1446	1456	1496	1499	1890	1893	2077	2079	2269	2270	2469	2470	2667	2668	2810	319	4637	4638
3913	2913	2922	2927	2931	3060	3067	3195	3199	3333	3339	3339	3339	3721	3723	3911	3913	4105	4109	4297	4301	4433	744	4665	4669
2914	2914	2923	2926	2928	3054	3064	3194	3198	3354	3354	3358	3358	3720	3724	3913	3912	4104	4106	4296	4300	4433	462	4664	4668

(a)node number



(b)thermal cycle



(c)nugget shape

Fig.7 Node number, thermal cycle, and nugget shape for 6mm hole diameter in upper plate

일 때의 데이터를 나타낸 것이다. 상판 구멍의 직경이 커짐에 따라 접합부의 직경이 증가하고 있음을 알 수 있다. 그런데, 하판에서의 용접부가 증가하여 직경 5mm를 넘어서고 있음을 알 수 있다. 여기서 5mm는 실험적으로 상판 직경이 증가함에 따라 한정된 시간에 용접금속이 채워야할 양이 많아져 상판에는 용입부족 현상이 발생하고 하판에서는 용접금속의 양은 많아져 하판의 하표면에서 용락 현상이 발생하기 시작하는 하판의 직경이다. 이러한 기준은 실험 데이터에 근거한 것이다.¹³⁾ 즉, 실 용접시 하판에서 용접금속의 용락 현상이 발생하기 시작하는 직경이 대략 5mm 정도이다. 그리고, 직경의 증가에 따른 상판에서의 용입부족 현상은 해석상의 결과에서도 관찰되고 있다. 즉, Fig.7(c), 8(c), 9(c)로 갈수록 상판 표면의 접합부 직경은 다소 줄어들고 있는 반면 하판 표면의 직경은 계속적으로 증가하고 있음을 확인할 수 있다. Fig.10는 각각의 시편에 대해 해석에 의해 예측되어진 접합부 형상을 함께 나타낸 것이다. 상판 구멍 직경이 증가함에 따라 상표면의 접합부 직경은 열이 하판으로 전달되는 열이 많기 때문에 조금씩 줄어들고 있고, 접합부 직경은 조금씩 증가하고 있으며 하표면의 직경은 다소 크게 증가하고 있음을 알 수 있다. 그러므로,

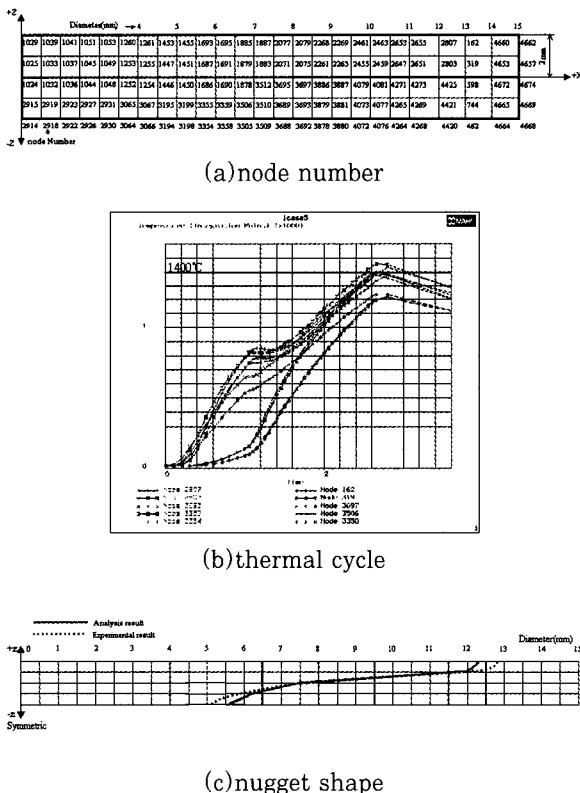


Fig. 8 Node number, thermal cycle, and nugget shape for 6.5mm hole diameter in upper plate

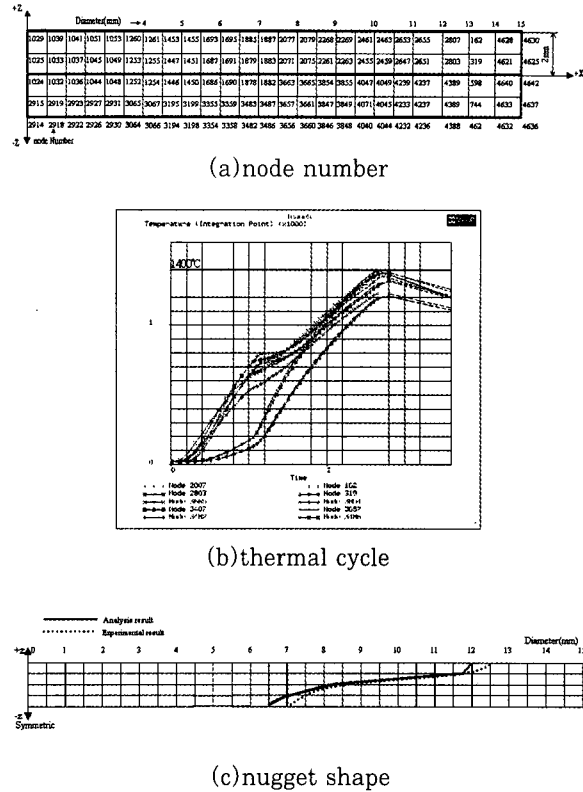


Fig.9 Node number, thermal cycle, and nugget shape for 7mm hole diameter in upper plate

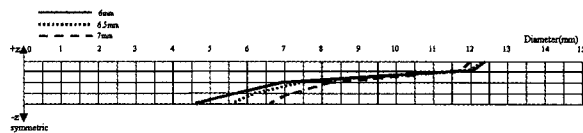


Fig.10 Comparison of analysis results in nugget shape

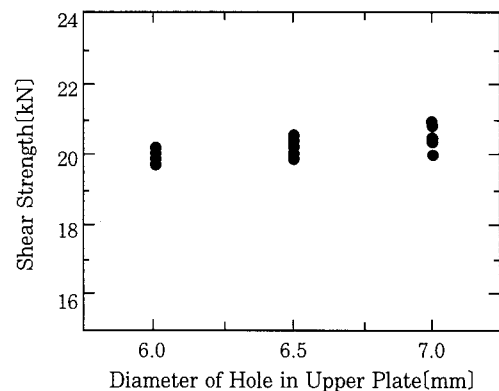


Fig.11 Tensile shear strength with hole diameter in upper plate

6.5mm, 7mm 직경의 경우 접합부의 직경은 6mm보다 클지라도 모두 하판에서 용락 현상이 발생하기 때문에 두께 2mm인 STS 304의 아크 스폿 용접에서

상판구멍은 6mm가 가장 적당함을 해석상으로도 알 수 있으며 이는 Fig.11의 상판구멍 직경에 따른 인장전단강도의 분포의 실험적인 결과¹³⁾에서도 알 수 있다. 즉, 전반적으로 인장전단강도는 비슷한 수준이지만 상판구멍의 직경이 증가함에 따라 상판에서의 용입부족 현상으로 인해 용접부의 상태가 일정하지 않아 데이터의 산포범위가 넓게 나타나고 있다.

5. 결 론

아크 스폿 용접부의 접합부 형상을 예측하기 위한 유한요소 모델을 정립하기 위해 실험적인 데이터를 바탕으로 3차원 유한요소 열해석을 수행한 결과 다음과 같은 결과를 얻었다.

- 1) 본 연구에서는 보호가스에 따른 입열 모델, 요소 재생성 기술, 잠열을 통한 액상과 고상의 변태 및 열전도도를 이용한 용융부의 혼란효과의 고려 등으로 정확한 열해석을 수행할 수 있었다. 특히, 열전도도의 경우 용접이상에서 바로 일정한 큰 값을 지나는 것이 아니라 이 구간에서 선형적으로 증가하는 것으로 가정하였다.
- 2) 상판 구멍 직경의 증가에 따라 접합부 직경은 증가하였으나, 하판으로 전달되는 열이 많아져 상판 표면에서는 용입부족 현상이 하판에서는 용접금속의 용락 현상을 실험적인 결과에서뿐만 아니라 해석상의 결과에서도 확인할 수 있었다.
- 3) 유한요소 모델을 통하여 예측되어진 접합부의 형상은 실험에 따른 접합부의 형상과 상당히 좋은 일치성을 보여주었다.

참 고 문 헌

1. 現代自動車(株), “電氣抵抗熔接”, (1985) pp.3-60.
2. 英國熔接學會, “自動炭酸가스熔接”, (1984).
3. W. P. Blankenship, etc. “Evaluation of GMA Spot Welding for Assembly of High Performance Sheet Steel Structure”, Welding Journal, March (1983), pp.27-33.
4. 小野英彦, “鋼のCO₂아크스폿熔接(第1報)”, 熔接學會誌, 第51卷(1982), 第7 pp.604-609.
5. 한명수, 한종만, 이준열, “CO₂ 아크스폿 용접법에 의한 조립보의 굽힘강도에 관한 연구” 대한용접학회지, 제 15권, 제 4호, (1997), pp.369-379.
6. O. W. Blodgett, “Calculating Cooling Rates of Arc Spot Welds”, Welding Journal, December, (1987), pp.17-31.
7. T. Muraki, J.J. Bryan, and K. Masubuchi, “Analysis of Thermal Stresses and Metal Movement During Welding”, Journal of Eng. Materials and Tech. ASME, (1975), pp.81-91.
8. H.D. Hibbit, and P.V. Marcal, “A Numerical Thermo-mechanical Model for the Welding and Subsequent Loading of a Fabricated Structure”, Computers and Structure, (1973), pp.1145-1174.
9. R.E. Nickell, and H.D. Hibbit, “Thermo-mechanical Analysis of Welded Structures”, Nuclear Eng. and Design, (1975), pp.110-120.
10. E. Friedman, “Thermo-mechanical Analysis of the Welding Process Using the Finite Element Method”, Journal of Press. Vesel Tech. ASME, Series J, 97(3), (1975), pp.206-213.
11. B. Andersson, and L. Karlsson, “Thermal Stresses in Large Butt-Welded Plates”, Journal of Thermal Stresses, Vol.4, (1981), pp.491-500.
12. P. Tekriwal, J. Mazumder, “Finite Element Analysis of Three Dimensional Transient Heat Transfer in GMA welding”, AWS, July, (1988), pp.150-156.
13. 황종근, 장경복, 강성수, “304 스테인리스강의 Plug 용접성에 관한 연구”, 대한용접학회지, 제 16권, 제1호, (1998), pp.55-62.
14. K.W. Mahin, W. Winter, and T.M. Holden, “Prediction and Measurement of Residual Elastic Strain Distribution in Gas Tungsten Arc Welds.”, AWS, September, (1991), pp.245-260.
15. B.A.B. Andersson, “Thermal Stresses in a Submerged-Arc Welded Joint Considering Phase Transformation”, Transaction of ASME, Vol. 100, Oct., (1978), pp.356-362.
16. 심용래, 이성근, “용접 잔류응력 해석을 위한 Heat Input Model 개발”, 대한용접학회지, 제 11권, 3호, (1993), pp.110-123.
17. Y. SHIM, Z. FENG, “Determination of Residual Stress in Thick-section Weldments”, Welding journal, 9, (1992), pp.305-312.