

저항 용접을 이용한 금속 샌드위치 판재 접합에 관한 연구 : Part 2 - 공정해석

이 상 민* · 김 진 범** · 나 석 주**

*삼성전자 기술총괄 메카트로닉스 연구소

**한국과학기술원 기계공학과

A Study on the Resistance Welding of Metallic Sandwich Panel : Part 2 - Process Analysis

Sang-Min Lee*, Jin-Beom Kim** and Suck-Joo Na**

*Mechatronics Center of Samsung Electronics, Suwon 442-742, Korea

**Department of Mechanical Engineering, KAIST, Daejeon 305-701, Korea

Abstract

In part 1, optimal process parameters such as thickness of stopper and welding time are achieved to produce high strength ISB (Inner Structured and Bonded) panels. Developed process is different from the usual resistance welding process in the number of points welded at a time. In part 2, Numerical modeling for this new process is proposed and the variation of contact area with respect to the gap of electrodes is studied through FE analyses. Besides, it is tried to figure out the welding nugget formation and proper distance between welding points. FE analytic results show that inner structures are melted more than skin plate, and current distribution between points to be welded can be controlled by distance welding points. Comparison of some FE analytic results with corresponding experimental results could confirm the validity of the proposed numerical modeling.

* Corresponding author : sjna@kaist.ac.kr

(Received June 10, 2005)

Key Words: Sandwich panel, ISB panel, Resistance welding, Ultra-light structure, Contact resistance, FE analysis

1. 서 론

ISB 판재란 금속 샌드위치 판재의 일종으로 미세 구조를 갖는 내부 구조물을 두 판 사이에 위치시켜 서로를 접합한 판재를 말한다. 전체 두께가 1~3mm 이내이며, 내부구조재가 강성 및 강도를 증가 시키는 반면, 부피의 대부분이 비어 있어 비강도 및 비강성이 크게 개선된 판재이다¹⁾. 전기 저항을 이용한 ISB 판재 제작 공정은 일반 점용접과 달리 1회 용접 시 여러 접점이 동시에 용접되는 등 기존의 방법과는 많은 차이가 있다. 일반적인 점용접 공정에서 접합부에서의 압력 또는 온도분포를 예측하고 분석하는 연구는 선행연구자들에 의해서 많은 부분이 행하여 졌으나²⁻⁷⁾, ISB 판재 제작

공정만이 가지고 있는 특성으로 인해 선행 연구결과를 본 공정에 적용시키는 것은 어려운 실정이다.

본 연구에서는 유한요소해석을 통해서 외부판재와 내부구조재의 접합면에서의 압력분포를 예측하고, 이를 바탕으로 열-전기해석을 통해서 용접부의 온도 분포를 예측하였다. 또한, ISB 판재 제작 공정에 있어서 현 용접부 주위의 이미 용접된 기존 용접부로 용접전류의 일부가 빠져나가는 무효분류의 영향을 방지하며 높은 접합강도를 유지할 수 있는 적절한 통전간격을 예측하였다.

2. 해석 방법 및 모델링

2.1 기계적 해석 및 실험

본 논문의 part 1에서 공정 변수로 선택된 스톱퍼

(stopper)의 높이는 용접시간 동안 전극 간격을 일정하게 유지시키며 내부구조재와 외부판재 사이의 접촉면적을 조절하고 압력을 간접적으로 제어하는 중요한 변수이다. 본 절에서는 기계적인 해석을 통하여 스톱퍼의 높이 변화에 따른 내부 구조물과 외부 판재의 접촉점에서 접촉면적의 변화와 접촉압력의 분포 및 변화를 예측하고 해석결과와 실험결과와 비교를 통해서 타당성을 검토하였다.

해석은 범용 해석 프로그램인 ABAQUS를 이용하여 수행 하였다. 모델은 part 1의 실험에서 쓰인 시편의 대칭성을 최대한 고려하여 간소화 시켜 Fig. 1과 같이 3-D모델링을 하였고 외부판재의 물성치는 탄성계수를 210GPa, 항복 응력을 240MPa로 설정하였으며 내부 구조물의 물성치는 탄성계수를 210GPa, 항복 응력을 400MPa로 설정하였다. 관심 영역은 외부판재와 내부 구조물 사이의 접촉면이기 때문에 접촉면에서는 요소를 세밀하게 나누었다. 본 해석에서는 사면체 요소 92374개와 육면체 요소 19100개 등 총 111474개의 요소를 사용하였으며 기계적 해석에는 약 4시간이 소요되었다. 경계 조건은 Fig. 2와 같이 하부 전극의 밑면을 고정

시키고 상부 전극의 윗면에 1초 동안 0.5mm 내려오도록 하였다.

실험은 본 논문의 part 1에서 설명한 독일 DALEX 사 용접기, 폴리카보나이트 소재의 스톱퍼 및 곡면전극을 사용하였다. 시편은 두께 0.3mm의 스테인리스 스틸을 외부판재로 이용 하였고 와이어 메시를 내부 구조물로 이용하였다. 시편의 전체 두께는 2.9mm며, 높이가 2.7, 2.6, 2.5, 2.4mm인 스톱퍼를 상부전극과 하부 전극 사이에 위치시키고, 전류를 가하지 않은 상태에서 시편을 가압할 때 시편 중심점에서의 접촉면적과 이웃하는 점에서의 접촉 면적변화를 관찰하였다. 접촉면적은 가압에 의해 내부 구조물과 외부 판재 사이의 접촉이 발생할 때 외부 판재에 생긴 압입형상을 관찰하고 장축과 단축의 길이를 측정하여 타원으로 근사하여 면적을 구하였다. 압입의 발생은 소성변형에 의해 발생하기 때문에 탄성 영역에서의 접촉은 무시되었다고 볼 수 있다. Fig. 3은 중심점과 이웃하는 점에서 생긴 압입형상의 예이다.

2.2 열-전기 해석

일반 점용접을 해석할 경우에는 열-전기적 해석과 기계적 해석을 미소 시간의 증분에 대해서 반복적으로 수행하는 방법을 통해 해석을 수행할 수 있다. 그러나 본 해석에서 사용한 모델은 3차원 형상이며 매우 복잡하기 때문에 위와 같은 해석을 수행하기에는 무리가 있다³⁻⁷⁾. 본 연구에서는 초기에 기계적인 해석을 통해 얻어진 접촉면의 압력과 접촉면적을 통해 접촉 저항을 계산하고, 변형된 형상을 이용하여 열-전기적인 해석에 필요한 모델을 생성하였다. 또한 생성된 모델을 이용하여 접점에서의 온도 분포와 전류의 분포에 대해 계산 하였다.

분류효과(shunt effect)를 알아보기 위해서는 Fig. 4와 같이 먼저 첫 번째 기계적 해석을 수행하여 접촉면에서의 압력 분포를 얻고 변형된 형상을 이용하여 첫 번째 열-전기 해석을 위한 모델을 형성하여 해석을 수행 하였다. 그리고 첫 번째 기계적 해석 결과의 변형된

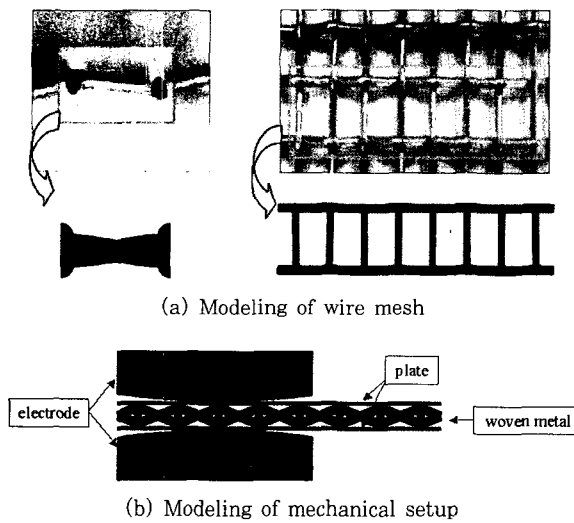


Fig. 1 3D modeling for mechanical analysis

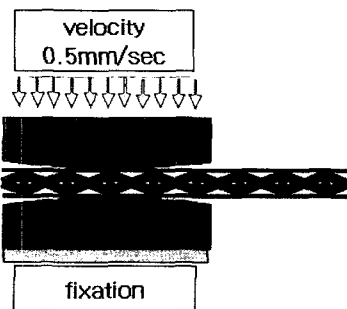


Fig. 2 Boundary condition of mechanical analysis

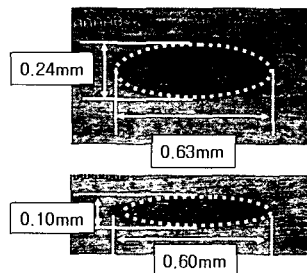


Fig. 3 Examples of indentation (upper: center point, downer: side point)

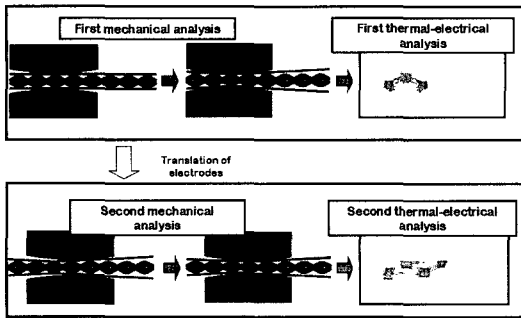


Fig. 4 Sequence of analysis

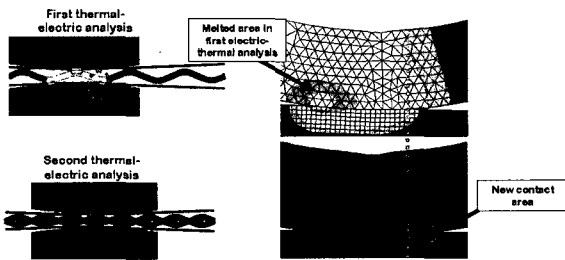


Fig. 5 New contact point

형상서의 분류효과를 알아보기 위한 해석에서는 선행접점의 접촉저항은 0으로 가정하고 해석을 수행한 경우가 있다⁸⁾. 그러나 본 해석에서 다루는 모델은 Fig. 5와 같이 선행접점에서 전극이 이동하여 용접이 이루어질 때 새로운 접촉 면적이 발생하기 때문에 선행 접점의 접촉 저항을 무조건 0으로 가정할 수 없다. 동일 접점에서 첫 번째 열-전기 해석 동안 녹는 온도까지 상승 했었던 노드와 녹는 점 까지는 올라가지 않았지만 온도가 높게 상승 했었던 부분 그리고 두 번째 기계적 해석 동안 새롭게 접촉이 발생한 부분들에 대하여 모두 고려한 접촉 저항을 계산해 줄 필요가 있었다.

접촉 저항은 다음과 같은 순서로 계산하였다. 첫 번째 열-전기 해석 시 녹는점 이상까지 온도가 상승한 노드에 대해서는 접촉 저항을 0으로, 녹는 점 까지 올라가지 않은 노드에 대해서는 앞서 해석했던 열-전기해석에서 온도가 올라감에 따라 감소했던 접촉 저항을 사용하였다. 새롭게 접하게 되는 노드에 대해서는 두 번째 기계적 해석에서 나온 접촉압력을 이용하여 접촉저항을 계산하였다. 처음 열-전기 해석에서 녹는점 이상 온도가 올라갔던 노드에 접촉 저항을 0으로 부여한 이유는 이미 용접이 되어서 접촉 저항이 없기 때문이다. 녹는 점 이상 온도가 상승 하지는 않았지만 온도가 상승했던 노드에 대해서 접촉 저항을 첫 번째 열-전기 해석 시의 온도 상승에 따른 접촉 저항의 감소된 값을 적용한 이유는 접촉 저항은 두 모재 사이의 접촉이 미세 돌기들에 의해 접해 있기에 발생하며 온도가 올라가면 접촉면의 미세 돌기들이 붕괴되어 접촉 면적이 증가하게 되고

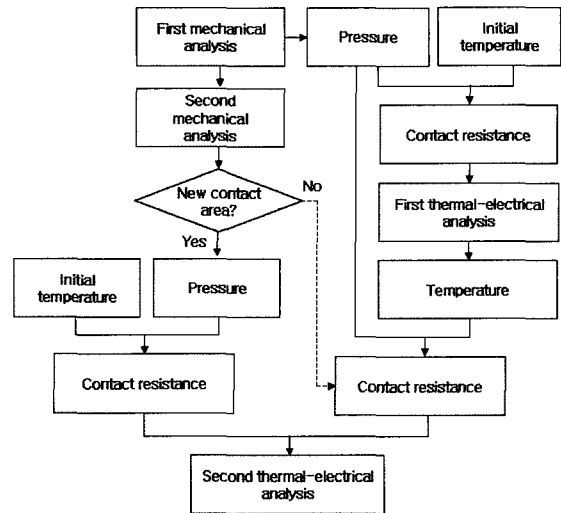


Fig. 6 Flow chart for analysis

결과적으로 접촉 저항은 작아지기 때문이다⁴⁾. 계산과정의 순서도를 Fig. 6에 제시하였다.

초기에 기계적 해석에서 사용한 모델은 실험에서 쓰인 시편의 대칭성을 최대한 고려하여 3차원 모델링을 하였다. 외부판재의 물성치는 탄성계수를 210GPa, 항복 응력을 240MPa로 설정하였으며 내부구조물은 탄성계수를 210GPa, 항복 응력을 400MPa로 설정하였다. 경계 조건은 하부 전극의 밑면을 고정 시키고 상부 전극의 윗면에 1초 동안 0.5mm 내려오도록 하였다. Fig. 7은 생성된 모델과 경계조건을 설명한 그림이다.

접촉 저항은 저항 용접 시 초기 발열의 주원인이 되기 때문에 저항 점용접을 해석함에 있어 접촉 저항의 모델은 매우 중요하다. 본 해석에서는 선행 연구자들이 저항 점용접을 해석하기 위하여 사용한 모델을 변형시켜 이용하였다. J. A. Khan³⁾이 제시한 모델은 초기 가압에 의한 접촉저항과 고상선(solidus)에서의 접촉저항도 측정 해야만 하는 단점을 가지고 있다. 기존에 이루어진 저항 점용접 시 초기 가압에 의한 접촉저항에 대한 대부분의 연구에서는 초기 접촉저항을 측정하여 그 평균치를 계산에 사용하였다. 그러나 본 연구에서는 가압에 의한 접촉면이 여러 개가 존재하고 각각의 접촉

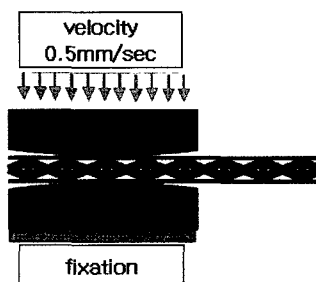


Fig. 7 3-D modeling for mechanical analysis

면에서의 압력에 차이가 있기 때문에 위의 결과들을 적용시키기에는 어려움이 있다. 2001년 S. S. Babu⁴⁾는 단위 면적당 접촉 저항을 미시적 관점에서 두 접촉면의 미세 돌기에 의한 실 접촉면적의 감소가 접촉 저항의 주원인이라는 Green wood가 제안한 식을 FEM 해석에 적용 할 수 있도록 변형시켰다. S. S. Babu가 제안한 모델을 이용하면 압력과 온도가 변할 때에 단위 면적당 접촉저항의 계산이 가능하다. S. S. Babu의 모델을 20℃, 통전이 이루어지기 전의 가압에 의한 접촉 저항 계산에만 적용을 시켰다. 20℃에서 압력변화에 의한 단위면적 당 접촉저항 변화는 Fig. 8과 같다.

열-전기 해석을 위한 모델은 각각의 기계적 해석의 결과로 나온 변형된 형상을 대칭성을 고려하여 최대한 간소화 시켜 사용 하였다. 해석에 사용된 물성치는 외부 판재와 내부구조재 모두 일반 연강의 온도에 대한 물성치를 사용하였다. 본 해석에는 4-노드 선형 4면체 (4-node linear tetrahedron)와 8-노드 선형 6면체 (8-node linear brick)를 사용하였고, 경계 조건은 Fig. 9와 같이 하부 전극의 밑면의 전위차를 0V로 하였으며, 입력은 상부 전극 윗면의 전류 밀도를 6.8A/mm²로 부여하였다. 본 해석에 사용한 지배 방정식은 내부 열원이 없다고 가정하고 경계 조건으로 표면에 열원을 부여할 필요가 없고, 대류의 영향과 표면에서의 복사열을 무시하였기에, 주울 열에 의한 발열을 고려하여 열평형 방정식으로부터 식 (1)을 유도하였다.

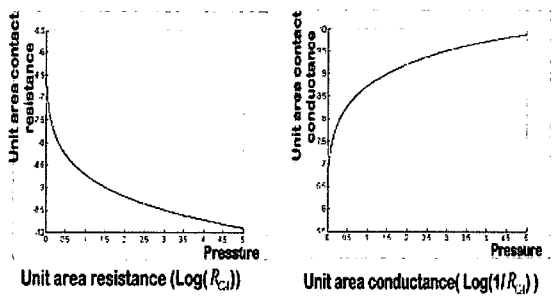


Fig. 8 Contact resistance and conductance from Babu's model

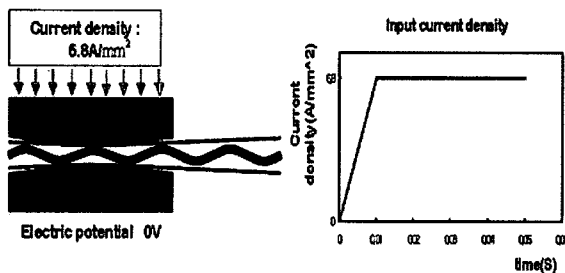


Fig. 9 Boundary conditions and input load for thermal-electrical analysis

$$\int_V \rho U \delta \theta dV + \int_V \frac{\text{rounddeltatheta}}{\text{rounddx}} \cdot k \cdot \frac{\text{roundtheta}}{\text{rounddx}} dV = \int_V \delta \theta \eta_v P_{ec} dV + \int_{S_i} \delta \theta (q_c + q_{ec}) dS \quad (1)$$

여기서,

$$P_{ec} = \sigma_g (\phi_b - \phi)^2 \quad (2)$$

$$q_c = k_g (\theta_B - \theta) \quad (3)$$

$$q_{ec} = f \eta_g J (\phi_B - \phi) = f \eta_g \sigma_g (\phi_B - \phi)^2 \quad (4)$$

위 식들에서,

ρ : 밀도

η : 전기 에너지의 소모에 따른 발열 효율

U : 내부에너지

k : 열전도계수

P_{ec} : 전기에너지

q_c : 상호작용하는 면 사이에서의 열전도

q_{ec} : 두 면 사이에 흐르는 전류에 의한 두 면 사이의 전기 에너지 소모에 의한 발열

$\phi_B - \phi$: 두 면 사이의 전위차

σ_g : 두 면 사이의 접촉 컨덕턴스

f : 전기에너지 소모 시 발생한 열이 두 면에 어떤 비율로 인가될 것인가를 결정하는 인자로 보통 0.5를 값으로 이용하여 두 면에 동일하게 열을 인가하게 된다.

3 해석 결과 및 고찰

Fig. 10은 스톱퍼 높이 변화에 의한 접촉면적의 변

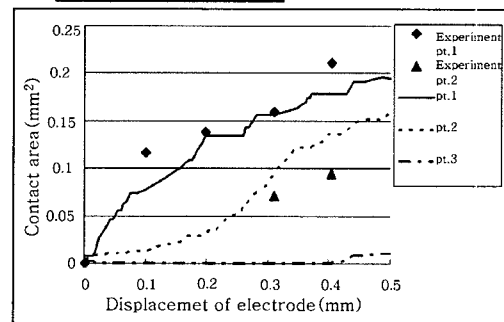
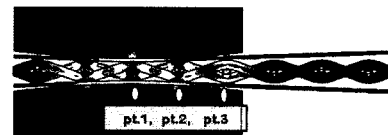


Fig. 10 Variation of contact area according to distance between electrodes

화를 계산한 결과와 실험에 의한 측정결과이다. 실험과 해석 결과가 비슷한 경향을 보이며 증가함을 볼 수 있다. 해석과 실험결과와의 오차는 실제 와이어 메시와 해석 모델간의 차이가 존재하기 때문이다. 접촉 면적의 변화는 처음에는 큰 증가율로 증가하지만 전극이 점차 내려오며 따라 접촉 면적의 증가율이 둔화됨을 알 수 있다. Fig. 11은 스토퍼의 높이가 2.4mm일 때에 접촉면에서의 접촉 압력 분포를 나타내고 있다. 와이어 메시의 변형에 의해 접촉점의 중심보다 가장자리의 압력이 높은 것을 알 수 있다.

Fig. 12에서 첫 번째 열-전기 해석결과와 실제 실험을 통해 얻어진 접합부 형상을 비교하였다. 외부판재보다 내부 구조물이 더 많이 용융된 점(Fig. 12의 왼쪽 사진)과 전류경로의 영향으로 용융부가 한쪽으로 기울어진 형상(Fig. 13의 오른쪽 사진)등 실험결과와 해석 결과가 일치되는 경향을 보임을 알 수 있다.

용접 초기의 스파터에 대한 고려를 할 수 없었고, 용접 시간 동안 접촉면에서의 압력 변화를 고려해 주지 못했으며 복잡한 형상의 3-D 모델을 이용하였기 때문에 모델의 요소를 더 세밀하게 나누지 못한 결과로 세부적인 부분에서는 실험과 해석의 결과가 다소 차이를

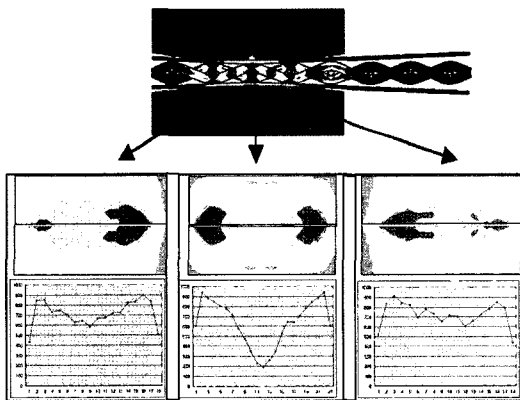


Fig. 11 Pressure distribution on the contact area at electrode gap distance 2.4mm

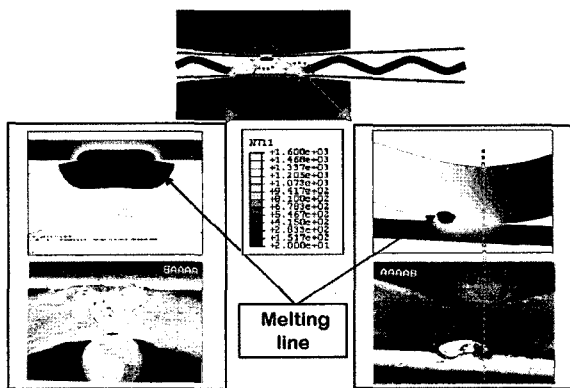


Fig. 12 Result of thermal-electrical analysis

보이고 있으나, 그 경향의 일치함을 볼 때 실제의 현상을 해석에서 잘 반영하고 있음을 알 수 있다.

현재 넓은 면적의 ISB 판재를 제작하기 위해서는 Fig. 13과 같이 전극을 이동하면서 반복적인 용접을 수행해야 하기 때문에 용접위치 사이의 적절한 간격을 선정하는 것이 필요하다. 일반 점용접에서는 전극 직경의 5배 이상의 거리를 유지하면 현 용접부 주위의 이미 용접된 기존 용접부로 용접전류의 일부가 빠져나가는 무효분류의 영향을 방지 할 수 있는 것으로 알려져 있다. 그러나 ISB 패널의 접합에 있어서는 1회 용접 시 여러 접점이 동시에 용접되는 등 기존의 방법과는 많은 차이가 있기에 해석을 통해 적절한 용접위치사이의 간격을 예측하였다. Fig. 14는 이러한 분류의 영향을 알아보기 위한 해석 결과이며, 그림에서 화살표로 나타낸 것이 전극이 이동한 거리이다. 전극을 접촉점과 접촉점 사이의 거리만큼 이동시켰을 때 전체 입력 전류의 72%가 두 번째 접촉점으로 흐르게 되고, 접촉점과 접촉점 사이의 거리 2배만큼 이동시켰을 때 전체 입력 전류의 51%, 3배의 거리를 이동 시킨 경우에는 입력 전

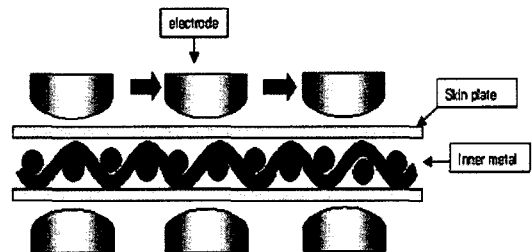


Fig. 13 Process of large area ISB panel fabrication

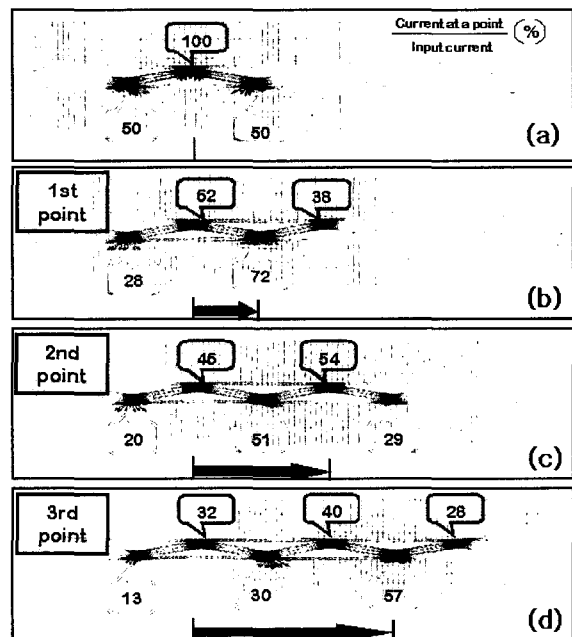


Fig. 14 Current distribution on each cases

류의 30%가 두 번째 접촉점으로 흐르게 된다. 이를 통해 용접기의 용량, 1회 용접 시 용접이 일어나는 접점의 수 등을 고려하여 기 용접위치와 다음 용접위치사이의 거리를 선정할 수 있을 것으로 예상된다. 용접기의 용량이 충분한 경우라면 기 용접위치와 다음 용접위치사이의 거리를 Fig. 14 (c)나 (d)의 경우와 같이 선정하여 ISB 판재 제작 속도를 빠르게 할 수 있으며, 용접기의 용량이 충분하지 않은 경우에는 Fig. 14 (b)와 같이 거리를 선정하여 기 용접위치 접하는 접촉점에 전류가 집중되도록 할 수 있을 것이다.

4. 결 론

본 연구에서는 일반적인 점용접과는 다른 ISB 판재 제작 공정에 ABAQUS를 이용한 수치해석 모델을 제시하고 이에 대한 해석을 수행하였다. 수치 해석은 크게 세 가지로 기계적인 압력에 의한 접점 면적의 변화와 그에 따른 전류 분포 계산 및 온도 해석이다. 접점 면적과 온도 해석의 결과는 실험 결과와 비교하여, 수치 해석 결과 얻어진 용접부의 형상이 실제 실험을 통하여 얻은 용접부의 형상을 잘 반영함을 알 수 있었으며, 제시한 모델의 타당성을 증명하였다. 또한 ISB 판재 접합 공정의 수치해석을 통해서 대면적 ISB 판재 제작 시 용접위치사이의 간격에 따른 전류의 분포를 예측하였다. 대면적의 ISB 판재를 제작하기 위해서는 용접위치가 이동하면서 계속해서 접합이 이루어져야 하는데 전류 분포 결과에서 보듯이 이미 접합된 부분으로 상당량 전류가 흐르고 있고, 접합되는 부분으로도 전류가 흐르고 있으므로 용접위치를 지나치게 가깝게 할 필요가 없어진다. 다시 말해 본 전류분포 모델을 사용해서 용접 전류에 따라 용접공정을 재해석하면, 본 연구에서와 같이 고인 와이어의 주기를 기준으로 0.5주기, 1주기, 혹은 1.5주기 단위로 용접위치사이의 간격을 예측할 수 있을 것이다.

후 기

본 연구는 마이크로 첨단복제 생산시스템개발사업의 연구비 지원으로 수행되었습니다. 이에 관계자 여러분께 감사드립니다.

참 고 문 헌

1. C. G. Jung, S. J. Yoon, D. Y. Sung, D. Y. Yang, D. G. Ahn : Fabrication and Static Bending Test in Ultra Linner Structured and Bonded(ISB) Panel Containing Repeated Inner Pyramidal Structure, Proceeding of 2004 Autumn Annual Proceeding of KSPE, **10** (2004) 483-486
2. Z. Feng, S. S. Babu, M. L. Santella, B. W. Riemer, H. E. Gould : An Incrementally Coupled Electrical-thermal-mechanical Model for Resistance Spot Welding, 5th International Conference on Trends in Welding Research, Pine Mountain, GA, June (1998), 1-5
3. A. Khan, L. Xu, Y. J. Chao : Prediction of Nugget Development during Resistance Spot Welding Using Coupled Thermal-electrical-mechanical Model', Science and Technology of Welding and Joining, **4** (1999), 201-207
4. S. S. Babu, M. L. Santella, Z. Feng, B. W. Riemer, J. W. Cohron : Empirical Model of Effects of Pressure and Temperature on Electrical Contact Resistance of Metals, Science and Technology of Welding and Joining, **6-3** (2001), 126-132
5. X. Sun, P. Dong : Analysis of Aluminum Resistance Spot Welding Processes Using Coupled Finite Element Procedures, Welding Journal, **79** (2000), 215/s-221/s
6. D. Richard, M. Fafard, R. Lacroix, P. Clery, Y. Maltais : Carbon to Cast Iron Electrical Contact Resistance Constitutive Model for Finite Element Analysis, Journal of Materials Processing Technology, **132** (2003), 119-131
7. Z. Feng, S. S. Babu, M. L. Santella, B. W. Riemer, H. E. Gould : An Incrementally Coupled Electrical-thermal- mechanical Model for Resistance Spot Welding, 5th International Conference on Trends in Welding Research, Pine Mountain, GA, June (1998), 1-5
8. D. J. Browne, H. W. Chandler, J. T. Evans, P. S. Jame, C. J. Newton : Computer Simulation of Resistance Spot Welding in Aluminum, Welding Journal, **74** (1995), 417/s-422/s