

## 가상 고정물을 이용한 축 대칭 용접물의 용접 변형 해석 모델링 기법

이호진<sup>\*,†</sup> · 이봉상<sup>\*</sup> · 정인철<sup>\*\*</sup> · 심덕남<sup>\*\*</sup>

<sup>\*</sup>한국원자력연구원, 원자력재료연구부

<sup>\*\*</sup>두산중공업, 기술연구원

### Modeling Techniques using Virtual Fixture for Analysing the Shrinkage of Axi-symmetric Welded Structures

Ho-Jin Lee<sup>\*,†</sup>, Bong-Sang Lee<sup>\*</sup>, In-Chul Jung<sup>\*\*</sup> and Deog-Nam Shim<sup>\*\*</sup>

<sup>\*</sup>Dept. of Nuclear Materials Research, KAERI, Daejeon 305-353, Korea

<sup>\*\*</sup>Corporate R&D Institute, Doosan Heavy Industries & Construction, Changwon 641-792, Korea

<sup>†</sup>Corresponding author : hjlee1@kaeri.re.kr

(Received November 23, 2009 ; Revised December 29 ; 2009 ; Accepted January 12, 2010)

#### Abstract

Although two dimensional axi-symmetric modeling is useful for calculating the residual stresses of a cylindrical weldment such as a core barrel, this conventional axi-symmetric modeling can not express the behavior of shrinkage well in the locally heated weld zone. New technique of two dimensional axi-symmetric modeling using a virtual fixture is suggested to simulate the behavior of dimensional changes in the weld zone during the heating period of the welding. The virtual fixture in the model has a role to restrain the expansion of the high temperature heated region, which simulates equivalent intrinsic restraint effect of the weldment. In the restraint condition of the virtual fixture above the critical yield strength, the calculated shrinkages by using the suggested axi-symmetric model agreed well with those measured in a welded mock-up. The calculated residual stresses by using the suggested axi-symmetric model also agreed well with those calculated by using conventional axi-symmetric model which has been used for calculating residual stresses in the weldment.

Key Words : Core barrel, Axi-symmetric modeling, Virtual fixture, Shrinkage, Residual stress

#### 1. 서 론

원자로 내에는 핵연료 다발을 지지하고 보호하기 위해 Type304 스테인리스강으로 제작된 대형 원통형 구조물인 코어 배럴 (core barrel) 이 설치된다<sup>1)</sup>. 이와 같은 원통형의 대형 구조물을 제작하기 위해서는 몇 개의 원통형 부분 구조물을 제작한 후 원주방향 용접으로 서로 연결해야 한다. 최근에는 용접 변형을 작게 하고 용접부의 미세조직 특성을 향상시키기 위해 입열량이 적은 협개선 (narrow-gap) 용접 방법이 많이 사용되

고 있다<sup>2)</sup>. 원통형 구조물 코어 배럴은 총길이가 약 8-9 m, 직경이 3-4 m 정도로 매우 크므로 최종 용접 후 필요한 길이로 절삭 가공하기 위해서는 대형의 특수 절삭장비가 필요하다. 따라서 최종 용접 전에 모델링을 통해 용접 변형량을 정확히 예측하여 가공 여유도 한계 내에서 용접물의 최종 길이를 제어할 수 있다면 용접 후 절삭 가공 단계를 생략할 수 있으므로 생산성 및 경제성을 크게 향상시킬 수 있다.

용접물의 응력이나 변형량을 예측하기 위해서는 용접 모형 (mock-up) 을 통한 실험 외에 전산 해석 모델링을 통한 계산 방법이 경제적이며 효율적인 것으로 알려

저 있다. 용접 비이드 적층 수가 많은 다층 용접 공정에 대하여 3 차원 모델링을 하여 열해석 및 응력해석을 하는 경우 모델링 및 해석에 많은 시간과 노력이 소요된다. 따라서 2 차원 해석을 통해 3 차원 해석으로 얻을 수 있는 용접물의 거동을 모사하는 모델링 기법의 개발이 요구된다. 2차원 축 대칭 모델을 이용하여 원통형 구조물의 용접 잔류응력을 해석하는 경우 실제 용접 응력 거동을 잘 나타낸다는 많은 연구 결과가 보고되고 있다<sup>3,4)</sup>. 그러나 용접 변형 해석의 경우 기존에 사용하고 있는 2 차원 축대칭 모델은 3 차원 모델에서와 같이 고온의 용접부의 실제 변형거동을 모사하기 어려우므로 기존의 기법으로는 정확한 용접 변형량을 계산하기 어려울 것을 예상할 수 있다<sup>5)</sup>.

본 연구에서는 기존의 2차원 축대칭 모델링 기법을 수정 발전시켜 새롭게 적용함으로써 실제 원통형 용접물의 변형 거동을 모사하고자 하였다. 또한 용접 모형을 제작한 후 용접 실험에 의한 실제 변형량을 측정하여 본 연구에서 제시한 모델링의 정확성 및 신뢰성을 확인하였다. 본 연구에서 제시한 모델링 기법의 적용성이 확인된다면 이 모델링 방법을 이용하여 원통형 대형 구조물 해석에 적용함으로써 정확한 용접 변형량을 예측할 수 있을 것으로 기대하였다.

### 2. 용접 모형의 제작

원통형 용접물의 용접 변형 거동을 예측하기 위해 용접 모형을 제작하고 용접을 수행하였다. Fig. 1 과 같은 용접 모형은 코어 배럴의 소형 모형으로서 외경이 약 1000 mm, 길이는 약 400 mm, 두께는 50 mm의 원통형 형태이며, 편측 그루브 (single-groove) 용접을 수행하였다. 협개선 용접을 하였으며, 각 비이드 적층마다 변형량 변화를 측정하여 용접부의 변형거동을 예측 하였다. Fig. 1 에서 보듯이 용접부 초기의 그루브 간격 (groove gap) 은 18.6 mm 이며, 개선 각은 5°, 그루브 깊이는 45 mm 로 하였다. 200 mm 길이의 배관 두 개를 수직으로 가 용접하여 설치한 후 원주 방향 용접을 수행하였으며, 한 쪽은 용접 중 변형이 가능하도록 고정물에 고정하지 않았다. 소재는 스테인리스강 type 304 이며, 일반 탄소강에 비해 열팽창율이 크므로 큰 용접 변형이 예상되었다. 용접 비이드 수는 35 개의 층으로 적층하였으며, pulsed current type의 GTAW (Gas Tungsten Arc Welding) 를 수행하였다. 용접전류 (최대/최소) 및 용접속도는 비이드를 적층하면서 160A/100 A - 180A/120 A 에 8.9 cm/min의 조건으로, 그리고 약 10 mm 두께의 용접금속 적층 후부터는 250A/170 A 에 9.4-10.2 cm/min 의 조

건으로 용접하였다. 용접 변형량은 각 비이드 적층 후 상온으로 냉각하여 측정하였다.

### 3. 용접변형 해석을 위한 축대칭 모델링

원통형 구조물의 용접 공정을 열적 및 기계적 해석하는 경우 모델링 및 해석의 편의성으로 인해 일반적으로 2 차원 축대칭 모델을 사용한다. 그러나 Fig. 1 에서 보는 것처럼 용접물의 형상은 축대칭이나 용접 아아크로부터 용접물에 열이 가해지는 양상은 축대칭이 아니므로 이에 대한 모사 방법이 필요하다.

용접 공정을 축대칭 모델로 해석하기 위해서는 여러 가지 가정이 필요하다. 열적인 조건은 용접 공정이 축 방향으로 준정상 상태의 조건을 만족해야 한다. 또한 축 대칭 모델의 응력 해석의 경우 원주 방향에 대하여 항상 일정한 경계조건이 작용한다고 가정하게 되므로 실제 용접이 진행되고 있는 부분과 그 이외 영역의 양단에서의 용접변형에 대한 경계조건의 차이를 모델에 적용할 수 없다.

용접물의 양단을 완전히 고정하지 않고 용접하는 경우 용접물 자체가 갖는 용접 변형의 제한 조건, 즉 용접물의 무게, 용접물의 설치 위치, 가 용접 (tack welding) 등에 의해 집중적으로 형성된 고온의 용접부 변형이 부분적으로 지배를 받을 수 있음을 가정하였다. 또한 용접이 수행되고 있는 영역에서의 변형이 용접이 수행되었거나 혹은 아직 수행되지 않은 부분에 의해 지배를 받게 될 수 있으므로 축 대칭 모델로 정확한 용접 변형을 계산하기 어렵다. 더욱이 고온에서의 용접소재의 강도 및 강성 (stiffness) 이 매우 작으므로 모델링에서 고려하지 못한 미미한 경계조건에 의해 용접부에서의 변형이 크게 영향을 받을 수 있게 되어 실제와 다른 변형량이 계산될 수 있다. 본 연구에서는 이와 같은 실제 용접물의 구속조건 상태를 모사하고 고온에서의 용접 변형을 해석하기 위해 가상의 고정물을 사용하는 2차원 축대칭 모델링 기법을 사용하고자 하였다.

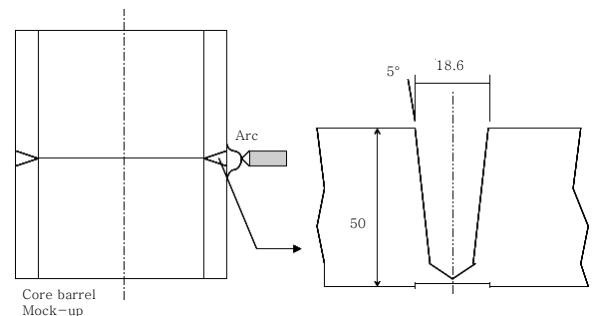


Fig. 1 Schematic drawing of mock-up for core barrel

### 4. 가상의 고정물을 이용하는 축 대칭 모델링

Fig. 1 과 같은 용접물에 축대칭 모델을 사용하여 열적 기계적 해석을 수행하였다. 용접 중 아아크가 지나가는 동안 용접부는 가열되어 길이가 늘어나게 되고, 아아크가 지나가면 용접부가 냉각되면서 길이가 수축하게 된다. 비이드가 계속 적층되는 다층용접의 경우 이와 같은 팽창과 수축을 반복하면서 전체 수축과 전체 팽창의 차이만큼의 최종 변형을 하게 된다.

용접이 수행되는 동안 용접물에 내재하고 있는 용접물 변형에 대한 구속조건을 모사하기 위해 가상의 고정물을 Fig. 2 와 같이 용접물 양단을 연결하도록 위치시켜 모델링하였다. 가상 고정물은 용접 중 가열되는 동안은 활성화시켜 팽창 변형을 구속시키고, 용접부가 냉각되는 동안은 가상 고정물을 비활성화 시켜 용접부의 수축 변형을 자유롭게 하였다. 이와 같은 가정은 용접부가 고온으로 가열되는 경우 고온에서의 소재 강도 및 강성이 매우 작고, 고온으로 가열되는 영역이 국소적이며, 그 주위는 아직 충분히 가열되지 않은 상태이므로 용접물의 무게, 가 용접, 혹은 용접 후 냉각된 부분에서의 구속 등과 같이 용접물에 내재하는 구속 조건에 의해 고온으로 가열된 용접부의 변형이 구속될 수 있기 때문이다. 또한 냉각되는 동안은 고온 영역의 주위가 이미 높은 온도 영역에 둘러 싸여 있으므로 고온 부분에서의 용접부 수축이 자유로울 수 있다고 가정하였다.

비이드 적층이 좌우 대칭으로 이루어 지지 않으므로 1/2 모델을 사용하지 않았으며, 계산은 상용 전산해석 유한요소 프로그램 (ABAQUS) 를 사용하였다. Fig. 2 와 같은 용접 모델을 사용하여 실제 용접에 사용된 용접전류, 용접속도를 사용하고, 아아크 효율을 80% 로 가정하여 용접 비이드의 요소들에 발생 열로 설정하여 열 유동 및 용접 변형량을 계산하였다. Fig. 3, Fig. 4, Fig. 5 와 같은 스테인리스 강의 열적 기계적 물성을 사용하여 계산하였으며, 용접 비이드 적층 방법을 모사하기 위해 요소 소멸 (death) 및 재 생성 (rebirth) 방법을 사용하였다. 변형 해석 방법은 열 유동 해석을 수행한 후 그 결과를 사용하여 변형 및 응력

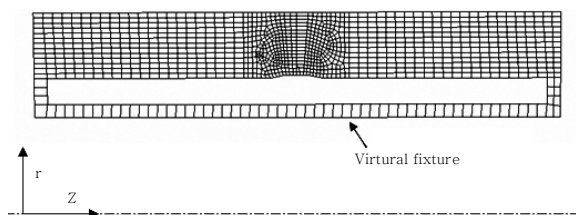


Fig. 2 Axi-symmetric modeling with virtual fixture

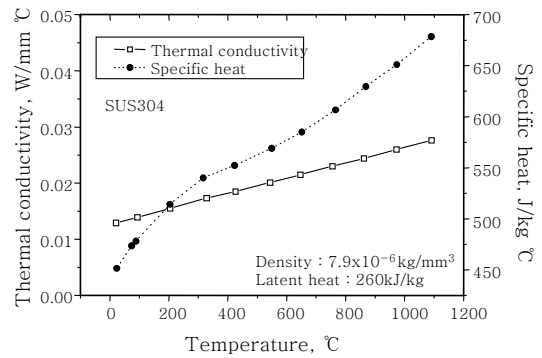


Fig. 3 Thermal properties of type 304 stainless steel for modeling

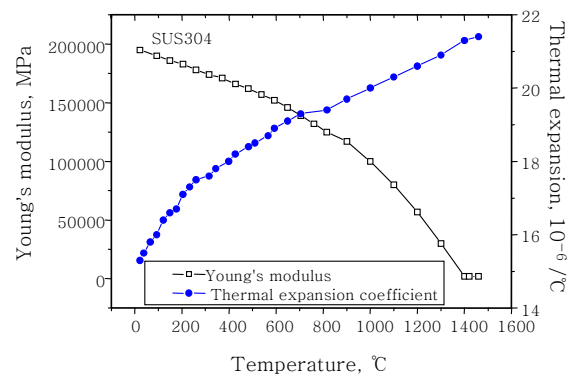


Fig. 4 Mechanical properties of stainless steel type 304 for modeling

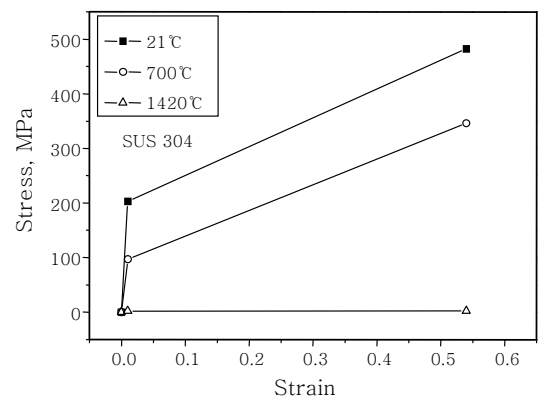


Fig. 5 Stress-strain curves of stainless steel type 304 for modeling

을 해석하였다<sup>3,6)</sup>. Fig. 5 에서 보듯이 소재의 고온 강도가 매우 작으므로 작은 구속에 의해서도 변형이 제한될 수 있음을 예측할 수 있다<sup>7)</sup>.

Fig. 2 에서 가상 고정물에 의한 용접물의 구속 정도를 어떻게 결정하느냐에 따라 용접부 변형량의 차이가 발생할 수 있을 것으로 예상된다. 즉 가상의 고정물이 어느 정도의 두께 혹은 강도, 강성을 갖고 있는 경우

실제 용접 변형 거동을 잘 나타내는지를 예상하기 위해 실제 용접물의 변형 거동을 잘 나타낼 수 있는 가상의 고정물의 두께, 소재의 강도, 강성에 대한 조건의 확인이 필요하다.

Fig. 2 와 같은 모델에서 가상 고정물의 구속효과를 확인하기 위해 가상 고정물의 두께를 10 mm 두께로 일정하게 유지하고, 고정물 소재의 항복강도를 변수로 하여 각각의 경우에 대한 용접물과 그루브 간격의 용접 변형량을 계산하여 비교하였다. 가상 고정물에 의한 용접물의 변형 구속조건을 확인하기 위해 Young's modulus 를 일정하게 하고, 가상 고정물 소재의 항복강도를 0 - 400 MPa 사이에서 조절하면서 용접 변형량을 계산하였다. 이 때 고정물의 응력-변형을 관계는 각 항복강도 조건에 따라 0.55의 변형율에서 항복강도의 2 배 응력을 갖는 관계를 갖는다고 가정하였다. 가상 고정물의 항복강도가 0 인 경우는 가상의 고정물을 사용하지 않은, 즉 용접물의 한쪽 단이 자유단인 기존의 축대칭 모델링과 같은 경우이다. 가상 고정물은 매 비이드 적층에 대하여 용접부가 가열되는 동안은 활성화시키고, 아아크가 지나고 냉각되는 동안에는 비활성화 시키는 과정을 반복하였다.

Fig. 6 에서 보듯이 용접 후 최종 길이 및 그루브 간격이 수축되고 있으며, 가상 고정물의 항복강도가 증가할수록, 즉 가상의 구속 정도가 증가할수록, 용접물의 최종 수축량이 증가하는 양상을 보인다. 가상 고정물의 항복강도가 작은 영역에서는 구속정도가 증가할수록 수축량이 급격히 증가하나, 어느 정도의 임계 항복강도를 갖는 가상 고정물 이상에서는 거의 일정한 용접 수축량을 나타내고 있다.

가상 고정물의 항복강도가 작은 경우 용접부가 가열되는 동안 고온의 용접부에서 큰 변형이 발생하여 전체 길이가 늘어나며, 냉각되는 동안에는 거의 비슷한 량이

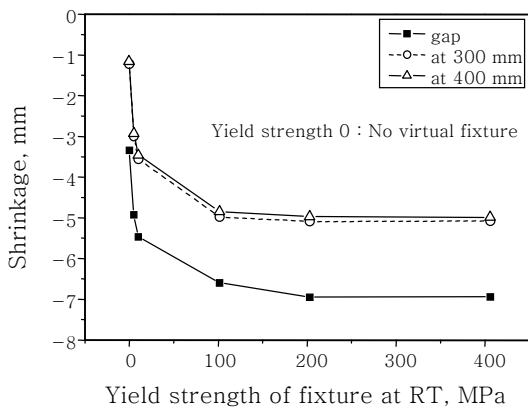


Fig. 6 Calculated variations of shrinkage with changes of yield strength of virtual fixture

수축되어 용접 후의 총 수축량은 매우 작게 되는 변형 거동을 보였다. 가상 고정물의 항복강도가 큰 경우는 용접부가 가열되는 동안 활성화된 가상 고정물에 의해 강도 및 강성이 작은 용접부 소재의 고온 변형이 구속되어 전체 길이가 작게 늘어나며, 냉각되는 동안은 가상 고정물이 비활성화 되어 구속력이 작아져 용접물의 수축량이 커지게 되므로 총 수축량은 커지는 거동을 보였다.

Fig. 7 은 용접 모형에서 측정된 변형량과 모델링을 통해 계산된 용접물의 변형량을 비이드 적층 단계에 따라 비교하고 있다. 용접 모형에서 측정된 수축량은 35 개의 비이드 적층 후 그루브 간격은 약 7.5mm, 전체 용접물의 길이는 약 5mm 정도 수축되었다. 측정 결과에서 보듯이 루우트 (root) 면으로 부터 10 개 정도의 비이드가 적층되면 기존 적층 냉각된 부분의 구속에 의해 전체 길이는 거의 변형하지 않고, 단지 그루브 부분에서 용접되지 않은 부분에서의 구속력이 적으므로 그루브 간격의 수축만이 발생하는 양상을 보인다.

가상의 고정물을 사용하지 않은 축 대칭 모델링에서, 즉 한쪽 단은 고정하고 다른 한 쪽 단은 구속이 자유로운 기존의 축대칭 모델을 사용한 경우 그림에서 보듯이 측정결과에 비해 매우 작은 수축량을 보이고 있다. 즉 기존의 축 대칭 모델로는 실제 용접물의 변형 거동을 모사하지 못하는 것을 알 수 있다. Fig. 6 에서 200 MPa 의 항복강도를 갖는 가상 고정물을 이용한 축 대칭 모델로부터 계산된 용접물의 수축량을 나타내고 있다. 그림에서의 200 MPa 의 항복조건은 Fig. 6 에서 보듯이 용접물의 변형량이 거의 일정하게 수렴하고 있는 영역이다. Fig. 7 에서 보듯이 용접물 전체의 수축량은 측정 결과와 거의 유사하며, 홈 간격의 수축량도 비슷한 양상을 보이고 있다. 즉 Fig. 6 의 변형량이 일정하게 되는 영역의 강도 즉 구속력을 가지는 가상 고

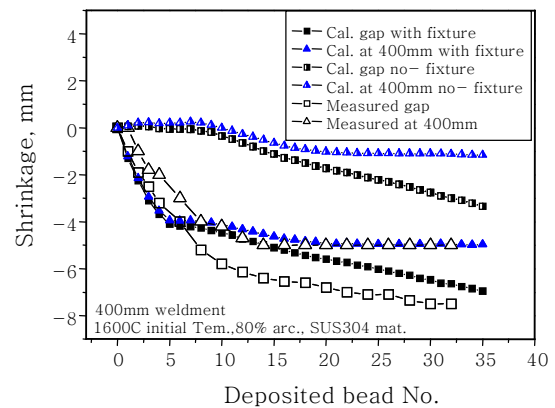


Fig. 7 Calculated and measured shrinkages of welded mock-up

정물을 사용하는 축 대칭 모델의 경우 실제 용접부의 변형 거동을 잘 나타내고 있는 것을 알 수 있다. 결과적으로 강체의 고정물을 사용하는 경우에도 동일한 결과를 나타낼 것으로 예상된다.

Fig. 6 에서 보듯이 특정 임계강도, 약 100 MPa 이상의 넓은 항복강도 범위의 가상 고정물을 사용하는 경우 강도에 관계없이 거의 일정한 용접 수축량을 나타내고 있으며, 이 값이 Fig. 7 에서와 같이 실제 측정 값과 잘 일치하는 결과를 볼 때 용접 변형 거동은 실제 용접물이 가열되는 동안 용접물의 양단을 거의 완전히 구속되어 있는 상태로 모델링할 수 있다는 것을 의미한다. 즉 가상 고정물이 활성화되는 아아크 가열 동안의 변형 거동은 용접 모형의 무게, 형상, 가 집합 조건, 용접물의 위치, 용접부의 가열 양상 등의 용접물에 내재하는 변형 구속조건에 의해 마치 용접물의 양단이 구속되어 있는 상태와 동일한 구속 상태에 있다고 생각할 수 있다. 이와 같이 양단의 경계조건만을 변화시키면서도 같은 결과를 얻을 수 있을 것으로도 예상되나, 본 연구에 사용된 상용 전산해석 코드는 다층용접 과정에서 고정 및 자유단으로 양단 경계조건을 반복적으로 변화시키는 경우 고정단의 위치가 매 번 초기 위치로 고정되므로 경계조건 변화 방법을 적용하기는 어려웠다.

Fig. 6 에서와 같이 변형이 일정하게 되는 가상 고정물의 임계 강도가 존재하고, 또한 그 영역이 매우 넓은 것을 고려하는 경우 일반적인 용접 모형 용접에서 용접물의 변형 구속조건이 될 수 있는 용접물의 크기, 무게, 가 용접, 용접물의 위치 등에 의한 구속 조건이 Fig. 6 의 임계 강도 이상의 구속 조건에 있을 가능성이 크다고 생각할 수 있다면, 용접공정 및 그루브의 조건이 동일한 용접물의 경우 항상 일정한 용접 수축량을 나타낼 수 있을 것을 예상할 수 있다.

## 6. 잔류응력 해석

기존의 축대칭 모델을 사용하여 원통형 용접물의 잔류응력을 계산한 결과 실제 잔류응력의 거동을 잘 나타낸다는 연구가 많이 발표되어 왔다. 따라서 본 연구에서 제시한 가상의 고정물을 이용한 모델링을 통해 얻어진 잔류응력의 결과와 기존의 축대칭 모델에 의한 잔류응력 계산 결과가 서로 동일하게 얻어진다면 본 연구에서 제시한 모델링 방법이 용접 변형은 물론 잔류응력 해석에 까지 적용될 수 있음을 예상할 수 있다.

Fig. 8 은 200 MPa 의 항복강도를 갖는 가상의 고정물을 사용하여 계산된 용접물 외부 표면의 잔류응력과 가상의 고정물을 사용하지 않은 기존의 축 대칭 모델을 사용해서 얻은 같은 위치에서의 잔류응력 분포를

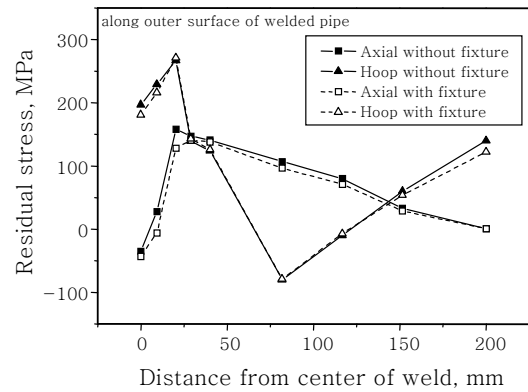


Fig. 8 Calculated residual stresses on the outer surface of welded mock-up

비교하고 있다. Fig. 8 에서 보듯이 두 경우 모두 거의 동일한 잔류응력 분포를 나타내고 있다. Fig. 7 에서와 같이 수축량 계산의 경우 기존의 축 대칭 모델과 가상의 고정물을 사용하는 축 대칭 모델의 경우 큰 차이를 보이고 있는 반면 잔류응력 계산 결과는 Fig. 8 에서와 같이 거의 동일한 값을 보이고 있다.

이와 같이 두 가지 모델에서 용접부에서의 변형 거동이 서로 다르더라도 Fig. 8 과 같이 동일한 잔류응력을 나타내는 이유는 고온에서의 소재의 강도 혹은 강성이 매우 적어 용접물의 구속에 의해 고온에서 형성되는 응력이 최종 형성되는 잔류응력 값에 비하여 매우 작으며 따라서 전체 잔류응력 변화에 큰 영향을 주지 못하기 때문이다.

## 7. 결 론

원통형 구조물의 용접 응력을 해석하기 위해 2차원 축 대칭 모델을 이용하는 경우 실제 용접 결과와 잘 일치하는 결과가 보고되고 있으나, 용접 변형 해석의 경우 기존에 사용하고 있는 2 차원 축대칭 모델은 고온의 용접부의 실제 변형거동을 충분히 모사하지 못하고 있다.

실제 원통형 용접물에 내재하는 변형에 대한 구속 조건을 모사하기 위해 용접 중 가열되는 동안은 가상 고정물을 활성화시켜 팽창 변형을 일부 구속시키고, 용접부가 냉각되는 동안은 가상 고정물을 비활성화 시켜 용접부의 수축 변형이 자유롭게 하는 축대칭 모델을 제안하였다. 임계 항복강도 이상의 구속조건을 갖는 가상의 고정물을 사용하는 모델링 결과 계산된 용접물의 수축량은 용접 모형의 측정 결과와 거의 유사하였다. 가상의 고정물을 사용하여 계산된 용접물의 잔류응력과 가상의 고정물을 사용하지 않은 기존의 축 대칭 모델을 사용해서 얻은 잔류응력 분포를 비교한 결과 두 경우 모두 거의 동일한 잔류응력 분포를 나타내었다. 이와

같은 결과를 볼 때 가상의 고정물을 사용하는 모델링 방법은 기존의 축 대칭 모델링 방법에 비해 실제 원통형 용접물의 용접 변형 및 용접 잔류응력의 거동을 모두 잘 모사할 수 있는 유용한 방법으로 예상된다.

## 후 기

본 연구는 두산중공업의 지원으로 수행되었습니다.

## 참 고 문 헌

1. 이기순: 원자로재료, 도서출판효일, (2006), 78-80 (in Korea)
2. Howard B. Cary: Modern welding technology, Prentice-Hall, (1979) 698-699
3. B. Brickstad, B.L. Josefson: A parametric study of residual stresses in multipass butt-welded stainless steel pipes, *International Journal of pressure Vessels and piping* **75** (1998), 11-25
4. A.H.Yaghi, et al.: Residual stress simulation in welded section of P91 pipes, *Journal of Materials Processing Technology*, **167** (2005), 480-487
5. S. Fricke, E. Keim, J. Schmidt: Numerical weld modeling- a method for calculating weld-induced residual stresses, *Nuclear Engineering and Design* **206** (2001), 139-150
6. Jeong Kyun Hong: Study of numerical methodologies for multi-pass welding analysis, 1996 The Ohio State University Degree Doctor of Philosophy
7. S. Hossain et al.: Measurement of residual stresses in a Type 316H stainless steel offset repair in a pipe girth weld, *Transactions of the ASME*, **128**, (2006), 420-426