특 집 : 용접산업의 시뮬레이션기법 활용

용융으로 인한 역학적 풀림을 고려한 용접 시뮬레이션 기법

한 명 수

Welding Simulation Incorporating the Mechanical Relaxation due to Melting

Myoung-Soo Han

1. 서 론

철강 재료에 대한 아크 용접 공정은 용융지 (melting pool) 근방의 집중적 열 투입으로 발생하는 비선형적 온도변화에 따른 천이적 응력 및 변형률의 변화와 더불어 복잡한 상 변태 등을 동반한다. 용융 용접에서 발생하는 이러한 역학적 현상을 유한요소법을 사용한 수치해석적 방법으로 평가하기 위한 시도는 종래부터 다양하게 연구되어져 왔으며 최근 컴퓨터 성능의 비약적인 발전에 따라 그 수법 및 다루어지는 문제의 크기도 점차적으로 대영역 문제에 대한 현상 규명에 가깝게 다가서고 있다.

유한요소법을 사용한 용융 용접 공정의 해석을 위해 용접부의 역학적 거동을 결정하는 용접부 구성 재료의 물리적 특성에 따른 역학량의 천이적 변화를 계산할 수 있는 여러 수치 해석적 기법들이 개발되어 왔지만 용접에 기인한 응력과 변형을 계산하기 위한 가장 일반적인 방법은 재료의 물리적 기계적 특성을 고체 온도의 함수로 보는 열 탄소성 해석 기법이라 할 수 있다[1-5]. 따라서 일반 열 탄소성 모델을 도입한 용접부 해석에서는 용접 또는 용착되는 재료를 열을 받은 균일 또는 비균일의 탄소성 고체로 가정한다. 해석 영역내의 모든 유한 요소는 용접 열에 따라 발생하는 천이적 온도 변화에 대한 응력-변형률 관계로부터 비탄성 변형률의 누적 및 내부 재료점의 가공경화에 따른 정보를 항상 기억하게 된다.

그러나 실제 용접 현상에서 용융지 내의 재료는 융점 (melting temperature) 이상의 온도에서 액상으로, 온도가 융점 이하로 내려가면 다시 고상으로 되돌아가는 고상→액상→고상의 상변태 과정을 겪게 되고 이러한 상변태 과정의 액상에서는 그 이전 고체 역학에 기초한 응력 및 변형률이 모두 소실된다[6]. 이러한 금속 용융 상태를 소위 라그랑지안 수법 (lagrangian formulation)의 유한요소법으로 다룬 방법의 하나로서 온도가 융점에 도달했을 때 그 이전 재료에 축적된 모든 응력 및 변형률 성분을 초기화하고 액상에서는 응력 및 변형률이 누적되지 않도록 처리하는 이른바 역학적 풀림(mechanical relaxation)으로 정의된 수치 알고리즘을 재료 구성 방정식 모델에 고려하고 있다[7-8]. 용융에 따른 이러한 역학적 풀림 알고리즘은 수치적 방법으로 실제 현상을 보다 그럴듯하게 다룬다는 측면에서 용접 잔류 응력 및 변형의 평가에 고려할 필요가 있다는 보고가 있다[9]. 다른 한편에서는 역학적 풀림을 고려하더라도 잔류응력에는 그다지 큰 변화가 없다는 보고도 있다[7-8].

본 해설에서는 간단한 몇 가지 용접 해석 사례를 통해 역학적 풀림 알고리즘을 고려한 열탄소성 구성 방정식 모델이 용접 잔류응력 및 변형에 미치는 영향에 대해 살펴보고자 한다.

2. 구성 방정식의 정식화

2.1 역학적 풀림을 적용한 구성 방정식

역학적 풀림 알고리즘이 용접부 거동에 미치는 영향을 검토하기 위해 열탄소성 구성 방정식 모델을 기본으로 역학적 풀림 알고리즘을 정식화하였다. 사용자 구성 방정식은 ABAQUS에서 제공하는 user subroutine인 UMAT으로 프로그램하였다[9]. Fig. 1은 재료의 융점을 기준으로 역학적 풀림 알고리즘을 추가한 열탄소성 재료 구성 방정식 모델의 수치 계산 흐름도를 나타내고 있다.

Prandtl-Reuss가설에 근거한 변형률 증분 이론에 따라 시간 증분에 대한 탄성, 소성 및 열 변형률 증분량이 계산되며 재료의 비선형성으로 구하고자 하는 해는 주어진 시간 증분 내에서 반복 계산하여 근사해로 주어진다. Fig. 1에 보인 것과 같이 해당 시간에서의 온도에 따라 크게 두 가지 계산 경로를 가진다. 즉 재

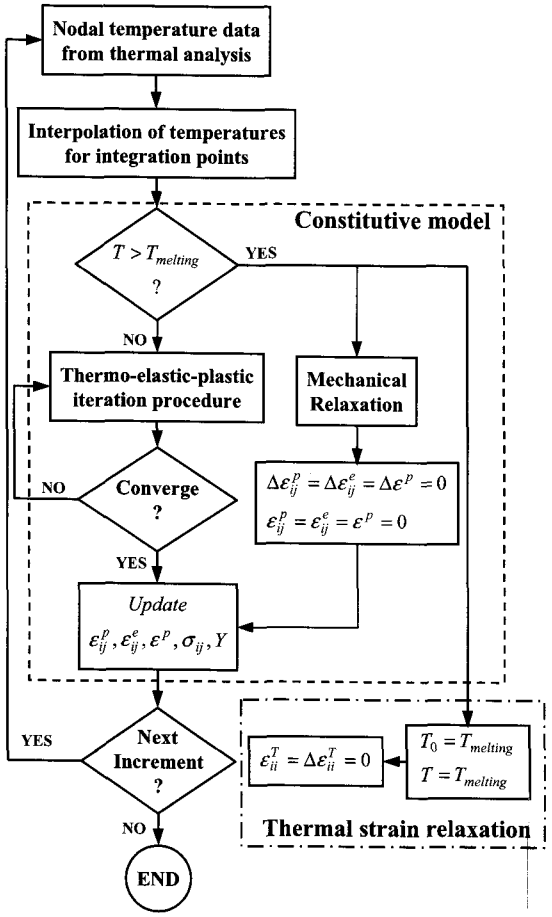

Fig. 1 Flowchart for the constitutive model incorporating the relaxation algorithm

료 점에서의 온도가 재료의 융점 이하인 경우 통상적인 열탄소성 계산 과정이 수행되나 재료 점의 온도가 융점 이상인 경우에는 역학적 풀림 알고리즘이 적용되어 그 이전까지 재료 점에 기억된 모든 변수가 초기화된다.

변형률 증분 이론에 의한 현재 시간에서의 응력-변형률 관계는 식 (1)로 주어진다.

$$ {}^{t+\Delta t}\{\sigma^{Tr}\} = {}^{t}\{\sigma\} + {}^{t+\Delta t}\{\Delta\sigma^{T}\} + {}^{t+\Delta t}[D_e]\,{}^{t+\Delta t}\{\Delta\varepsilon^{M}\} \quad (1) $$

식 (1)에서 ${}^{t+\Delta t}\{\sigma^{Tr}\}$는 현재 시간의 응력 벡터, ${}^{t}\{\sigma\}$는 증분 이전의 응력 벡터, ${}^{t+\Delta t}\{\Delta\sigma^{T}\}$는 재료의 온도 의존성으로 인한 응력 변화량 벡터, ${}^{t+\Delta t}[D_e]$는 재료의 탄성 matrix, ${}^{t+\Delta t}\{\Delta\varepsilon^{M}\}$는 기계적 변형률 (mechanical strain) 로서 다음의 식 (2)와 같다.

$$ \{\Delta\varepsilon^{M}\} = \{\Delta\varepsilon^{e}\} + \{\Delta\varepsilon^{p}\} = \{\Delta\varepsilon\} - \{\Delta\varepsilon^{T}\} \quad (2) $$

식 (2)에서 $\{\Delta\varepsilon^{e}\}$는 탄성 변형률 증분, $\{\Delta\varepsilon^{p}\}$는 소성 변형률 증분, $\{\Delta\varepsilon\}$는 전 변형률 증분, $\{\Delta\varepsilon^{T}\}$는 열 변형률 증분이다. 한편 식 (1)에서 ${}^{t+\Delta t}\{\Delta\sigma^{T}\}$는 식 (3)으로 주어진다.

$$ {}^{t+\Delta t}\{\Delta\sigma^{T}\} = \frac{\Delta^{t+\Delta t}G}{{}^{t}G}[S] + \frac{\Delta^{t+\Delta t}K}{{}^{t}K}\sigma_{kk}\{I_{kk}\} \quad (3) $$

식 (3)의 G는 전단 탄성계수, K는 체적탄성계수, σ_{kk}는 평균 응력이다.

수치 계산에서 식 (1)로 계산된 응력 성분으로 구한 상당 응력(equivalent stress)이 항복 응력을 초과하는 경우 아래의 식 (4)에 나타낸 항복조건을 만족하는 해가 구해질 때까지 반복 연산을 수행한다. 식 (4)에서 S_{ij}는 편차응력 (deviatoric stress), Y는 항복응력, ε^{p}는 상당 소성 변형률이다.

$$ df = S_{ij} : dS_{ij} - \frac{2}{3}Y\left(\frac{\partial Y}{\partial \varepsilon^{p}}d\varepsilon^{p} + \frac{\partial Y}{\partial T}dT\right) = 0 \quad (4) $$

구성 방정식에서는 Krieg[10]와 Schreyer[11] 등에 의해 제안된 sub-incremental 법을 사용하여 반복계산을 수행하고 각 sub-increment마다 계산한 항복응력과 상당응력간의 차가 미리 설정된 오차 범위 이내이면 해가 구해진다고 가정하였고 수렴후의 탄성 변형률 증분 및 소성 변형률 증분 계산을 위해 radial return 알고리즘[12]을 사용하였다.

한편 계산 과정 중 요소 온도가 융점 이상인 경우에는 그 때까지 누적된 모든 변형률 성분이 초기화되고 다음의 계산 과정이 불려진다.

2.2 사용자 모델의 검증

수치적 정확성을 확인하기 위하여 사용자 구성 방정식을 적용한 해석 결과를 ABAQUS code에서 제공하는 표준 열탄소성 구성 모델을 사용한 수치해석 결과와 비교하였다. ABAQUS의 표준 구성 모델에서는 상당 소성 변형률 이외의 다른 변형률 성분의 역학적 풀림 현상을 표현할 수 없기 때문에 개발된 사용자 구성 모델에서 역학적 풀림 알고리즘을 제거한 순수한 열탄소성 수치해석 과정만을 검증의 대상으로 정하였다.

Fig. 2는 ABAQUS code에서 제공하는 표준 모델을 사용한 해석과 사용자 모델을 사용한 해석에서 용접부 상부면의 폭 방향을 따라 분포하는 소성 변형률 성분을 계산한 결과를 비교한 것이다. 적용한 구성 방정식에

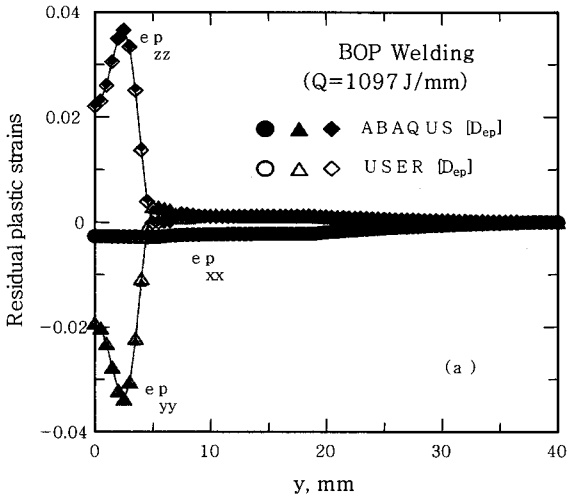

Fig. 2 Verification of user constitutive model in terms of plastic strain distribution

따라 각 방향의 소성 변형률 분포에 거의 차가 나지 않아 기본적으로 같은 결과가 얻어짐을 알 수 있다.

3. 역학적 풀림을 고려한 해석 예제

3.1 용접 실험

용접조건에 따른 용융부(fusion zone) 형상과 변형량을 계측하기 위해 두께 6mm인 AH36의 선급 강판으로 폭 및 길이가 각각 200mm인 정사각형 시편을 가공하고 시편의 대칭선을 따라 SAW(submerged arc welding)로 bead-on-plate 용접하였다. Table 1은 시험 용접조건을 나타내고 있다. 용접전류에 따라 직경이 2.0mm 와 3.2mm인 용접와이어를 달리 적용하였다. 모든 용접은 직류 정극성(DCEP)으로 상온인 실험실 조건에서 구속 없이 진행되었으며 와이어 돌출길이(wire extension)는 25mm였다.

Fig. 3은 입열량이 1097 J/mm인 시편 E의 용접부 횡단면 형상을 나타낸다. 이와 같은 횡단면을 CCD를 부착한 image analyzer로 관찰하여 용접 조건에 따른 용융부 형상 및 치수를 계측하게 된다.

Table 1 Bead on plate welding conditions

시편	전류 (A)	전압 (V)	속도 (mm/sec)	입열량 (J/mm)
A	300	31	1000	558
B	300	31	750	744
C	300	31	650	859
D	300	31	550	1015
E	400	32	700	1097
F	400	32	650	1182
G	400	32	600	1280

3.2 열전달 해석

용접선 방향으로의 열전달을 준정적 상태로 가정하여 용접선 직각 방향의 2차원 횡단면 모델에 대해 용접 입열로 인한 천이 온도를 계산하였다. 시편 용접이 용접선에 대해 좌우 대칭으로 행해졌기 때문에 반 대칭 단면 모델을 사용하였다. 2차원 단면 모델에 대한 요소망 생성 일례를 Fig. 4에 나타내고 있다.

용접 입열 모델로서 등변 사다리꼴 체적 열속 모델을 사용하고 SAW의 아크 효율을 85%로 가정하여 계산된 입열량을 용융부내의 요소에 균일 체적 열속 (body flux)으로 인가하였다[4].

Fig. 5는 실험 및 열전달 해석에서 관찰한 용융 경계선 (fusion boundary)을 비교하고 있다. 열전달 해석으로 구한 경계선은 재료의 융점으로 정의된 1521°C의 등온선을 나타낸다. 2.1절에서 설명한 것과 같이 역학적 풀림 알고리즘이 융점 이상의 온도가 계산된 요소 영역에 한해 적용되기 때문에 해석 결과의 정밀도를 높이기 위해서는 그림에 나타낸 것과 같이 수치적으로 구한 용융 경계선이 실제의 용융 경계선과 가능한 일치해야 할 필요가 있다.

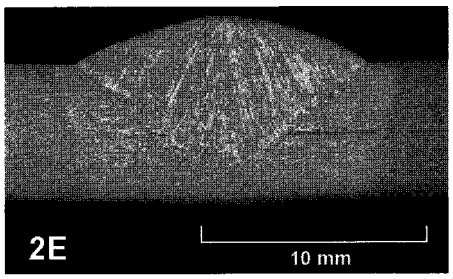

Fig. 3 Macro graph of the cross section of a weld (Q=1097 J/mm)

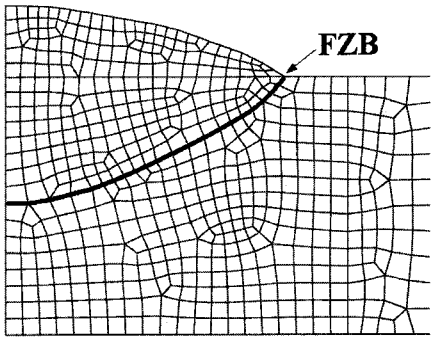

Fig. 4 Mesh model on the cross section

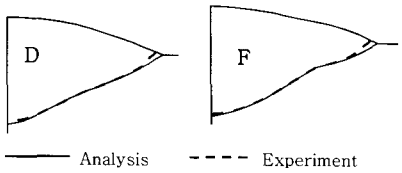

Fig. 5 Comparison between analyses and experiments

3.3 열탄소성 해석

열전달 해석으로부터 얻어진 절점 온도를 사용하여 열탄소성 해석을 행한다. 온도에 따른 선팽창계수, 탄성계수 및 Poisson 비 등 열탄소성 해석에 필요한 재료특성은 저탄소강에 대한 자료[13-14]를 인용하였다. 온도에 따른 재료의 응력-변형률 변화는 고온 인장시험 결과를 이용하였다[15].

역학적 풀림 알고리즘의 적용이 용접 잔류응력에 미치는 영향을 관찰하기 위하여 역학적 풀림 알고리즘을 적용한 구성 모델과 적용하지 않은 구성 모델로서 각각 해석하고 그 결과를 비교해 보았다. 일례로서 Fig. 6은 용접선 방향 (x방향) 잔류응력 (σ_{xx})의 폭 방향 (y 방향) 분포를 비교하고 있다. 그림의 결과에 따르면 용접 잔류응력에 미치는 역학적 풀림 알고리즘의 영향이 이전의 연구결과[7]에서 언급된 것과 마찬가지로 용융 지영역에 한정하여 나타났으며 전반적인 잔류응력 분포에는 큰 영향을 주지 않았다. 용융 지에서의 잔류응력 분포가 약간 낮은 것은 주로 역학적 풀림에 따라 재료의 항복 곡면이 초기화되었기 때문이다.

한편 Fig. 7은 역학적 풀림 알고리즘 적용이 용접 각변형 계산 결과에 미치는 영향을 실험 결과와 함께 나타내고 있다. 실험에서 얻은 각변형량은 입열량의 변화에 대해 뚜렷한 경향성 없이 약간의 높낮이를 보이며 변하였다. 역학적 풀림 알고리즘을 적용하지 않은 탄소

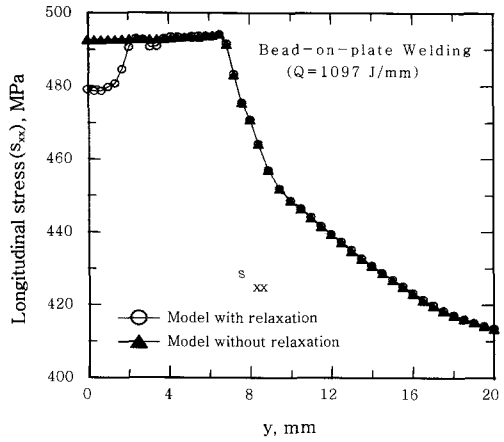

Fig. 6 Effect of the relaxation algorithm on longitudinal residual stresses

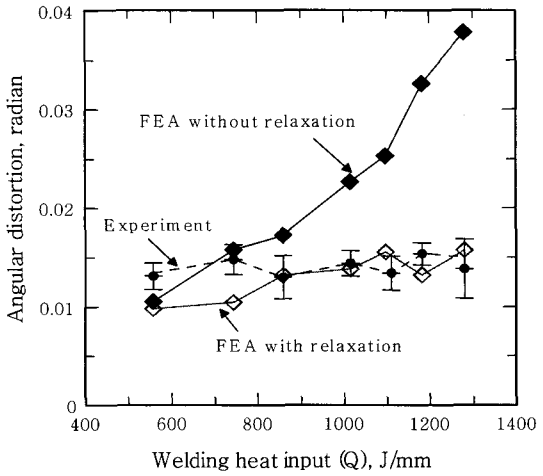

Fig. 7 Dependence of the angular distortion on welding heat input

성 해석에서 각변형량은 용접 입열량과 거의 선형적으로 비례하여 입열량이 클수록 실험결과로부터 멀어지는 결과를 보였다. 반면 역학적 풀림 알고리즘을 적용한 해석에서는 입열에 따른 각변형량 변화가 대체적으로 실험결과와 비슷한 경향을 보여 입열량에 대한 각변형량의 의존성이 역학적 풀림 알고리즘을 고려하지 않은 것보다 매우 약함을 나타내고 있다.

4. 결 론

본 해설에서는 용접 용융부에 대한 역학적 풀림 알고리즘을 열탄소성 재료 구성 모델에 적용한 용접 해석 기법과 해석 결과에 관해 예제를 중심으로 설명하였다. 지금까지 서술한 내용을 요약하면 다음과 같다.

1) 실험으로 관찰한 용융부의 형상 및 치수를 열전달 해석을 위한 유한 요소 모델에 고려하고 비교적 간단한 용접 입열 모델을 사용하여 실험에서 관찰한 것과 아주 유사한 수치적 용융부를 얻을 수 있음을 알았다. 역학적 풀림 알고리즘이 융점 이상의 온도에서만 영향이 있기 때문에 수치적 용융부가 실제 용융부 형상과 가까울수록 해석의 정밀도를 높일 수 있을 것이라 생각된다.

2) 이전의 연구결과에서도 언급된 것과 같이 역학적 풀림 알고리즘은 용융부 내에서의 잔류응력에만 약간의 영향을 주었으며 나머지 영역에서는 영향이 없었다. 용융부에서의 잔류응력 변화는 주로 역학적 풀림에 따른 항복 곡면의 초기화 때문에 발생한다.

3) 반면 용접 변형 측면에서는 역학적 풀림 알고리즘을 적용하여 실험 결과와 매우 유사한 계산 결과를 얻을 수 있었다. 역학적 풀림 알고리즘을 고려하지 않은 해석은 각 변형량이 입열량에 따라 거의 선형적으로 증가하여 고 입열 조건에서는 실험 결과보다 큰 각변형을

추정하였으나 역학적 풀림 현상으로 용융부의 소성 변형률이 초기화됨으로써 실험결과에 매우 근접한 계산결과를 얻을 수 있었다. 역학적 풀림 알고리즘의 영향은 단층 용접부보다는 다층 용접부에서 더 클 것으로 생각되기 때문에 차후 이에 관한 심도 있는 적용과 고찰이 필요할 것으로 보인다.

참 고 문 헌

1. H. D. Hibbitt and P. V. Marcal : A Numerical Thermo-mechanical Model for the Welding and Subsequent Loading of a Fabricated Structure, Computer and Structures, **3** (1973), 1145-1174
2. E. Friedman : Thermo-mechanical Analysis of the Welding Process Using the Finite Element Method, ASME Transactions, J. of Pressure Vessel Technology, **97** (1975), 206 - 213
3. P. Tekriwal and J. Mazumder : Transient and Residual Thermal Strain-stress Analysis of GMAW. T. of the ASME, J. of Eng. Mat. and Tech., **113-7** (1991), 336 - 343
4. Y. Shim, Z. Feng, S. Lee, D. Kim, J. Jaeger, J. C. Papritan, and C. L. Tasi : Determination of Residual Stresses in Thick-section Weldments. Welding Journal, **71-9**(1992), 305s - 312-s
5. N. X. Ma, Y. Ueda, H. Murakawa, and H. Maeda : FEM Analysis of 3-D Welding Residual Stresses and Angular Distortion in T-type Fillet Welds, T. of JWRI, **24-2**(1995), 115 - 122
6. K. J. Bathe : Finite element procedures, Prentice Hall, 1996, USA.
7. J. K. Hong : Study of Numerical Methodologies for Multi-pass Welding Analysis, Ph.D. Dissertation, 1996, The Ohio State University, Columbus, OH, USA
8. F. W. Brust, P. Dong, and J. Zhang : A Constitutive Model for Welding Process Simulation Using Finite Element Methods, 1997, Proceedings on Advances in Computational Engineering Science (eds. S. N. Atluri and G. Yagawa), 51-57
9. HKS : ABAQUS User's Manual, 1998, HKS Co., USA
10. R. D. Krieg and D. B. Krieg : Accuracies of Numerical Solution Methods for the Elastic- Perfectly Plastic Model, T. of the ASME, J. of Pressure Vessel Technology, **99-11**(1977), 510 - 515
11. H. L. Schreyer, R. F. Kulak, and J. M. Kramer : Accurate Numerical Solutions for Elastic-Plastic Models. T. of the ASME, J. of Pressure Vessel Technology, **101-8**(1979), 226 - 234
12. M. Kojic and K. J. Bathe : The Effective-stress-function Algorithm for Thermo-elasto-plasticity and Creep, Int. J. for Numerical Methods in Engineering, **24**(1987), 1509 - 1532
13. The British Iron and Steel Research Association : Physical Constants of Some Commercial Steels at Elevated Temperatures, Butterworths Scientific Pub., 1964
14. ASME : Boiler and Pressure Vessel Code, Section II-Part D, 1992
15. M. S. Han, J. M. Han, and Y. S. Kim : High Temperature Tensile Tests of Steels Applied to the Fabrication of Boiler and Pressure Vessel, Unpublished document, Deawoo Shipbuilding and Marine Eng. Inc., Kyoungnam, Korea, 1997

• 한명수
• 1963년생
• 대우조선해양㈜ 산업기술연구소
• 용접역학, 소성가공
• e-mail; mshan@dsme.co.kr