

대형구조물의 구조해석 정밀도 향상을 위한 용접부 모델링 기법

다웨이진* · 박 상 후**†

* 부산대학교 기계공학부 대학원, ** 부산대학교 기계공학부/정밀정형 및 금형가공연구소

Modeling Scheme for Weld-Jointed Parts for Precise Structural Analysis of Large-Scale Structures

Dawei Jin* and Sang Hu Park**†

* Graduate School of Mechanical Engineering, Pusan Nat'l Univ.,

** School of Mechanical Engineering, ERC/NSDM, Pusan Nat'l Univ.

(Received March 5, 2012 ; Revised July 16, 2012 ; Accepted August 22, 2012)

Key Words: Welding Part(용접부), Large-scale Structure(대형 구조물), Deformation Mode(변형모드), Modeling Scheme(모델링 기법), Heat Affected Zone (열 영향부)

초록: 용접은 대형구조물을 제작할 때 영구적 접합을 위해서 많이 사용하는 공정이다. 용접부는 용융부, 부분용융부, 열영향부로 나누어지며 각각의 영역들은 다른 재료물성을 가지게 된다. 또한 용접부는 용접비드 형상에 따라 기계적 신뢰성이 많이 차이 난다. 따라서 정밀한 구조해석을 수행하기 위해서는 이러한 국부적인 용접부의 특성을 잘 고려해야 한다. 본 연구에서는 이러한 용접부의 효과적인 모델링 방법에 대하여 제안하고자 한다. 특히 하중을 받는 구조물에 잘 일어나는 세 가지 변형모드(인장모드, 굽힘모드, T-굽힘모드)에 대하여 용접부를 정밀하게 모델링하는 방법을 제안하였다. 대형구조물의 구조해석을 통하여 제안된 모델링 방법이 변형, 응력분포 등을 좀 더 정밀하게 묘사해 줌을 해석적으로 확인하였다.

Abstract: Welding is a well-developed, widely used process for permanently joining metal components. However, the mechanical reliability of welded parts still offers room for improvement. A weld region consists of a fusion zone, a partially melted zone, and a heat-affected zone, and each zone has different material properties. In addition, the geometrical shape of a weld bead or fillet influences the mechanical reliability. A precise structural analysis must consider how a local welded region influences the mechanical behavior of the entire structure. This study focuses on an effective modeling scheme for the weld region. It relies on experimental and numerical methods to determine the proper correlation based on experimental results and to propose a modeling scheme for welded parts.

1. 서 론

용접 (welding)은 다양한 산업분야에서 널리 사용되는 공정이다. 예를 들면 자동차, 조선산업, 건축이나 토목산업, 뿐만 아니라 전자산업까지 그 적용범위가 다양하다. 일반적으로 용접은 고 에너지원을 이용하여 복잡한 공정을 통하여 접합하는 공정이므로 열적, 기계적, 전기적 및 재료공학적인 현상을 모두 포함하고 있다. 따라서 용접부에 대한 기계적 건정성에 대한 문제는 여전히 해결되어

야 할 문제이다. 최근에는 이러한 복잡한 문제를 효과적으로 해결하기 위하여 유한요소법(finite element method)을 적용하여 용접공정 최적화 해석과 용접부 설계를 하는 연구사례가 많이 발표되고 있다.^(1~10)

일반적으로 용접부 미세구조와 이에 따른 재료 물성은 용접조건에 따라 달라지는 것으로 알려져 있다. 이러한 영역을 열 영향부(heat affected zone)라 부른다. 열 영향부는 용융부(fusion zone)과 초기 소재(base metal) 사이에 존재하는 영역이다. Easterling 은 이러한 열 영향부를 결정구조가 큰 영역, 점차 성장하는 영역, 세밀화되는 영역 또는 재결정 영역 등으로 세분화 하여 각각의 물성변화를 확인하였다.⁽¹⁾ 따라서 이러한 불균일

† Corresponding Author, sanghu@pusan.ac.kr

© 2012 The Korean Society of Mechanical Engineers

물성영역은 해석의 정밀도를 높이기 위하여 해석 모델링에 고려되어야 한다. 기존 연구에서 전기 저항용접부에 국부적인 열 영향부를 재료 물성에 따라 세분화 하여 해석을 실시하기도 하였다.⁽⁴⁾ 또한, 점용접부에 대한 피로해석을 위한 모델링 기법을 제안한 연구사례도 있다.⁽¹¹⁾

본 연구에서는 아아크 용접(Arc welding)에서 열 영향부와 용융부의 불균일한 물성을 고려하여 구조해석의 정밀도를 향상시키는 모델링 방법을 제안하고자 한다. 일반적으로 대형구조물의 구조해석에서는 용접부가 구조물의 전체 형상에 비하여 크기가 매우 작기 때문에 용접 비드(weld bead) 및 용접부 물성 불균일성을 무시하고 해석을 수행하는 경우가 많다. 이러한 것을 개선하기 위하여 국부적인 경도실험을 통하여 용접부의 물성을 파악하고 물성에 따른 세부 영역으로 나누어서 해석에 반영하도록 하였다. 또한 용접 맞대기부의 형상에 따라 이러한 용접부 물성 불균일성이 어떻게 달라지는지도 확인하였다. 그리고 용접 비드의 형상을 단순화시켜 등가 두께를 고려하는 방법으로 해석의 정밀도를 올리는 방법을 제안하였다.

2. 용접부의 특성분석

2.1 용접시편 재료거동 및 물성

전반적인 실험내용을 정리해 보면 용접부의 국부적인 재료물성과 용접된 시편의 재료거동을 정량적으로 분석하기 위하여 경도실험과 인장실험을 ASTM 규격에 따라 실시하였다.⁽¹²⁾ 마이크로 경도 실험은 용접과정에서 열 영향으로 재료물성이 국부적으로 달라지는 영역을 정하는데 유용하다. 그리고 인장실험의 경우 용접된 시편의 전체적인 재료거동을 분석하고, 모재에 대한 재료물성을 얻기 위하여 실시하였다. 또한 용접 맞대기부의 형상에 따라 재료거동에 미치는 영향을 인장실험으로 알아보았다. 용융부의 국부적인 재료물성은 인장실험으로 알아보기 어렵기 때문에 나노 인덴테이션(nano-indentation)을 이용하여 하중을 부가할 때 (loading)와 해지할 때(unloading)의 하중변화 기울기를 이용하여 해석에 필요한 기계적 물성을 얻었다. 열 영향부의 재료물성에 대해서는 경도값에 따른 물성의 관계식을 이용하여 간접적으로 구하였다.

용접된 시편의 전반적인 재료거동을 분석하기 위해 기본적인 인장실험과 굽힘실험을 실시하였다. 모든 시편은 두께 15 mm 로 동일하게 제작하였으

며 JIS SS400 소재를 이용하였다. 기본적인 재료물성으로 탄성계수 200 GPa, 인장강도 448 MPa, 푸아송비 0.3, 밀도 7.8 g/cc 이다. 용접조건으로는 전류 280 A 와 전압 30 V 조건에서 아아크 용접을 실시하였다. 사용된 용접봉은 SF71(Hyundai Welding Co., Ltd)을 사용하였다. 용접봉의 구성요소로는 Fe (90 wt%), TiO₂ (6 wt%), Mn (2 wt%), SiO₂ (1 wt%), 그리고 기타성분이 1 wt% 수준이다. 재료거동 시험에서 용접부의 맞대기 이음 형상에 따른 특성을 분석해 보기 위하여 맞대기 형상을 Fig. 1(a)에 나타난 것처럼 4 가지 종류(I 형, 단일 V 형, 단일 베벨(bevel)형, 양쪽 V 형)를 사용하였다.

경도실험으로 정량적으로 용접부에 경도 분포값을 측정하였다. 경도실험은 록크웰 경도 시험(Rockwell hardness B-scale)을 이용하여 용접부에 3 mm 의 균일 간격으로 측정하였다. Fig. 1(b)에는 단일 V 형 맞대기 이음의 경우에 대하여 측정된 경

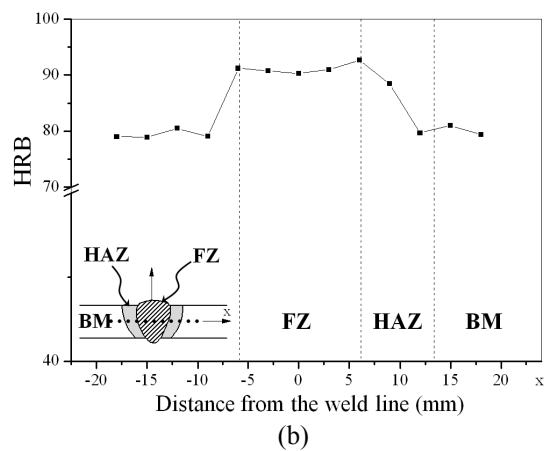
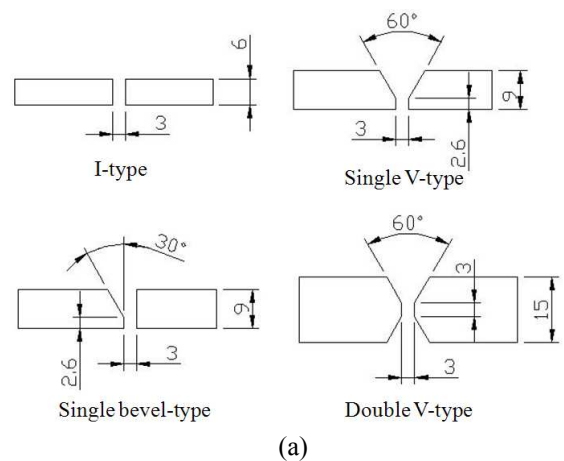


Fig. 1 (a) Four types of butt shapes; (b) hardness distribution of the weld part (the base metal: BM, the heat-affected zone: HAZ, and the fusion zone: FZ)

Table 1 Summary of the hardness variation of various types of welding butt

Type/Zone	Average HRB	HV	HB	Yield Stress (MPa)	Elastic modulus (GPa)
I-type	HAZ1	89	180	426.98	143.75
	FZ	91	190	455.74	318.29
	HAZ2	83	159	366.58	143.75
Single-V	HAZ1	80	150	340.7	143.75
	FZ	91	190	455.74	318.29
	HAZ2	83	159	366.58	143.75
Single-bevel	HAZ1	84	162	375.21	143.75
	FZ	93	200	484.5	318.29
	HAZ2	83	159	366.58	143.75
Double-V	HAZ1	78	144	323.44	143.75
	FZ	94	205	498.88	318.29
	HAZ2	82	156	357.96	143.75

도분포의 3 회 측정 평균 값을 나타낸 것이다. 용접부는 측정된 경도 값의 분포에 따라 용융부 (fusion zone), 열 영향부(heat affected zone), 그리고 모재(base metal) 등 세 가지 영역으로 분류할 수 있다. 경도 값은 HRB 80 에서 90 사이의 값을 가지며 용융부와 모재의 경우에는 일정한 경도 값을 나타내지만 열 영향부의 경우 약 7 mm 정도의 범위에서 용접시 온도분포, 냉각속도의 영향으로 경도 값이 국부적인 편차를 가지며 용융부에 가까울 수록 경도 값이 거의 선형적으로 증가함을 알 수 있다. 그러나 대형 구조물의 구조해석에서는 열 영향부와 같이 연속적으로 재료물성이 변하는 구간을 실제와 같이 묘사하기 위하여 세부 영역으로 다시 나누거나 연속적인 물성을 부가하는 것이 계산시간을 고려할 때 어려움이 있다. 따라서 본 연구에서는 열 영향부의 평균 물성치를 적용하도록 하였다.

맞대기 형상에 따른 재료 거동에 대해서는 Table 1 에 정리된 바와 같다. 두 개의 모재를 맞대기 용접으로 부착 한 뒤, 용접 비드를 밀링머신으로 제거하여 비드 형상에 의한 응력집중이 발생하지 않도록 한 경우와 용접 비드를 그대로 둔 경우에 대하여 각각 인장시편을 만들었다. 맞대기 형상에 따라 각각 5 개의 인장시편을 제작하여 반복 실험을 실시하였다. 인장실험에서 necking(necking)이 발생하는 부분은 맞대기 형상에 관계없이

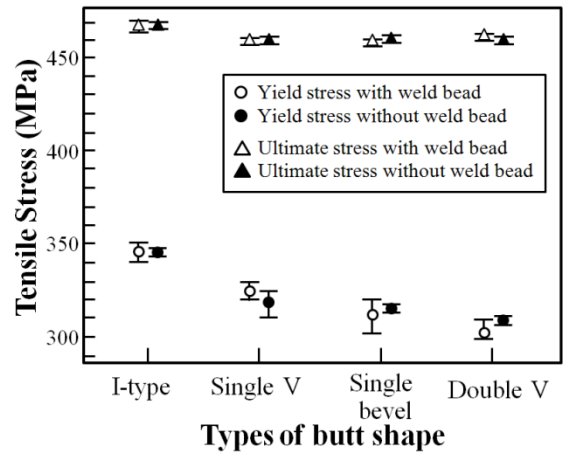


Fig. 2 Stress ranges of the yield and ultimate stress in relation to the butt shapes (I type, single V, single bevel, and double V)

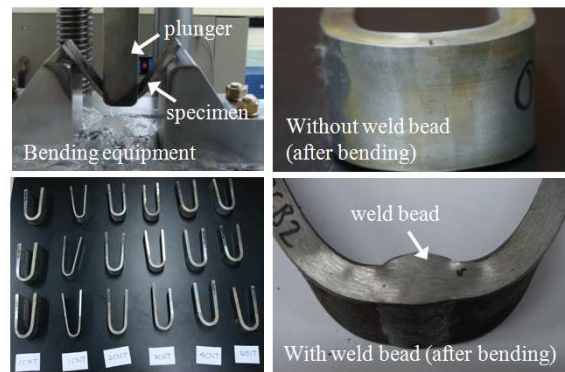


Fig. 3 Photographs on the U-bending tests: the test rig (upper-left) and the test results come from two types of specimens having weld bead and no bead

용접부의 열 영향부의 끝단에서 대부분 발생되었다. 이것은 경도실험 결과에서도 나타난 것처럼 용접부가 용접 후 급냉으로 인하여 기계적 강도가 증가되었기 때문이다 [Fig. 1(b) 참조]. 또한 용융부를 중심으로 양쪽 열 영향부가 완전 대칭이 되지 않아서 최약한 쪽으로 necking이 발생하고 결국 파단에 이르게 된다. Table 1 에서 나타낸 것처럼 용융부를 중심으로 동일한 위치의 양쪽 열 영향부 경도 값을 측정해 보면 약 6% 범위 이내에서 차이가 남을 알 수 있다.

또한, 맞대기 형상에 따른 항복응력과 탄성계수는 거의 유사함을 알 수 있다. 인장강도(ultimate strength)는 평균치로 약 460 MPa 로 나타났으며 항복응력의 경우 용접 비드를 제거한 경우에 293 MPa 에서 342 MPa 범위에 있으며 용접 비드가 있는 경우는 약 5% 정도 응력집중 효과에 의해 줄어듦을 알 수 있었다. 여기서 국부적인 물성인 열

영향부와 용융부에 대하여 항복응력과 탄성계수 값을 구하는 방법은 경도 값을 이용한 실험식을 활용하였는데 자세한 것은 2.2 절에 기술하였다.

굽힘 하중에 대한 용접부 거동을 확인해 보기 위하여 3 점 굽힘실험(three-point bending test)을 실시하여 굽힘 과정 중에 나타나는 균열, 파단 등 기계적 건전성을 알아 보았다. 이러한 방식은 용접시편의 문제점을 쉽게 분석하기 위하여 자주 사용하는 방법이다. 굽힘실험은 ASME 기준에 의하여 실시하였으며, 각 시편은 길이 250 mm, 폭 40 mm 크기로 제작하였으며, Fig. 1(a)에 나타난 것처럼 맞대기 형상에 따라 각각 제작하였다. 또한 용접 비드의 영향을 알아 보기 위하여 용접 비드가 있는 경우와 없는 경우를 나누어서 시험 평가하였다. 용접 비드가 있는 경우는 굽힘실험용 펀치의 단면을 평탄하게 하여 비드 부분에 접촉이 용이하도록 하였다. Fig. 3 에 나타난 실험결과를 살펴보면 네 가지 맞대기 형상 및 용접 비드가 있는 경우와 없는 경우를 포함하여 모든 시편에서 거의 U자형이 될 때까지 굽힘이 발생하면서 외형적으로 균열이나 파단이 발생하여 않아서 굽힘에 의한 용접부의 기계적 건전성은 우수함을 알 수 있었다. 또한 굽힘실험을 통하여 용접부를 가진 시편의 재료거동 형태를 파악할 수 있었다.

2.2 용접부 재료 모델링

용접에 사용된 모재의 경우에는 응력-변형률 선도를 일반적인 인장실험을 통하여 얻을 수 있다. 또한 모재의 기계적 거동은 식 (1)의 홀로몬(Hollomon) 식을 이용하여 간단하게 표현할 수 있다.⁽¹³⁾

$$\sigma = K\epsilon^n \tag{1}$$

여기서 K 는 강도계수(strength coefficient), n 은 가공경화 지수(strain hardening exponent)를 나타낸다. 여기서 인장실험의 결과 K 는 773 MP, 그리고 n 은 0.23 이다. 그러나 열 영향부에 대한 재료물성을 인장실험으로 직접적으로 구하는 것은 영역이 작기 때문에 어렵다. 더군다나 Fig. 1(b)에 나타난 것처럼 열 영향부의 경도 값이 거의 선형적으로 변하기 때문에 열 영향부의 기계적 물성은 용융부와 모재의 중간 값으로 하도록 하였다. 또한 열 영향부의 항복 응력은 항복응력과 경도값의 연계식을 이용하여 식 (2)와 같이 구하였다.⁽¹⁵⁾

$$YS = -90.9 + 2.876HV \tag{2}$$

여기서 YS 는 항복응력(단위: MPa), HV 는 다이아

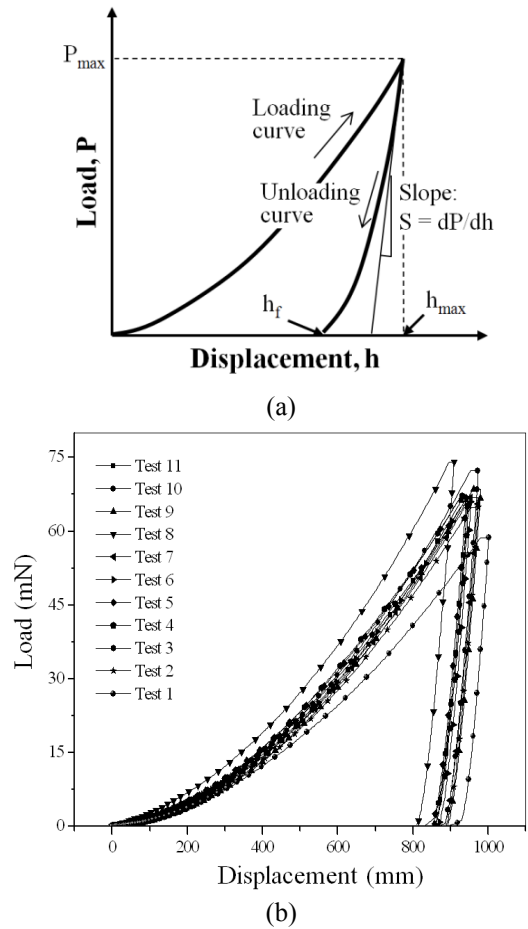


Fig. 4 (a) Schematic diagram of the load vs. displacement relation obtained from the nanoindentation test; (b) real data from a total of 11 nanoindentation tests

몬드 피라미드 경도값(단위: kgf/mm²)을 의미한다. 식 (2)와 관련된 표준 오차량은 대략적으로 22.3 MPa 이다. 용융부에 대한 재료물성은 일반적으로 용접봉의 재질과 용고 속도에 의하여 영향을 받으며 탄성계수가 모재와 확연히 구별이 된다. 용융부의 탄성계수를 계산하기 위하여 식 (3)과 같이 나노 인덴테이션의 하중제거 곡선(unloading curve)의 기울기를 이용하는 올리브(Oliver) 방식을 이용하였다.⁽¹⁶⁾ Fig. 4(a)에 나타난 것처럼 하중-변위 곡선을 이용하여 탄성계수를 구하게 되는데 하중제거 곡선의 기울기와 접촉면적을 통하여 탄성계수를 얻게 된다.

$$S = \beta \frac{2}{\sqrt{\pi}} E_{eff} \sqrt{A} \tag{3}$$

여기서 S 는 하중제거곡선 기울기(elastic unloading stiffness), A 는 접촉면적, β 는 무차원 변수로 1로 두었다. 그리고 E_{eff} 는 유효 탄성계수(effective elastic modulus)를 나타낸다. 이것은 식 (4)와 같이 표현된다.

$$\frac{1}{E_{eff}} = \frac{1-\nu^2}{E} + \frac{1-\nu_i^2}{E_i} \quad (4)$$

이러한 유효 탄성계수는 시편과 인덴터(indenter) 사이에서 일어나는 탄성변형을 이용하여 구하게 된다. 시편의 탄성계수를 E , 푸아송(Poisson's ratio)을 ν , 그리고 인덴터의 탄성계수와 푸아송 비는 각각 E_i, ν_i 로 두면 유효 탄성계수를 구할 수 있다. 식 (3)은 축대칭(axisymmetry) 인덴터에 대하여 적용할 수 있는 수식이다. Fig. 4(b)는 나노 인덴테이션으로 구한 실험결과를 나타낸 것이다. 국부적인 탄성계수 값은 앞의 식 (3)과 식 (4)를 연계하여 구할 수 있으며 Table 1에 그 결과를 정리하였다.

3. 용접부 변형모드에 따른 모델링

일반적으로 용접된 구조물에 많이 걸리는 변형모드(deformation mode)는 인장모드(tension mode), 굽힘모드(bending mode), T-굽힘모드(T-bending mode) 등 세 가지로 구분될 수 있다. 따라서 용접 구조물에 걸리는 변형모드에 따라 해석 모델을 적용하게 되면 해석의 정밀도 향상과 계산시간을 줄일 수 있는 효과가 있다. 본 연구에서는 이러한 세 가지 대표적 변형모드에 대하여 효과적으로 해석 모델링하는 방법에 대하여 연구하였다. 먼저 인장모드에 대하여 알아보았다. 인장모드의 시편형태는 용접비드를 제거한 상태로 실험과 동일한 크기, 소재를 선택하여 육면체 요소(solid element)와 셸 요소(shell element)에 대하여 각각 적용하여 ANSYS(ver. 12)로 탄소성 해석을 수행하였다. 해석에는 실제 형상과 용접부의 물성을 동일하게 모재, 열 영향부, 용융부에 대하여 적용하여 해석을 수행하였다. 열 영향부의 경우 용융부를 중심으로 양 쪽(Table 1의 HAZ1, HAZ2)에 존재하게 되는데 실제 공정에서는 완전한 대칭구조로 되기가 어렵다. 따라서 육면체 요소 해석에서는 Table 1에 나타낸 바와 같이 I형의 맞대기 형상에서 열 영향부의 물성을 약 7% 정도 다르게 주어서 해석을 실시한 결과 Fig. 5(a)와 같이 취약한 열 영향부 쪽에서 먼저 네킹이 발생됨을 알 수 있다. 하지만 열 영향부의 물성을 양 쪽 모두 동일하게 주어지면 Fig. 5(b)에 나타낸 셸 요소 결과와 같이 열 영향부가 끝단의 양 쪽에서 대칭적으로 네킹이 발생한다. 복잡한 용접 구조물의 경우 육면체 요소를 사용하여 필렛(fillet) 형상, 맞대기 단면형상을 정확하게 모델링하고 양단 모두 열 영향부의 물성을 연속적으로 측정하여 해석에 적용하는 것은 매우 어려운 일이 될 것이다. 하지만 인장거동에 의한 파단부를 정밀하

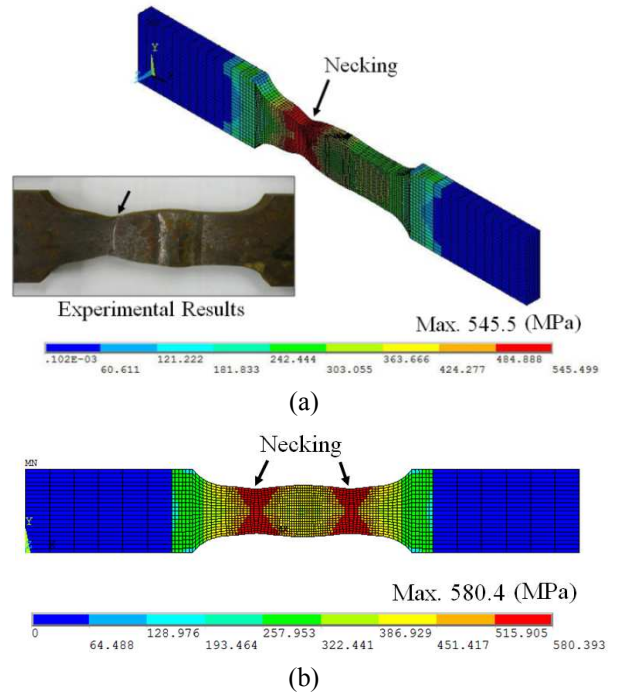


Fig. 5 Simulation results of the tensile test: (a) solid element with unbalanced real material properties of the weld part (HAZ1≠HAZ2); (b) shell element with symmetrical material properties of the weld part (HAZ1=HAZ2). HAZ1 refers to the left side of the welded FZ; HAZ2 refers to right side of the welded FZ

게 예측이 필요한 경우에는 열 영향부 물성을 다르게 적용할 필요도 있다. Fig. 5(a)와 5(b)에 나타낸 두 가지 해석모델의 결과에서 최대 응력(von Mises stress)이 각각 545.6 MPa, 580.4 MPa로 나타났다. 두 해석모델의 전체 요소 수는 일치하지 않지만 해석결과를 상호 비교하기 위하여 변형부분에 대한 요소 크기는 일치하도록 하였다. 해석결과에서 셸 요소를 사용하였을 때 좀 더 높게 응력이 나타났으며 약 6% 차이를 보였다. 따라서 인장모드의 결과에서는 셸 요소를 이용하여 해석한 결과가 육면체의 경우에 비하여 해석시간이 약 43% 절감이 되며 최대 응력값도 유사하여 효율적인 해석모델 방법으로 사료된다.

인장모드에 대한 셸 요소 해석모델과 실험결과의 정확성을 비교하기 위하여 맞대기 형상이 다른 세 가지 모델에서 실제 인장실험에서 구한 재료거동과 해석결과를 서로 비교해 보았다. 해석에 사용된 재료물성은 맞대기 형상에 따른 국부적인 물성을 구한 Table 1의 재료 물성값을 이용하였다. 또한 실험에서 구한 모재의 물성은 평균치로 탄성계수 143.75 GPa, 항복응력 331.4 MPa, 그리고 경도 78 HRB로 나타났다. 응력-변형률 선도의 결과

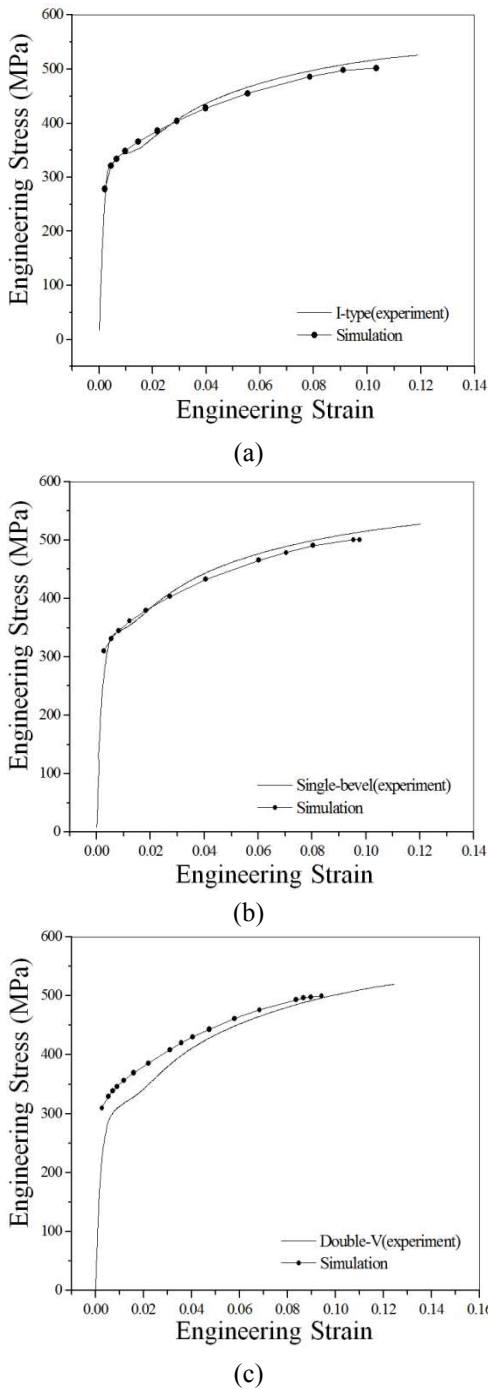


Fig. 6 Comparison of the simulation and experimental results of the tensile test: (a) the I-type butt shape, (b) the single-bevel butt shape, and (c) the double-V butt shape

를 비교해 보면 Fig. 6(a)-6(c)에 나타난 것처럼 실험과 제안된 해석모델이 잘 일치함을 알 수 있다. 또한 굽힘모드에 대한 재료거동을 확인해 보기 위하여 쉘 요소를 사용하여 3 점 굽힘해석을 실시하였다. 해석에서 재료물성은 국부적인 물성을 고려하였고 I 형 맞대기 형상모델의 경우를 사용하

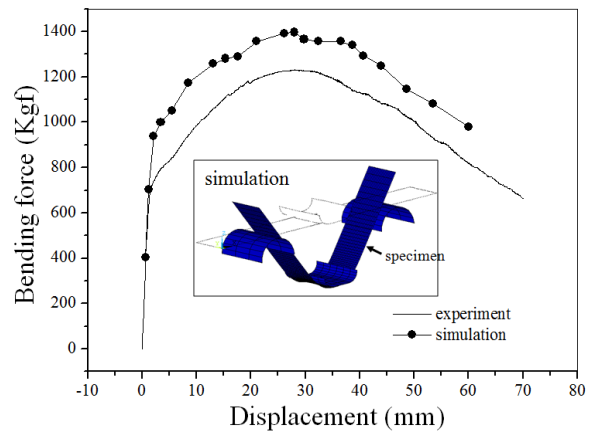


Fig. 7 Comparison of simulation and experimental results of the relation between the bending force and the displacement

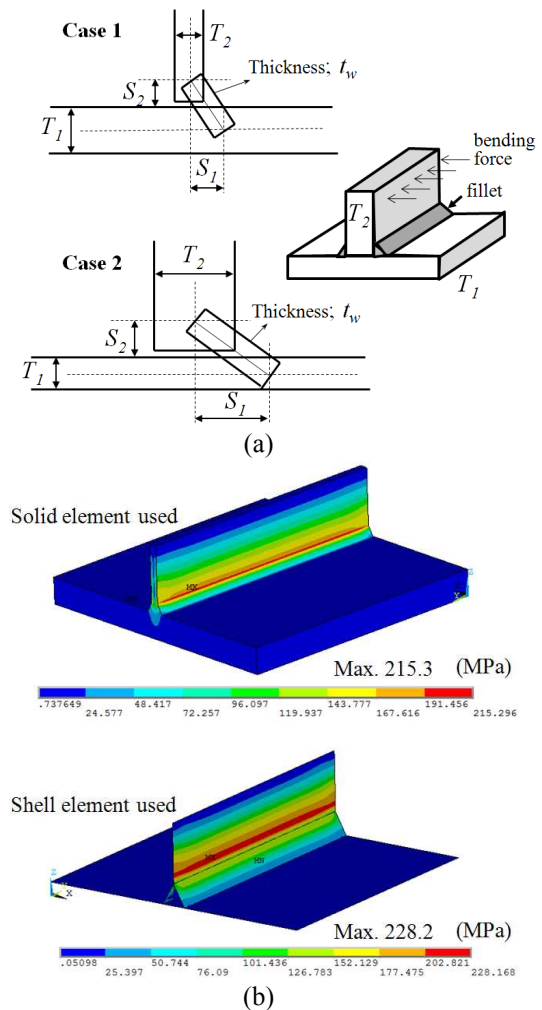


Fig. 8 (a) Schematic diagram of the method of defining the fillet shape in relation to the thickness of the plates (T_1 and T_2); (b) the von Mises stress distribution for the solid element and shell element with respect to the weld-fillet shape and the material properties

였다. Fig. 7에 나타난 것처럼 하중과 변위 곡선에서 실제 실험에서 구한 결과와 약 14.2% 차이가 남을 알 수 있다. 이러한 차이는 굽힘실험에서는 용접비드의 형상을 그대로 두었고, 해석에서는 셸 모델에서는 비드 높이 만큼을 용융부의 두께로만 표현하여 비드형상을 명확하게 고려하기 어렵기 때문에 실험과 해석의 차이가 발생한 것으로 사료된다. 향후 셸 요소에서 굽힘에 대한 보다 정밀한 해석을 위한 용접비드 고려한 해석모델링 방법을 연구할 필요가 있다.

용접구조물의 많은 경우 강성 보장을 위하여 리브(rib)를 제작하거나 격벽을 만들기 위해서 또는 여러 가지 목적으로 수직판과 수평판에 용접한 구조물이 많다. 이러한 구조를 본 논문에서는 T 자형 구조로 정의한다 [Fig. 8(a) 참조]. 이러한 구조물에서 수직판이 굽힘을 받아서 용접부에 균열이나 변형이 발생하는 경우가 많다. 따라서 설계단계에서 수직과 수평판이 만나는 용접부에 걸리는 응력을 정확하게 예측할 필요가 있다. T 자형 구조의 경우 인장모드나 굽힘모드에 비하여 용접비드형상의 영향을 많이 받는다. 따라서 용접비드를 고려한 모델링이 필요한데, 셸 모델에서 이러한 용접비드 형상을 정밀하게 묘사하기가 어렵다. 본 연구에서는 수직 및 수평 두 판의 두께를 고려하여 두 판의 중심선이 만나는 조건을 이용하여 간단하게 용접비드를 모델링하는 방법을 제안하였다.

Fig. 8(a)에 나타난 바와 같이 두께 t_w 를 가진 용접비드가 수직, 수평판에 연결되도록 셸 요소로 모델링한다. 이때 용접비드의 두께는 기하학적으로 용접비드가 두 판을 완전하게 연결되는 조건으로 식 (5)에 의하여 구하게 된다. 식 (5-6)에서 두 수직 및 수평판의 두께를 각각 T_1 , T_2 로 두면, 이것을 이용하여 용접비드 길이(S_1 , S_2)를 계산하고 최소가 되는 방향으로 용접비드의 두께를 계산하게 된다.

$$\text{Case 1: } T_1 > T_2, \quad S_1 = 0.5T_2 + T_2, \quad S_2 = 0.5T_1 + T_2 \quad (5)$$

$$\text{Case 2: } T_2 > T_1, \quad S_1 = 0.5T_2 + T_1, \quad S_2 = 0.5T_1 + T_1 \quad (6)$$

$$\text{Minimum thickness of weld } (t_w) = \min(S_1, S_2) \quad (7)$$

여기서 S_1 와 S_2 는 수직 및 수평방향으로 용접비드의 폭을 나타낸 것이다.

제안된 방법의 신뢰성을 검토해 보기 위하여 수직, 수평으로 용접된 T형 구조에 대하여 육면체 요소를 사용하여 정밀하게 용접비드 형상을 고려한 경우와 본 논문에서 제안된 셸 모델링과의 해석결과를 비교해 보았다. 해석형상과 조건으로는

T_1 와 T_2 가 각각 20 mm, 6 mm로 두었고, 수직판의 높이를 50 mm, 수평판의 길이를 206 mm로 하였다. 압력조건으로 수직판이 굽힘이 발생하도록 수직판의 끝단부에 5 MPa의 하중을 가하였으며, 사용된 소재는 구조용강에 많이 사용되는 JIS SS400로 하였다. Fig. 8(b)에 나타난 해석 결과에서 최대 응력 발생부 위치와 크기가 유사하게 나타났다. 본 연구에서 제안된 셸 모델의 경우 약 5.7% 더 큰 값으로 나타남을 알 수 있다. 이러한 오차량은 앞서 용접비드 두께를 계산하는 방식에서 셸 모델의 경우 수직, 수평판과 용접비드의 두께가 만나는 부분에서 이중으로 고려되는 부분이 있는데 그러한 기하학적 오차량이 같이 포함된 것으로 판단된다. 그러나 전체적으로 제안된 모델링 방식이 T 자형 구조물의 재료거동을 잘 묘사하며, 대형 구조물의 해석에서는 모델링 시간과 해석시간을 줄일 수 있다고 사료된다.

4. 대형 구조물 해석적용

앞서 제안된 변형모드에 따른 용접부 모델링 방식을 이용하여 대형구조물에 대한 해석에 적용해 보았다. Fig. 9(a)에 나타난 바와 같이 적용된 모델은 저인망 그물을 유도하는 트롤 도어(trawl door)이며, 일반적으로 그 크기가 2~5 m 정도 가진다. 해석 모델의 경우, 폭 2500 mm, 높이 1500 mm를 가진다. 해석조건으로는 트롤 도어는 Fig. 9(a)에 나타난 것처럼 어선에 로프로 연결되어 배가 진행함에 따라 끌려가도록 되어 있다. 또한 배의 속도는 일반적인 물고기의 유인속도인 3 m/s로 두었기 때문에 트롤도어가 이러한 속도로 수평으로 움직이면서 해저면의 바위(강체)와 35°의 각도로 충돌하는 조건으로 하였다. 이러한 대형구조물의 충돌해석의 경우 요소 수가 과도하게 많고 또한 접촉조건 등으로 인하여 해석시간이 많이 요구된다. 따라서 국부적인 부분에 대한 변형거동을 분석을 위해서는 효과적인 모델링 방법이 필수적으로 요구된다.

트롤 도어의 경우 대부분의 구조물이 강성보장 및 기능을 위하여 T 자형 용접결합으로 제작되었다. 해석 모델은 일반적으로 대형 구조물 해석에 적용하는 방식으로 용접비드 형상이나 국부적 물성을 모두 고려하지 않은 육면체 요소를 적용한 모델과 용접비드에 대한 두께를 본 연구에서 제안된 방법으로 계산하여 적용하고 재료물성도 용접부의 국부적인 물성을 고려한 셸 모델을 각각 완성하여 해석결과를 비교해 보았다. Fig. 9(a)의 박스

내부의 형상은 쉘 모델에서 사용된 용접비드를 나타낸 것이다. Fig. 9(b)에 나타낸 해석결과에서 용접비드가 없는 경우와 있는 경우의 응력분포를 살펴보면, 용접비드가 없는 일반적으로 접근하는 방법에서는 국부적인 응력분포가 충돌이 발생하는 면에만 집중되어 나타나며, 본 연구에서 제안한 방법을 적용한 쉘 모델에서는 응력분포가 보다 명확

하게 전과되어 나타남을 알 수 있다. 또한 해석시간을 비교해 보면 육면체 요소의 경우 CPU 계산시간으로 $7.194e^4 \text{ sec}$ 정도 걸리며, 쉘 요소의 경우 획기적으로 줄어든 $3.647e^5 \text{ sec}$ 로 나타났다. 따라서 계산시간 면에서도 제안된 방식이 우수함을 알 수 있다.

5. 결 론

본 연구에서 실험과 해석을 통하여 용접부 모델링을 위한 효율적 방법을 제안하고 일반적인 해석 모델링 방법과 비교하여 그 결과를 비교하였다. 용접부의 해석모델을 검토하기 위하여 용접부의 물성을 용융부, 열 영향부, 모재로 나누어서 각 부분의 물성을 맞대기 형상에 따라 각각 측정하였다. 측정결과 주어진 용접조건과 방식하에서 얻어진 용융부와 열 영향부의 물성이 모재에 비하여 두 배정도 큰 값으로 나타났다.

또한 변형모드에 따라 인장모드, 굽힘모드, T-굽힘모드로 분류하고 각 모드별로 맞는 모델링 방법을 검토하였다. 특히 T 자형 구조는 용접 구조물에 주로 사용되는 형태인데 용접비드를 해석에 고려하지 않은 경우와 고려한 경우에 따라 응력분포 차이가 많이 남을 알 수 있었다. 그리고 대형 구조물 해석예제를 통하여 국부적 용접부 물성과 용접비드를 고려한 경우에 보다 정밀한 해석결과와 짧은 계산시간이 얻어짐을 알 수 있었다. 그러나 실제 대형구조물에 대한 실험을 통하여 본 연구에서 제안된 방법의 신뢰성을 향후 연구에서 검증할 필요가 있다.

후 기

본 연구는 부산대학교 해외장기파견 지원금으로 수행되었으며 관련자에게 감사드립니다.

참고문헌

- (1) Easterling, K. E., 1993, "Mathematical Modeling of Weld Phenomena," H. Cerjack and K. E. Easterling Eds, Institute of Materials, pp. 183~200.
- (2) Mackerle, J., 2002, "Finite-Element Analysis and Simulation of Welding - An Addendum: a Bibliography (1996-2001)," *Modeling Simul. Sci. Eng.*, Vol. 10, pp. 295-318.
- (3) Lindgren, L. E., 2006, "Numerical Modeling of Welding," *Comput. Methods Appl. Mech. Engrg.*, Vol. 195, pp. 6710~6736.

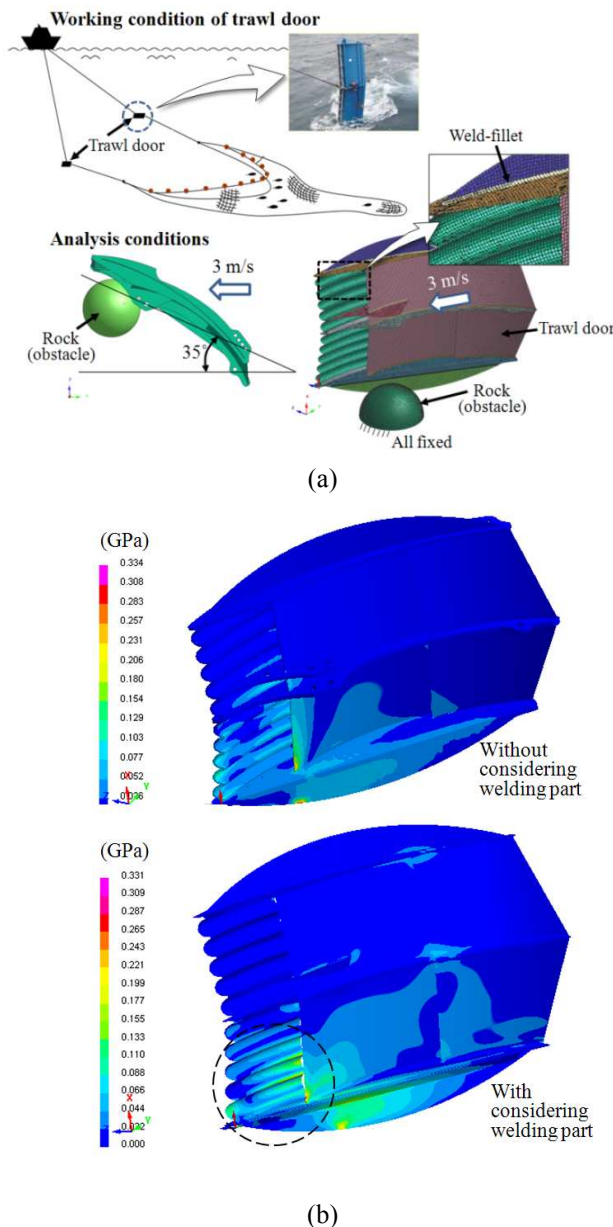


Fig. 9 (a) Schematic of the working conditions and roles of a trawl door (upper) and the impact analysis conditions; impact with a rock below the sea at a velocity of 3 m/s (lower). (b) Analysis results in the case without a weld (upper) and in the case with a weld (lower). The area circled by the dotted line clearly shows the stress distribution of the welded part

- (4) Zuniga, S. M. and Sheppard, S. D., 1995, "Determining the Constitutive Properties of the Heat-Affected Zone in a Resistance Spot Weld," *Modeling Simul. Sci. Eng.*, Vol. 3, pp. 391~416.
- (5) Chidiac, S. E. and Mirza, F. A., 1993, "Thermal Stress Analysis due to Welding Processes by the Finite Element Method," *Computers & Structures*, Vol. 46, No. 3, pp. 407~412.
- (6) Lee, C. H., Lee, J. B., Park, D. H. and Na, S. J., 2008, "Computer Simulation of Residual Stresses in Welding Process Using Finite Element Method," *Material Science Forum*, Vol. 580-582, pp. 439~442.
- (7) Yajiang, L., Juan, W., Maoai, C. and Xiaqin, S., 2004, "Finite Element Analysis of Residual Stress in the Welded Zone of a High Strength Steel," *Bull. Mater. Sci.*, Vol. 27, No. 2, pp. 127~132.
- (8) Frewin, M. R. and Scott, D. A., 1999, "Finite Element Model of Pulsed Laser Welding," *Welding Research Supplement*, pp. 15~22.
- (9) Murakawa, H. and Minami, H., 2002, "Development of Finite Element Method for Seam Welding and Its Application to Optimization of Welding Condition," *Proc. the Twelfth International offshore and Polar Engineering Conference*, Kitakyushu, Japan, pp. 26~31.
- (10) Nam, G. J., Kim, K.W., Hong, U. J., Lee, J. H., Suh, J. and Cho, H. Y., 2006, "Finite Element Analysis of Nd:YAG Pulse Laser Welding for AISI 304 Stainless Steel Plate," *Trans. Kor. Soc. Mecha. Eng. A*, Vol. 30, pp. 428~434.
- (11) Joo, B.-H., Byun, H.-B. and Lee, B.-C., 2005, "Performance Evaluation for the Methods of Spot Weld Modeling Considering Durability," *Trans. of KSME A*, Vol. 29, No. 8, pp. 1153~1160.
- (12) ASTM E 18, 2008, "Standard Test Methods for Rockwell Hardness of Metallic Materials."
- (13) ASTM E 190-92, 2003, "Standard Test Method for Guided Bend Test for Ductility of Welds."
- (14) Callister, W. D., 2006, "Materials Science and Engineering: An Introduction," 7th Edition, John Wiley & Sons Inc.
- (15) Pavlina, E. J. and Van Tyne, C. J., 2008, "Correction of Yield Strength and Tensile Strength with Hardness for Steels," *JMEPEG*, Vol. 17, pp. 888~893.
- (16) Oliver, W. C. and Pharr, G. M., 1992, "An Improved Technique for Determining Hardness and Elastic Modulus Using Load and Displacement Sensing Indentation Measurements," *J. Mater. Res.*, Vol. 7, pp. 1564~1583.