

유한요소법을 이용한 용접열영향부의 균열진전 및 샤르피 흡수에너지 연구

Study of Crack Propagation and Absorbed Energy in Heat Affected Zone Using a Finite Element Method

장 윤 찬* 이 영 석†

Jang, Yun-Chan Lee, Youngseog

(논문접수일 : 2009년 9월 24일 ; 심사종료일 : 2009년 11월 23일)

요 지

본 논문은 샤르피 충격실험과 유한요소법을 이용하여 노치위치에 따른 파괴거동과 흡수에너지의 영향을 평가하였다. 본 연구자는 쉴드메탈아크 용접방법으로 두께가 25mm인 압력용기용강(SA-516 Gr. 70)을 용접하였고, 이 용접된 평판으로 샤르피 시편을 제작하였다. 샤르피 충격실험에서는 용접열영향부(HAZ)에서 노치위치가 다른 시편이 사용되었다. 그리고 본 연구자는 유한요소법을 이용하여 샤르피 충격실험에서의 균열진전을 모사하였다. 용접열영향부(HAZ)의 기계적 물성을 유한요소해석에 적용하기 위해 HAZ를 2개 영역, 3개 영역 그리고 4개 영역으로 나누었다. 본 연구결과에서는 샤르피 충격실험의 흡수에너지가 노치위치에 의존적이라는 것을 보여주었다. 또한 샤르피 용접시편에서 신뢰성 있는 유한요소해석 결과를 얻기 위해서는 용접열영향부를 적어도 3개 이상의 영역으로 나누어야 한다는 결과를 얻었다.

핵심용어 : 샤르피 충격실험, 용접열영향부, GTN 모델, 유한요소해석, 균열진전모사

Abstract

In this study, Charpy impact test and numerical studies were performed to examine the effects of failure behavior and energy absorption on the notch position. For this purpose, carbon steel plate(SA-516 Gr. 70) with thickness of 25mm usually used for pressure vessel was welded by SMAW(Shielded Metal-Arc Welding)method and specimens were fabricated from the welded plate. The Charpy impact tests were then performed with specimens having different notch positions varying within HAZ. A series of three-dimensional FE analysis which simulates the Charpy test and crack propagation are carried out as well. We divided HAZ into two, three and four regions to apply mechanical properties of HAZ to FE-analys. Results reveal that the absorbed energies during impact test depend significantly on the notch position. To obtain the results of reliability, HAZ should be divided into at least three regions.

Keywords : charpy impact test, heat affected zone(HAZ), GTN model, FE-simulation, crack propagation simulation

1. 서 론

샤르피 충격실험(Charpy impact test)은 샤르피가 1세 기 전 제안한 실험으로 충격하중이 가해지는 동안 재료의 흡수 에너지를 측정하는 표준화된 고속변형 실험이다(Charpy, 1901). 샤르피 충격실험은 용접된 구조물의 변형 및 파괴과

정을 이해하는데 사용되고 측정된 인성(toughness)을 기준으로 용접 구조물의 안전성 및 신뢰성을 평가할 수 있다.

재료의 충격값에 미치는 요소들은 재료의 종류(미세조직), 실험온도, 충격속도 및 시편편 형상이다. 샤르피 시편의 중간 부분에는 노치(notch)가 있는데, 시편의 파괴는 항상 노치에서 시작된다. 등방성 재료의 경우 노치위치(시편편의 채취위

† 책임저자, 정회원 · 중앙대학교 기계공학부 교수
Tel: 02-820-5256 ; Fax: 02-814-9476
E-mail: ysl@cau.ac.kr

* 중앙대학교 기계공학부 박사과정

• 이 논문에 대한 토론을 2010년 2월 28일까지 본 학회에 보내주시면 2010년 4월호에 그 결과를 게재하겠습니다.

치)에 따른 충격치의 영향은 매우 적다. 하지만 용접부위가 포함된 시편의 경우 용접열영향부의 기계적 물성변화 때문에 노치위치에 따른 충격치의 영향은 크다. 따라서 용접시편의 노치위치는 샤르피 충격실험에 있어서 중요한 인자다.

많은 연구자들은 용접열영향부의 충격특성에 대하여 연구하였다. Kim 등(1998)은 원자로 용기강(SA508 Cl.3)의 노치인성과 미세조직 변화를 용접열영향부내 전체 영역을 대상으로 단위 열영향부(unit HAZ)개념을 설정하고 체계적인 평가를 하였다. 그들은 용접열영향부의 인성평가에서 용접용 용선(fusion line)으로부터 2mm 위치의 인성이 가장 높게 나온다고 발표하였다. Kang 등(1999)은 원자로 압력용기강 용접열영향부의 미세조직과 충격인성에 관한 연구를 수행하였다. 그들은 Gleeble1500 장비를 사용하여 용접열영향부를 재현하여 용접열영향부 시편을 제작하였다. 그들은 이 시편으로 샤르피 충격실험을 수행하여 충격인성을 측정하였다. 그들이 사용한 재료는 SA508 Cl. 3이다. 그들은 용접부에 가까운 영역의 충격인성은 낮고 모재에 가까운 영역의 파괴인성은 높다고 보고하였다. Hong 등(2008)은 노치위치에 따른 흡수에너지 변화에 대해 연구하였다. 그들은 샤르피 용접시편의 노치위치를 변화시키면서 샤르피 충격실험을 수행하였다. 그들이 사용한 재료는 SA516 Gr. 70이다. 그들은 노치위치가 모재에 가까워질수록 충격인성이 낮아진다는 보고하였다. 샤르피 충격실험은 시험기계마다 또한 실험기관마다 결과 값의 편차가 심하여 재현성이 부족하다.

많은 연구자들은 유한요소법을 이용하여 용접부(weld) 및 용접열영향부(HAZ)가 샤르피 시편의 변형 및 파괴과정에 미치는 연구를 수행하였다. Tvergaard 등(1998)은 취성파괴(brittle failure)에서 연성파괴(ductile failure)로의 전이(transition)를 조사하기 위해 다른 용접이음에 대해서 평면 변형을 유한요소해석을 수행하였다. 그들은 샤르피 시편노치의 위치를 용접금속(weld metal)부위 안에서 이동시키면서 모재(HY100 steel), 용접부 및 용접열영향부의 파괴거동을 연구하였다. 샤르피 시편의 파괴에 필요한 에너지는 용접금속 부위 안에서 노치의 위치에 매우 민감하고 노치의 위치가 HAZ에 접근할 때 취성거동이 가장 높다고 보고했다. 또한 Tvergaard 등(2004)은 3차원 유한요소법을 사용하여 용접부위와 샤르피 시편 노치의 상대적인 방향에 따른 모재, 용접부위 및 용접열영향부의 파괴거동을 연구하였다. 그리고 3차원 변형해석 결과가 취성-연성파괴 전이에 많은 영향이 있음을 보여주었다. Jang 등(2008)은 노치위치에 따른 충격인성 변화를 유한요소해석과 실험으로 분석하였다. 그들은 용접열영향부를 3개 영역으로 나눠 유한요소해석에 적용하였다. 그들이 사용한 재료는 SA516 Gr. 70이다. 그들은 노치

위치가 용접부에 가까울수록 충격인성이 높다고 보고하였다. 용접열영향부는 좁은 구간에서 다양한 기계적 물성을 가지고 있다. 이러한 물성변화를 유한요소해석에 적용할 때 용접열영향부를 여러 구간으로 나누어야 한다. Kang 등(1998)은 용접열영향부는 최대 4개 영역으로 구분된다고 보고하였다. 하지만 선행 연구자들은 용접열영향부를 세 개 이하로 나누었고, 유한요소해석에서 용접열영향부를 적용하는 기준을 명확하게 제시하지 못하였다. 또한 선행 연구자들은 샤르피 용접시편의 노치위치에 따른 흡수에너지 변화를 미세조직에 관해서만 설명하였고, 균열진전 및 방향에 따른 흡수에너지 변화에 관해서는 언급하지 않았다.

따라서 본 연구자는 샤르피 용접시편의 노치위치를 변화시켜 샤르피 충격실험과 유한요소해석을 수행하였다. 우리는 용접열영향부의 기계적인 물성을 비커스 경도시험으로 도출하여 유한요소해석에 적용하였다. 유한요소해석에서 용접열영향부를 2개 영역, 3개 영역, 4개 영역으로 나누어 샤르피 충격실험을 모사하였다. 여기서 사용된 파괴모델은 Gurson-Tvergaard-Needleman(GTN)모델이다. 실험과 해석을 통해서 노치위치가 흡수에너지와 균열 진전에 미치는 영향을 분석하였다. 또한 우리는 유한요소해석에 용접열영향부를 적용하는 기준을 제시하였다.

2. 샤르피 충격실험

본 연구자는 ASTM E 23-02규정에 따라 샤르피 실험을 수행하였다. 시편의 길이는 55mm이고, 시편 단면의 면적은 10×10mm이다. 시편은 2mm 깊이에 45° 각을 이루는 V-형상의 노치가 있다. 노치 선단의 반경은 0.25mm이다. 시험대다 이 간격은 40mm이고, 해머 선단의 반경은 8mm이다.

2.1 샤르피 용접시편제작

본 연구에 사용된 재료는 압력용기에 사용되는 SA-516 Gr.70탄소강이다. 재료의 화학적 조성은 표 1과 같다. 재료의 항복강도는 367MPa, 인장강도는 690MPa이고, 연신률은 34%이다. 시편의 용접조건은 다음과 같다. 전류=110~170(A), 전압=30~35(V), 용접속도=12~15(cm/min) 그리고 패스 간 온도는 54(°C)이다. 본 연구에서 이용한 실드아크용접(SMAW:shielded metal-arc welding)은 아크 및 용접금속의 보호매질로서 대기를 차단하면서 용접하는 방법이다. 그림 1과 같이 두께가 25mm인 평판 중간을 실드아크용접을 하였고, 실드아크용접시편을 표면의 1/4t인 위치에서 채취하였다. 그림 1에 파선(dashed line)은 용접평판에

표 1 Chemical composition of SA 516 Gr.70 steel

Comp.	C	Si	Mn	P	S	Cr
Wt. %	0.18	0.30	1.15	0.014	0.003	0.02

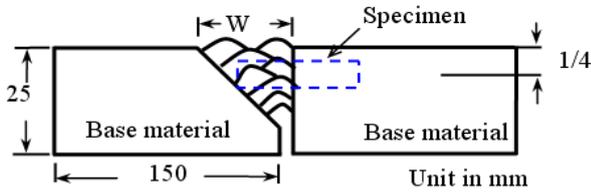


그림 1 Schematic of cross section of welded plate

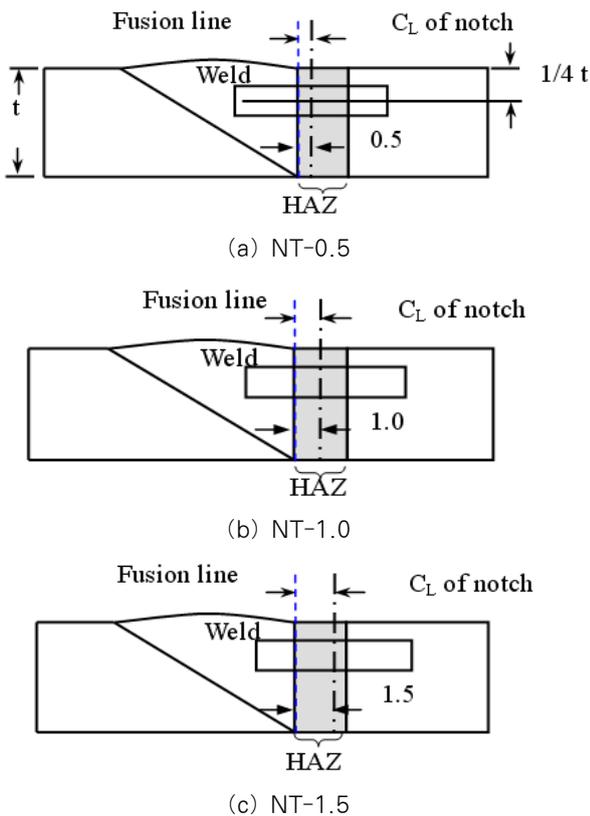


그림 2 Specimens with different notch positions in HAZ. NT-0.5, NT-1.0 and NT-1.5 indicate that notch is located 0.5mm, 1.0mm and 1.5mm from fusion line

서 샤르피 용접시편 채취 위치를 나타낸 것이다. 그리고 샤르피 용접시편은 그림 2(a), (b), (c)와 같이 용접용융선에 서부터 0.5mm, 1.0mm, 1.5mm 떨어진 부분에 노치를 위치시켜서 제작되었다.

3. 유한요소해석

3.1 유한요소모델

본 연구에서 우리는 샤르피 충격실험을 상용 유한요소프로그램 ABAQUS 6.7을 이용하여 모사하였다. 본 연구자는 하

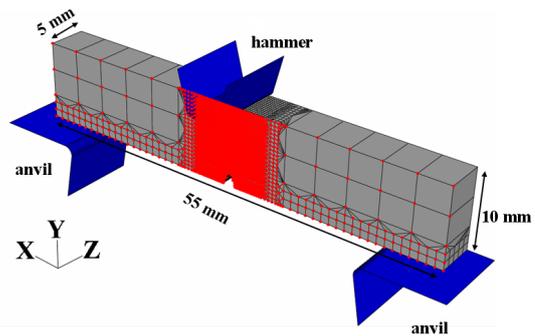


그림 3 Representative finite element mesh of the Charpy test specimen

중 조건 및 시편의 대칭성을 고려하여 Z축으로 1/2 대칭조건을 사용하였다. 그림 3은 시편의 3차원 모습이고, 중앙의 노드(node)는 대칭조건이 적용된 것을 나타낸 것이다. 노치 선단과 균열이 진행될 것으로 예측되는 부분은 요소크기를 250 μ m로 생성하였고, 가장 큰 요소의 크기는 2000 μ m이다. 총 소요된 요소 수는 3,800개이다. 노치 근처 요소는 3차원 8절점 저감적분요소가 적용되었고, 천이 영역 부분 요소는 3차원 4절점 요소가 적용되었다. 충격해석은 외연적 시간 적분법(explicit)으로 모사되었다.

본 연구자는 균열진전을 모사하기 위해 요소제거(element removing)기법을 사용하였다(Tvergaard, 1982). 이 기법은 요소의 적분점에서 계산된 특정 값(응력, 기공분률, 변형률 등)이 임계 값(파괴응력, 임계기공분률, 파괴 변형률)에 도달하게 되면 그 요소의 강성을 0(zero)으로 만든다. 그 다음 증분(increment)에서 그 요소를 제외시키는 방법이다. 이렇게 제거된 요소들이 계속 연결되어 균열진전이 모사될 수 있다. 요소제거기법의 장점은 균열진전경로가 정해져 있지 않아도 균열진전모사 적용이 가능한 것이다. 특히 이 요소제거기법은 용접시편과 같이 비균질재료의 균열진전모사에 가장 적합하다. 파괴기준으로 Gurson-Tvergaard-Needleman(GTN)모델의 임계기공분율이 사용되었다. 해머속도는 5(m/s), 충돌시간은 0.36밀리세컨드(millisecond)이다.

3.2 Gurson-Tvergaard-Needleman(GTN)모델

Gurson(1977)은 기공체에 기공이 규칙적으로 배치되어 있고 기공체는 가운데가 빈 구체들의 집합체라고 가정하였다. 그리고 하나의 구체에 대한 상계해법으로 소성유동을 해석하였다. 그는 Von Mises 항복이론에 정수압 응력의 영향을 고려하여 항복이론을 제안하였다. 제안한 모델은 식 (1)과 같다.

$$\Phi = \frac{3 S_{ij} S_{ij}}{2 \sigma_Y^2} + 2f \cosh\left(\frac{3 \sigma_m}{2 \sigma_Y}\right) - (1 + f^2) = 0 \quad (1)$$

여기서, f 는 기공체적비율, σ_m 은 정수압응력, S_{ij} 는 편차응력으로써 $S_{ij} = \sigma_{ij} - \sigma_m \delta_{ij} (i, j = 1, 2, 3)$ 로 표현된다.

한편 Tvergaard(1981; 1982)는 규칙적으로 배열된 기공을 함유한 연속체에 대한 유한요소해석을 통해 해석결과와 실험결과가 잘 일치하도록 매개변수 q_1 과 q_2 를 추가한 식 (2)를 제안하였다.

$$\Phi = \frac{3 S_{ij} S_{ij}}{2 \sigma_Y^2} + 2q_1 f \cosh\left(\frac{3 q_2 \sigma_m}{2 \sigma_Y}\right) - (1 + q_1 f^2) \quad (2)$$

그러나 식 (2)는 기공 합체시의 하중 지지능력과 기공 확대에 따른 균열성장을 실제와 유사하게 모사하지 못한다는 것이 지적되었다.

Tvergaard 등(1984)은 기공의 합체 및 파단 과정을 모의할 수 있도록 f 대신 유효 기공체적비율(effective void volume fraction, f^*)의 사용을 제안하였다. Tvergaard 등이 제안한 f^* 는 식 (3)에서 보여준다.

$$f^* = \begin{cases} f & f < f_c \\ f_c + \frac{f_u - f_c}{f_f - f_c} (f - f_c) & f \geq f_c \end{cases} \quad (3)$$

여기서, f_c 는 기공의 합체가 일어나는 임계 기공체적비율이다. $f_u (= 1/q_1)$ 는 기공에 의해서 더 이상 하중을 지지하지 못하는 순간의 기공체적비율이며, f_f 는 균열이 진전하는 순간의 f 값을 의미한다. f 가 f_c 보다 클 때 정수압의 효과가 증대되며 소성 불안정의 개시를 촉진시킨다. 식 (3)에서 우변의 $[(f_u - f_c)/(f_f - f_c)]$ 항은 기공이 성장할 때의 기울기를 나타내며 $f^* = 0$ 일 때 항복조건은 Von Mises의 소성 이론과 같아지게 된다.

기공의 생성과 성장은 다음과 같은 관계식으로 정의된다.

$$\dot{f} = \dot{f}_{growth} + \dot{f}_{nucleation} = (1 - f)tr(\dot{\epsilon}^{pl}) + A \dot{\bar{\epsilon}}^{pl} \quad (4)$$

$$A = \frac{f_n}{s_n \sqrt{2\pi}} \exp\left(-\frac{1}{2} \left(\frac{\bar{\epsilon}^{pl} - \epsilon_n}{s_n}\right)^2\right) \quad (5)$$

식 (4)는 기공의 생성과 성장을 나타낸 것이고 식 (5)는

기공의 생성에 관한 확률적인 분포를 나타낸 것이다. ϵ_n, s_n 은 표준정규분포의 평균과 표준 편차를 의미한다. $\bar{\epsilon}^{pl}$ 은 등가소성변형률이다.

Gurson-Tvergaard-Needleman(GTN)모델을 사용하기 위해서는 9가지($\epsilon_n, s_n, f_n, f_0, f_c, f_f, q_1, q_2, q_3$)의 손상 매개변수를 결정해야 한다. 이 변수들 중 파괴모사에서 가장 중요한 변수는 f_c, f_f 이다. 본 연구자는 f_c, f_f 를 제외한 7가지 변수는 선행 연구자(Chang 등, 2006)의 값을 사용하였다. 그 이유는 그가 사용한 재료와 본 연구자가 사용한 재료가 동일하기 때문이다. 나머지 기공의 성장과 합체에 연관된 두 매개변수인 f_c, f_f 는 샤르피 충격실험의 흡수에너지와 유한요소해석으로 계산된 흡수에너지를 반복적으로 비교하여 결정하였다. 이 매개변수 결정방법은 Bernauer(2002) 논문 에 소개되어 있다. 본 연구에서 사용된 매개변수는 표 2에 정리되어 있다.

표 2 GTN parameters of SA516 Gr. 70

ϵ_n	s_n	f_n	f_0	q_1	q_2	q_3	f_c	f_f
0.3	0.1	0.04	0.0017	1.68	0.856	2.8224	0.018	0.18

3.3 용접열영향부

용접열영향부(HAZ: Heat Affected Zone)는 용접용융선에서 거리가 멀어짐에 따라서 조직의 크기도 변화하고 기계적 인 성질도 변한다. 용접열영향부는 일반적으로 그 크기가 작기 때문에 인장실험이 힘들다. 이러한 용접열영향부를 유한요소해석에 적용하기 위해서 용접열영향부는 몇 가지 영역으로 구분되어야 한다. 용접열영향부는 최대 4개 영역으로 구분된다(Kang 등, 1998). 그래서 본 연구자는 용접열영향부를 2개 영역, 3개 영역 그리고 4개 영역으로 나누었다. 그림 4는 본 연구에서 적용된 용접열영향부를 나타내었다.

그림 4(a)에서 HAZ-1은 용접금속에 가장 가까운 영역이고, HAZ-4는 모재에 가장 가까운 영역이다. Case-2에서 용접열영향부는 3개 영역으로 구분된다. 여기서 용접금속과 가까운 영역을 2개로 나누고 모재와 가까운 영역은 1개 영역으로 나누었다. Case-3에서 용접열영향부는 Case-2와 같이 3개 영역이다. Case-3은 용접부와 가까운 영역은 1개, 모재와 가까운 영역은 2개로 나누었다. Case-4에서 용접열영향부는 2개로 나누었다.

본 연구자는 용접열영향부의 기계적 물성과 GTN 모델의 매개변수를 얻기 위해 용접열영향부의 경도실험을 수행하였다. 그림 5는 용접열영향부, 모재 그리고 용접금속(weld metal) 부위에서 측정된 비커스 경도값(Hv)을 나타낸 것이다.

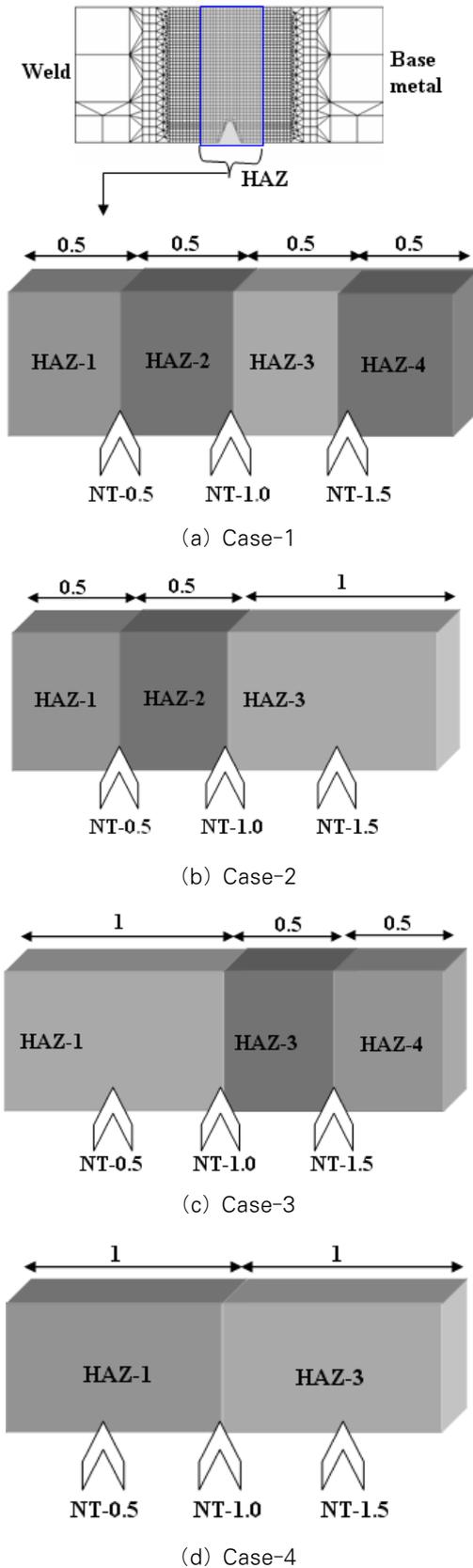


그림 4 HAZ is divided into two, three and four regions for finite element analysis(Case-1, Case-2, Case-3 and Case-4, respectively)

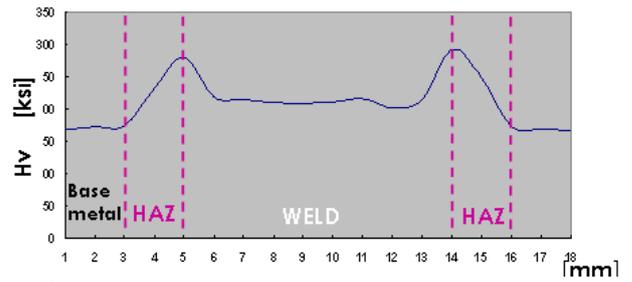


그림 5 Measured Vickers hardness at weld, HAZ and base metal

표 3 Yield strength and GTN parameters of HAZ assigned to finite elements

	$H_{v(\text{base})}/H_{v(\text{HAZ})}$	Yield stress (MPa)	f_c	f_f
Weld	1.31	480	0.0177	0.177
HAZ-1	1.81	665	0.0172	0.172
HAZ-2	1.71	627	0.0173	0.173
HAZ-3	1.53	561	0.0175	0.175
HAZ-4	1.25	458	0.0177	0.177
Base metal	1	367	0.018	0.18

본 연구자는 측정된 경도값을 식 (6), (7), (8)에 대입하여 항복강도, GTN 모델의 매개변수인 f_c , f_f 를 계산하였다. 식 (6)(Jang 등, 2008)은 경도와 항복강도의 관계식이다. HAZ의 강도가 증가되면 GTN 모델의 매개변수인 f_c , f_f 는 감소된다(Schmitt 등, 1997). 본 연구자는 선행 연구자의 연구결과를 근거로 하여 경도와 매개변수인 f_c , f_f 의 관계를 제안하였다. 식 (7), (8)은 본 연구에서 제안된 식이다.

$$H_v = 3\sigma_y \tag{6}$$

$$f_{c(\text{HAZ})} = f_{c(\text{base metal})} \times \left(1 - 0.05 \frac{H_{v(\text{HAZ})}}{H_{v(\text{base metal})}}\right) \tag{7}$$

$$f_{f(\text{HAZ})} = f_{f(\text{base metal})} \times \left(1 - 0.05 \frac{H_{v(\text{HAZ})}}{H_{v(\text{base metal})}}\right) \tag{8}$$

식 (6)에서 H_v 는 비커스 경도 값이고, σ_y 는 항복강도이다. 식 (7), (8)에서 $f_{c(\text{HAZ})}$, $f_{f(\text{HAZ})}$ 는 용접열영향부의 GTN 모델 매개변수이고, $f_{c(\text{base metal})}$, $f_{f(\text{base metal})}$ 는 모재의 GTN 모델 매개변수이다. $H_{v(\text{HAZ})}$ 는 용접열영향부의 비커스 경도 값이고 $H_{v(\text{base metal})}$ 은 모재의 비커스 경도 값이다. 표 3은 식 (6), (7), (8)으로 계산된 용접부 및 용접열영향부의 항복강도 및 GTN 모델의 매개변수를 정리한 것이다.

3.4 변형률속도에 따른 인장강도

변형률속도가 증가함에 따라서, 많은 소재들의 항복강도는

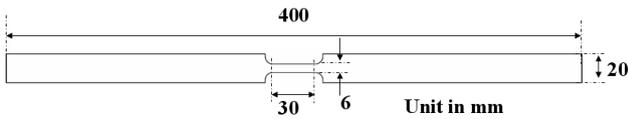


그림 6 Dimension of high speed tensile test specimen

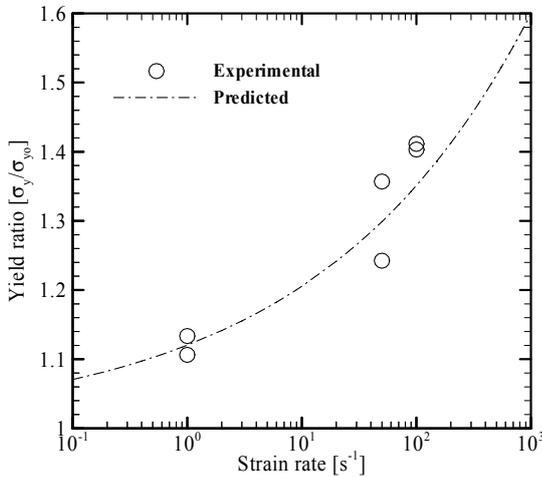


그림 7 Strain rate dependence on yield stress

증가한다. 일반적인 인장시험의 변형률속도는 0.001~0.01 (s⁻¹)이고, 샤르피 충격시험의 변형률속도는 400~1000(s⁻¹)이다. 그러므로 샤르피 충격시험을 모사하기 위해서는 변형률 속도에 따른 인장강도가 유한요소해석에 적용되어야 한다. 본 연구자는 Instron VHS 8800을 사용하여 변형률 속도 1, 50, 100(s⁻¹)에서 인장시험을 수행하였다. 인장시험은 각각의 변형률 속도마다 2번씩 수행되었다. 시험기의 최대속도는 20(m/s)이고, 최대하중은 60(KN)이다. 시험에서 동적 특성이 좋은 로드셀(Piezo-Electric load cell-kistler 9071A)이 사용되었다. 그림 6은 동적인장시험에 사용된 시편의 형상 및 치수이다.

본 연구자는 변형률 속도 100(s⁻¹)이상에서 항복강도를 예측하기 위해 strain rate power law를 사용하였다. 식 (9)는 변형률 속도와 항복강도의 관계식이다.

$$\dot{\epsilon} = D \left(\frac{\sigma_y}{\sigma_{y0}} - 1 \right)^n \quad (9)$$

여기서, $\dot{\epsilon}$ 는 변형률속도이고, σ_y 는 항복강도 σ_{y0} 는 정적항복강도이고, D 와 n 는 재료 상수이다. SA516 Gr. 70의 D 는 9000이고, n 은 4.3이다. 그림 7은 변형률속도별 항복강도 실험 값과 예측 값을 나타낸 것이다.

4. 결 과

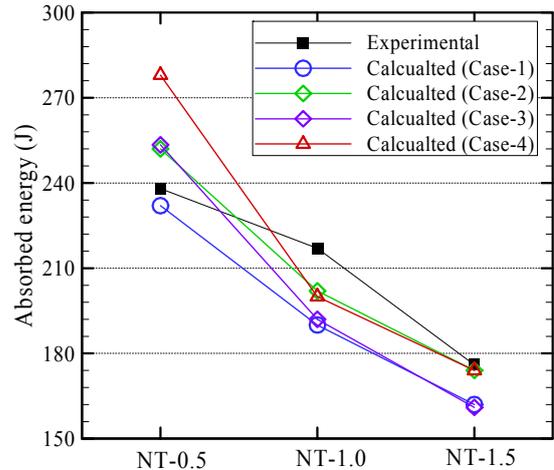


그림 8 Comparison between experimental and FE-analysis

4.1 흡수에너지

그림 8은 실험으로 측정된 흡수에너지와 유한요소해석으로 계산된 흡수에너지를 비교한 것이다. 실험으로 측정된 흡수에너지는 노치가 용접금속으로부터 0.5mm에 위치할 때 (NT-0.5) 238J이고, 노치가 용접금속으로부터 1.5mm에 위치할 때(NT-1.5) 176J이다. 노치가 HAZ의 중간에 위치할 때(NT-1.0) 흡수에너지는 217J이다.

NT-0.5는 샤르피 용접시편의 노치가 용접용융선에서부터 0.5mm 떨어진 지점에 위치되어 있다(그림 2 참조). 이 때 실험과 해석결과를 비교해 보면 Case-1이 가장 잘 일치하고 Case-4는 결과 값의 차이가 가장 크다. 나머지 Case-2, Case-3은 결과 값이 약 10%(약 16J) 차이가 난다. NT-1.0은 샤르피 용접시편의 노치가 용접용융선에서 부터 1.0mm 떨어진 지점에 위치되어 있다. 이 때 실험과 해석 결과를 분석해 보면 Case-2, 4은 결과 값이 약 6%(약 15J) 차이이고, Case-1, 3은 결과 값이 약 10%(약 25J) 차이가 난다. NT-1.5는 샤르피 용접시편의 노치가 용접용융선에서부터 1.5 mm 떨어진 지점에 위치되어 있다. 이 때 역시 Case-2, 4가 Case-1, 3 보다 실험결과와 해석결과가 잘 일치한다. 위 결과를 보면 Case-4를 제외하고 나머지는 모두 실험과 계산의 차이가 10%이내이다. Case-4의 결과가 차이나는 이유와 다음과 같다. 용접열영향부의 기계적 물성은 좁은 구간에서 급격하게 변한다. 이 물성을 단순히 두 개의 영역으로 나누어 유한요소해석에 적용했기 때문에 Case-4의 결과가 가장 크게 차이 난 것으로 판단된다. 이 중 Case-2가 실험값과 계산 값이 가장 잘 일치되었다. 위의 결과로 볼 때 샤르피 용접시편의 충격 해석을 하기 위해서는 용접열영향부는 적어도 3개 영역 이상으로 나누어서 유한요소해석에 적용되어야 한다.

4.2 균열진전

본 연구에서 Case-2의 흡수에너지 결과 값이 가장 잘 일치하였다. 따라서 본 연구자는 Case-2의 균열진전과 흡수에너지의 관계를 분석했다.

그림 9(a)는 샤르피 시편을 유한요소해석에서 모델링한 형상이고 그림 9(b)는 모재의 균열진전을 나타낸 것이다. 그림 9(c), (d), (e)는 Case-2의 균열진전을 나타낸 것이다. 그림 9(b), (c), (d), (e)는 그림 9(a)의 파선을 확대해서 나타낸 것이다. 그림 9(b), (c), (d), (e)의 검은 요소는 제거된 요소이고 회색요소는 제거되지 않은 요소이다. 즉, 검은 요소 경로는 균열진전 경로를 나타낸다. 모재의 균열 방향은 충격방향(impact direction)을 향하고 있다. 모재는 균질재료(homogeneous material)이기 때문에 모재의 균열은 항상 충격방향과 평행하게 진전된다. 하지만 샤르피 용접시편은 비균질재료(non-homogeneous material)이기 때문에 균열이 충격방향과 평행하게 진전되지 않는다. 그 이유는 용접금속의 강도가 모재의 강도보다 강하기 때문이다. 즉, 동일한 하중을 샤르피 시편이 받을 때 용접금속보다 강도가 상대

적으로 작은 모재는 많은 소성변형을 하게 된다. 이 변형이 계속되면 모재 쪽의 요소들은 파괴기준에 도달되고 결국 제거된다. 그래서 균열의 방향은 모재쪽으로 향하게 된다. 이렇게 진전된 균열이 모재를 만나면 충격방향으로 방향이 바뀌고 그 방향으로 진전된다. 충격하중은 항상 충격방향으로 샤르피 시편에 가해지고 있다. 따라서 모재쪽으로 진전되던 균열이 모재를 만나면 균열은 그림 9(b)와 같이 충격방향과 평행하게 진전된다. 모재는 용접금속과 다르게 균열의 방향을 바꿀 수 있는 비균질재료가 아니기 때문이다. NT-0.5에서 NT-1.5으로 노치위치가 변할수록 균열은 대부분은 모재쪽에서 진전된다. 이는 흡수에너지 변화와도 비슷하다. 즉, 균열이 용접부에서 많이 진전될수록 흡수에너지는 모재의 흡수에너지보다 높고 균열이 모재에서 많이 진전될수록 모재의 흡수에너지와 비슷하게 계산된다. 즉 균열진전의 경로에 따라 흡수에너지는 변하게 된다.

5. 결 론

본 연구에서는 용접열영향부의 균열진전과 흡수에너지의 관계를 분석하였다. 이를 위해 샤르피 충격실험과 유한요소해석을 이용한 전산파괴기법을 적용하였다. 용접열영향부의 다양한 기계적 물성을 유한요소해석에 적용하기 위해 본 연구자는 용접열영향부를 2개 영역, 3개 영역, 4개 영역으로 나누었다. 본 연구자는 다음과 같은 결론을 도출하였다.

- (1) 용접열영향부를 3개 영역으로 나누어 유한요소해석에 적용했을 때 해석 결과와 실험결과의 차이가 10%이내로 계산되었다. 따라서 샤르피 용접시편의 전산파괴모사를 하기 위해서는 용접열영향부는 적어도 3개 영역 이상으로 나누어서 유한요소해석에 적용되어야 한다.
- (2) 용접열영향부에서 균열은 강도가 작은 모재 쪽으로 진전되고 흡수에너지는 균열진전경로에 의존적이다.

감사의 글

이 논문은 2009년 정부(교육과학기술부)의 재원으로 한국연구재단의 지원을 받아 수행된 연구임(2009-0074936).

참 고 문 헌

Bernauer, G., Brocks, W. (2002) Micro-Mechanical Modeling of Ductile Damage and Tearing Results of a European Numerical Round Robin, *Fatigue & Fracture of Engineering Materials and Structures*, 25, pp.363~384.

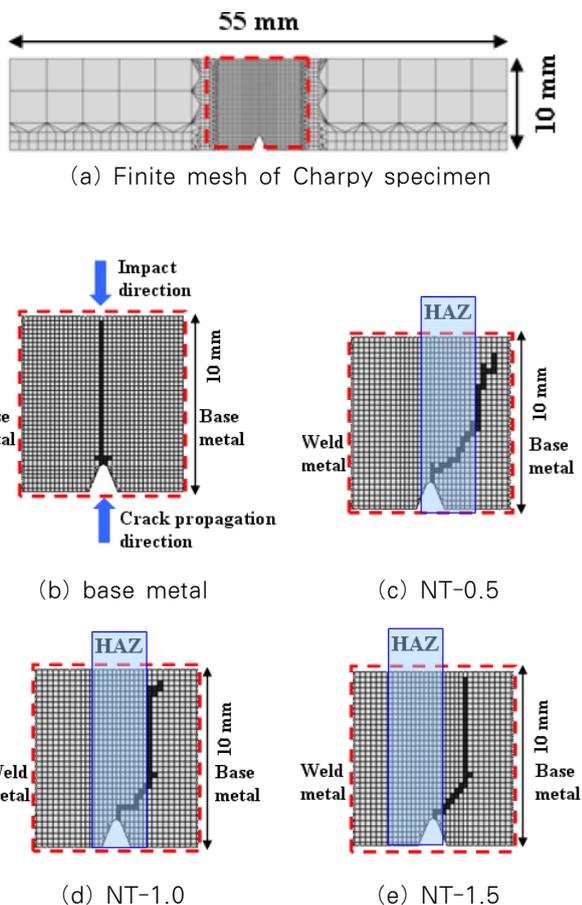


그림 9 Crack propagation of Case-2

- Chang, Y.S., Lee, T.R. Choi, J.B. Seok, C.S. Kim, Y.J.** (2006) Evaluation of Crack Length and Thickness Effects of Fracture Specimen using Damage Mechanics, *Journal of the Korea Society of Precision Engineering*, 23(4), pp.116~123.
- Charpy, G.** (1901) Note Sur L'Essai Des Métaux à La Flexion Par Choc de Barreaux Entaillés, *Comp Tend Soc Ingnr Civil Franvce*, pp.848~877.
- Gurson, A.L.** (1977) Continuum Theory of Ductile Rupture by Void Nucleation and Growth: Part 1 - Yield Criteria and Flow Rules for Porous Ductile Media, *Journal of Engineering Material and Technology*, 99, pp.2~15.
- Hong, J.K., Son, Y.H., Park, J.H., Lee, B.H., Yoon, S.C., Kang, C.Y.** (2008) Effects of Notch Location on Heat-affected Zone Impact Properties of SA-516 Steels, *Journal of Power and Energy Systems*, 2(2), pp.834~844.
- Jang, Y.C., Hong, J.K., Park, J.H, Kim, D.W., Lee, Y.** (2008) Effect of Notch Position of the Charpy Impact Sepcimen on the Failure Behavior in Heat Affected Zone, *Journal of Materials Processing Technology*, 201, pp.419~424.
- Kang, S.Y., Kim. S., Oh, S.J., Kwon, S.J., Lee, S., Kim, J.H., Hong, J.H.** (1999) Correlation of Microstructure and Impact Toughness of Heat Affected Zones of SA 508 Steel, *J. Kor. Inst. Met. & Mater.*, 37(4), pp.423~434.
- Kim, J.H., Yoon, E.P.** (1998) Notch Position in the HAZ Specimen of Reactor Pressure Vessel Steel, *Journal Nuclear Materials*, 257(3), pp.303~308.
- Schmitt, W., Sun, D.Z., Blauel, J.G.** (1997) Damage Mechanics Analysis (Gurson model) and Experimental Verification of the Behaviour of a Crack in a Weld-Cladded Component, *Nuclear Engineering and Design*, 174, pp.237~246.
- Tvergaard, V.** (1981) Influence of Voids on Shear Band Instabilities Under Plane Strain Conditions, *International Journal of Fracture*, 17, pp.389~407.
- Tvergaard, V.** (1982) Influence of Void Nucleation on Ductile Shear Fracture at a free Surface, *Journal of the mechanics and physics of solids*, 30(6), pp.399~425.
- Tvergaard, V.** (1982) On Localization in Ductile Materials Containing Spherical Voids, *International Journal of Fracture*, 18(4), pp.237~251.
- Tvergaard, V., Needleman, A.** (1984) Analysis of the Cup-Cone Fracture in a Round Tensile Bar, *Acta Metallurgica*, 32(1), pp.157~169.
- Tvergaard, V., Needleman, A.** (1988) Analysis of the Charpy V-notch test for welds, *Engineering Fracture Mechnics*, 65(6), pp.627~643.
- Tvergaard, V., Needleman, A.** (2004) 3D Analyses of the Effect of Weld Orientation in Charpy Specimens, *Engineering Fracture Mechnics*, 71(15), pp.2179~2195.