

해양구조용강재의 SA용접부에서 입열량이 파괴인성에 미치는 영향에 관한 실험적 연구

강성원^{†*}, 김명현^{*}, 신용택^{**}, 이해우^{**}

부산대학교 조선해양공학과^{*}
삼성중공업 생산기술연구소^{**}

The Effect of Heat Input on Fracture Toughness(CTOD) in Submerged Arc Offshore Steel Weldments

Sung-Won Kang^{†*}, Myung-Hyun Kim^{*}, Yong-Taek Shin^{**} and Hae-Woo Lee^{**}

Department of Naval Architecture & Ocean Engineering, Pusan National University^{*}
Institute of Industrial Technology, Samsung Heavy Industries^{**}

Abstract

The influence of heat input on fracture toughness was investigated in SAW weldments, which were prepared at two different welding conditions in API 2W Gr.50 and EN10225 S420. By examining the fracture initiation point, refined areas(ICHAZ and SCHAZ) in weld metal was identified as local brittle zone, in which M-A constituents and coarsed grain size were observed. Impact values showed the most significant difference at root portion, and CTOD transition temperature was related with impact values obtained at root portion. Hardness values in refined area were less than columnar microstructure about 20 HV5.

※Keywords: Fracture Toughness(파괴인성), Submerged Arc Welding(잠호용접), Heat Affected Zone(HAZ, 열영향부), Martensite-Austenite Constituent(마르텐사이트-오스테나이트 조직), Columnar Microstructure(주상조직), Inter-critical HAZ(ICHAZ), Subcritical HAZ(SCHAZ)

1. 서론

산업이 발달함에 따라 해양구조물의 규모는 대형화 추세를 보이고 있으며, 특히 극저온등의 열

악한 사용 환경으로 인해 구조물 안전성 및 내구성에 대한 면밀한 검증이 요구되어지고 있다. 종래의 응력집중계수나 노치근방의 응력집중에 많은 관심을 보인 재료역학적인 방법에서 최근 에너지의 수요증대 및 생산설비의 합리화에 따른 파괴인성치의 요구도 이러한 경향에 기인하다고 볼 수 있다. 현재 해양구조물의 설계시 재료의 인성치를

접수일: 2004년 5월 18일, 승인일: 2004년 8월 19일

† 주저자, E-mail: swkang@pusan.ac.kr

Tel: 051-510-2345

판단하는 기준으로 충격시험 뿐만 아니라 서비스 온도에서의 실균열에 저항할 수 있는 건전성평가 기준으로써 CTOD를 요구하는 경우가 빈번히 발생되고 있다. 특히 용접부인 경우 용접입열량의 과다에 따른 취성파괴의 발생 확률을 줄이고자 입열량을 제한하고 후열처리를 요구함에 따라 생산성 저하를 유발하는 원인이 되기도 한다.

현재 TWI(The Welding Institute)을 중심으로 다양한 강재에 대하여 인성에 미치는 용접부 냉각속도 및 조직의 영향뿐만 아니라 용접부 형상에 대한 연구가 활발히 이루어지고 있다.(Smith et al. 1989, McGrath et al. 1987, Glover et al. 1977)

본 연구에서는 해양구조용 강재로 널리 사용되고 있는 API 2W Gr.50 및 EN10225강재에 대하여 SAW용접 입열량의 변화에 따른 인성값의 변화와 충격시험과의 연관성 및 조직적 검토를 통하여 현업에서 참고할 수 있는 자료를 제공하고자 하였다.

2. 시험편 및 실험방법

본 실험에 사용된 시험재는 API 2W Gr. 50B 및 EN10225로 화학성분 및 기계적 성질은 Table 1과 2에 나타내었다. 시험편은 60° X-개선을 하여 SAW(Submerged Arc Welding)로 용접하였으며, 입열량을 2종으로 조절하였다(No.11-High HI, No.12&13: Normal HI). No.11&12시험편은 2/5t를 용접하고 난후 Back Gouging을 하여 후면 용접하였고, No.13은 각변형을 고려하여 3/5t를 먼저 용접하였다. 총간온도는 30~150℃로 유지하였으며, 용접조건 및 개선형상은 Table 3 및 Fig. 1

에 나타내었다.

인장시험은 전면,후면 용접부에서 각각 1개의 시험편을 채취하여 ASTM E8에 의거하여 수행하였으며, 충격시험편은 전면, 후면 및 ROOT부위

Table 2 Mechanical Properties of Parent materials

Materials	T.S. (MPa)	Y.S. (MPa)	EL (%)
API 2W Gr. 50B	448min.	345-483	23
EN 10225 S420	480-640	390	19

Table 3 Welding conditions for SAW

Weld No.	Consumables	Current (A)	Volt. (V)	Speed (cpm)	HI(Heat Input) (kJ/cm)
No.11-High HI	F7A(P)2-EH14	850/920	34/37	28/32	65±3.7
No.12-Normal HI		660/720	31/35	34/42	37±1.9
No.13-Normal HI		620/730	29/35	32/35	38±1.6

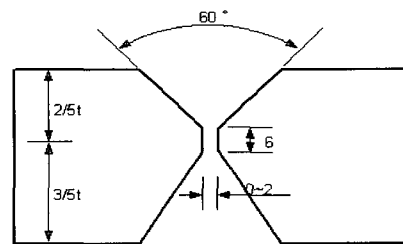


Fig. 1 Schematic diagram of weld metal

Table 1 Chemical analysis of parent materials

Materials	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Mo	Ti	Nb	V	Al	Cr	Ce	Pcm
AP 2WGr.50B Spec.	0.16	0.15-0.50	1.15-1.60	0.030	0.010	0.35	0.75	0.08	0.02	-	-	0.012	0.25	0.41	0.23
No.11&12-API	0.06	0.26	1.42	0.011	0.008	0.20	0.34	0.003	0.015	0.014	0.004	0.030	0.03	0.34	0.16
EN10225 S420 spec.	0.14	0.15-0.55	1.65	0.020	0.007	0.30	0.70	0.25	0.025	0.040	0.080	0.015-0.055	0.25	0.42	0.22
No.13-EN	0.09	0.24	1.47	0.011	0.008	0.20	0.01	0.005	0.010	-	0.004	0.043	0.03	0.36	0.18

Ce = C+Mn/6+(Cr+Mo+V)/5+(Ni+Cu)/15 , Pcm = C+Si/30+(Mn+Cu+Cr)/20+Ni/60+Mo/15+V/10+5B

에서 사르피 충격시험편(10X10)을 채취하여 ASTM E23에 의거하여 시험하였다. 화학시험은 건식분석방법인 스펙트로 분석기를 이용하여 3회 분석하여 평균값을 사용하였으며, 미세조직검사는 3% Nital 및 picral 용액을 사용하여 광학현미경 및 SEM을 이용하여 관찰하였다. 경도시험은 시험편의 노치위치를 따라 두께방향으로 ASTM E92에 의거하여 수행하였다. CTOD시험은 BS 7448 PART I&II에 의거 수행하였으며, 노치위치는 용접부 중심부에서 채취하였다. 피로균열은 a/W=0.5을 기준으로 수행하였으며, 시험편 크기는 Table 4에 나타내었다.

3. 실험결과 및 고찰

3.1 인장/화학성분 분석

각 용착금속에 대한 기계적 성질 및 화학성분을 Table 5, 6에 나타내었다. 인장특성은 냉각속도 및 용접부의 화학조성에 따라 큰 차이를 보일 수 있으나, 본 시험의 인장 특성은 파괴인성에 큰 영향을 주지 않은 범위라고 판단된다. 화학성분을 살펴보면, No.11시험편의 Mn 및 Si이 다소 감소되어 있는데, 이는 대입열에 따른 산화손실에 기인한 것으로 보인다. No.13은 No.11 및 No.12에 비해 적은 Ni함량을 보이고 있다. 용착금속내의 Mn, Ni 및 Si은 인성과 밀접한 관계를 가진다. Evans(1991)는 용접부 인성에 대한 Mn과 Ni의 영

향을 연구하였는데, Mn은 1.4%인 경우(0wt%Ni 임.) 가장 좋은 인성을 보인다고 하였다. 또한 Ni은 침상페라이트를 촉진시켜 인성을 향상시키나, Mn과의 상호작용으로 인하여 큰 인성변화를 보인다고 하였다. 즉, 저Mn인 경우 Ni이 증가할수록 인성향상이 기대되나, 고Mn인 경우 Ni이 증가할수록 인성에 악영향을 미친다. 또한 침상페라이트량도 0~0.5wt% Ni까지 동등 또는 약간 감소하다가 그 이후 증가하는 경향을 보인다. 본 연구에서 사용된 시험편에서의 Mn 및 Ni의 상호작용은 동등하다고 판단된다. Si은 경도/강도향상에 기인하여 인성저하를 가져오는데 기여하는 것으로 알려져 있다. 특히, 국부적으로 초석페라이트로의 변태를 촉진시키고, 탄소당량이 높은 잔류오스테나이트를 유발하여 M-A 변태를 촉진시킨다. 0.2%이하에서 열처리시 M-A성분(Martensite-Austenite)이 탄화물로 쉽게 분해되어 인성향상을 기대할 수 있으며, 본 연구에서 약간의 감소는 인성에 큰 영향을 주지 않을 것으로 판단된다.

3.2 마크로/마이크로 조직

Fig.2에 용접부의 매크로 조직사진을, Fig. 3에 마이크로 조직사진을 보여주고 있는데, 희게 보이는 부분이 입계페라이트(GBF)이며, 이 결정립계를 따라 lath형으로 발달한 것이 페라이트 사이트 플레이트(FSP)이다, 검게 보이는 부분은 저온인성을

Table 4 Dimensions of CTOD specimen

Weld No.	Thick. (B)	Width (W)	Span (S)	Machined Notch(a)	a/W	f(a/W)
No.11 &12	42	84	336	37	0.50	2.66
No.13	53	106	424	48	0.50	2.66

Table 5 Mechanical Properties of deposited weld metals

Weld No.	T.S. (MPa)	Y.S. (MPa)	EL (%)
No.11	579	511	25
No.12	580	538	23
No.13	565	497	25

Table 6 Chemical analysis of deposited weld metals

Weld No.	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Mo	Ti	V	Al	Cr
No.11	0.08	0.31	1.36	0.015	0.011	0.12	0.15	0.005	0.014	0.004	0.019	0.03
No.12	0.07	0.40	1.48	0.025	0.014	0.10	0.11	0.001	0.019	0.005	0.024	0.03
No.13	0.08	0.41	1.36	0.020	0.013	0.06	0.02	0.004	0.018	0.006	0.022	0.03

향상시키는 침상페라이트(AF)이다. No.11은 대입 열 조건으로 오스테나이트 grain이 상당히 조대해져 있으며, 입계페라이트 뿐만 아니라 입내에서도 다각형페라이트가 침상페라이트와 함께 혼재되어 있음을 보여주고 있다. No.12&13은 No.11에 비해 빠른 냉각속도에 의하여 입계페라이트의 폭이 좁고 FSP의 생성이 촉진되어 있음을 확인할 수 있다.(이해우 등 1998) 침상페라이트 분율은 Table 7에 나타내었는데, No.12&13이 No.11에 비하여 많이 형성되어 있음을 알 수 있다. 고분율의 침상페라이트가 형성되면 인성향상을 가져오나, 임계한도를 지나면 인성은 감소 경향을 보인다고 연구되고 있다. 즉, 적정 침상페라이트 분율에 대하여 Zhang/Farrar(1997)등은 60~80%, Dallam et al.(1985)은 90%로 보고하고 있다. 이를 감안할 때 No.12의 시험편이 No.11&13에 비하여 임계한도내에서 고분율로 형성되어 균열저항력이 우수하다고 판단된다.

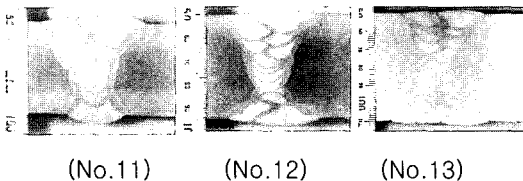


Fig. 2 Macrostructure of weld metals

Table 7 Microstructural constituents

Weld No.	AF(%)	GBF(%)	FSP(%)
No.11	68.0	31.9	0.1
No.12	82.0	17.9	0.2
No.13	78.2	21.4	0.4

3.3 경도분포

Fig. 4에서는 CTOD시험편의 노치 위치인 용접부 중심부에 있어 두께방향의 경도분포를 보여주고 있다. 전반적으로 No.12&13은 유사한 경향을 보이고 있으나, No.11인 경우 약간 낮은 경향을 보여주고 있다. 중심부에서 대부분 최대경도를 보이고 있으며, 전면 용접부가 후면 용접부보다 높게 나타났다. 이는 전면용접부의 용착량이 후면 용접부에 비해 상대적으로 적게 형성되어 냉각속도가 보다 빠르기 때문이다. 또한 재가열부위(refined area)의 경도가 columnar조직에 비해 20HV5 정도 낮게 형성되었는데, 이는 침상페라이트가 주를 이루는 columnar조직에 비해 Ac1이상으로 가열됨에 따라 석출물 조대화/국부적인 재변태에 기인되었다고 판단된다. 또한 3.5절에서와 같이 대부분의 파괴시작부위로 작용되었다.

3.4 충격특성

Fig. 5에서는 각 시험편에 대한 충격전이곡선을 보여주고 있다. 모든 시험편에 있어 전면과 후면

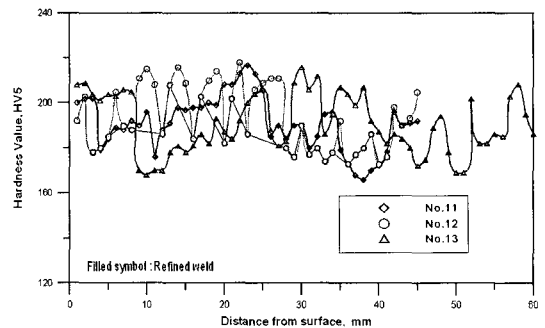


Fig. 4 Hardness profile of notch location in through-thickness direction

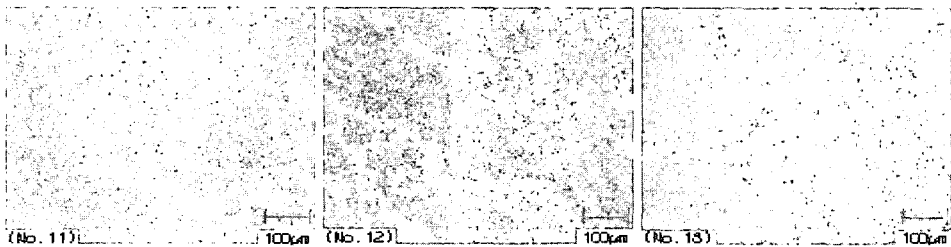


Fig. 3 Microstructure of weld metals

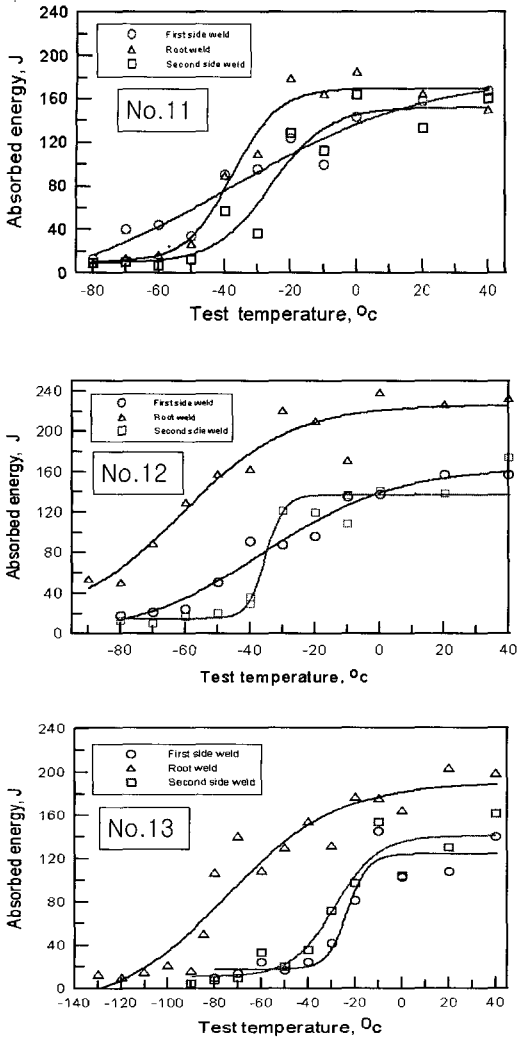


Fig.5 cvnE transition curve

의 충격값은 유사한 값을 보이고 있으나, root부 충격값은 입열량 차이에 의하여 No.12 및 No.13에서 높게 나타나고 있다. 한편, 동일 입열량에 있어 No.12이 No.13에 비하여 Upper shelf energy가 약간 높게 나타나고, 전,후면의 천이온도는 약간 낮은 결과를 보이고 있다. 이는 두께에 따른 냉각속도의 차이 및 노치선단의 침상페라이트 분율이 No.12가 상대적으로 많은 부분을 차지하기 때문이다.

3.5 CTOD 특성

CTOD시험시 초기 피로균열 형상은 인성에 큰 영향을 미치는 것으로 보고되고 있다. 따라서 본 연구에서는 시험의 유효성 확보를 위하여 피로균열형상의 검토를 수행하였다. Table 8에 피로균열형상 파라메타를 보여주고 있는데, 일반적으로 시험편의 중심부는 평면변형률 상태에 놓여지고, 표면은 평면응력 상태에 놓이게 된다. 따라서 국부적 파단은 균열선단부의 높은 소성 구속력이 존재하는 중심부에서 발생하기 시작한다. 이로인하여 균열선단부 형상은 파괴역학 파라메타에 큰 영향을 미칠 수 있으며, Nikishkov(1999)는 두개의 형상파라메타 α 와 P를 아래와 같이 정의하여 균열선단부의 형상을 평가하였다.

$$a(0)-a(z) = \alpha W(2abs(z)/B)p$$

여기서, z:두께방향의 좌표계, $-B/2 < z < B/2$

α : 시험편의 표면과 중심부의 피로 균열 차이를 특징화하는 곡률 파라메타

$$\alpha = (a(0) - a(B/2))/W$$

그의 연구에서 90%이상의 시험편이 $0.012 < \alpha < 0.030$ 내에 존재하였으며, P는 두께에 따른 큰 변화가 없었으나, α 는 두께 감소에 따라 증가하였다. 이를 바탕으로 P를 상수로 두고, 곡률 α 가 증가함에 따라 CTOD 및 J-INTEGRAL에 큰 영향이 있음을 보여주었다. 즉, $\alpha=0.02, 0.03$ 을 비교해 보면, 중심부 CTOD 값은 표면에 비하여 약5~10% 감소함을 보여주고 있다.

이를 기준으로 본다면 시험편 No.11과 No.12&13도 곡률차이에 의하여 중심부 인성저하에 약간의 영향은 있을 수 있으나 전반적 경향에는 큰

Table 8 Average values of the crack front fit parameters α and P

Weld No.	specimens	Curvature (α)	Shape parameter(P)
No.11	7	0.027 ± 0.0032	1.79 ± 0.435
No.12	7	0.023 ± 0.0040	2.08 ± 0.454
No.13	8	0.017 ± 0.0056	2.22 ± 0.535

영향을 미치지 않는다고 판단된다.

Fig. 7에는 CTOD 천이곡선을 나타내었는데, 입열량에 따라 천이온도가 상승되었음을 보여주고 있다. 또, No.12인 경우 천이온도가 No.13에 비하여 매우 낮게 형성되었으나, upper shelf level은 약간 낮게 형성되었다. 대입열 No.11은 -4도에서 천이온도가 형성되었고, upper shelf level 또한 No.12&13의 약 80% 수준이었다. 파단위치를 관찰한 결과 Fig. 8에서와 같이 대부분 용착 금속부의 중심부에서 1/3t내의 재가열부위(ICHAZ와 SCHAZ 부위)에서 파단이 발생되었다. 이는 A1이상의 온도까지 재가열 되므로 입열량에 따른 M-A 및 탄화물의 형성이 용이하고 Grain size의 조대화 뿐만 아니라 극부적 경도저하현상(3.3절)에 기인되었다고 판단된다. Fig. 9에서 주사전자현미경을 통하여 용착금속부내 재가열된 부위의 미세조직 형상을 보여주고 있는데, No.11인 경우 blocky M-A성분이 상당수 형성되어 있음을 확인할 수 있다. 이는 0.1%이하의 carbon 함량에서 더딘 냉각속도로 인하여 M-A 형상이 blocky되었다고 판단 되어지며, 이는 탄소량 및 냉각속도에

의하여 미세조직 변화를 고찰한 GLOVER(1977)의 보고와 일치한다.

M-A성분이 인성 저하를 유발시키는 메카니즘은 다음과 같다.(Kim et al. 1991) 근접한 M-A성분에 의하여 국부적으로 응력집중현상이 발생되므로 인하여 M-A성분에서 마이크로 void가 발생된다. 이러한 void들은 전단력에 의하여 서로 합체되고 결국은 파단에 이르는 것으로 알려져 있다.

보다 냉각속도가 빠른 No.12인 경우 미세하게 연신된 M-A성분과 석출물이 혼재되어 형성되어 있다. No.13은 M-A 및 석출물이 혼재되어 있으나, 낮은 적층에 따른 GRAIN SIZE가 조대해져 있으며, 재가열부위의 비율이 No.11 & No.12의 42%에 비해 상대적으로 높은 59%를 차지할 뿐만 아니라 낮은 AF형성에 따라 No.12에 비해 인성저하를 가져온 것으로 판단된다.

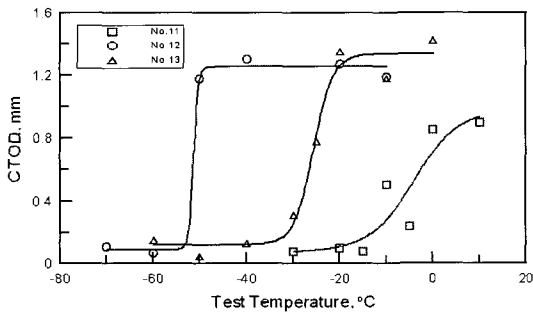


Fig.7 CTOD transition curve

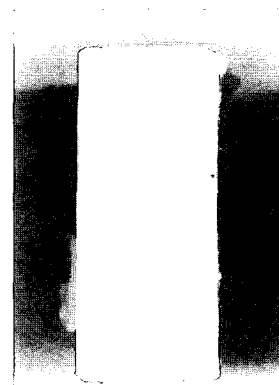


Fig. 8 Fracture initiation point

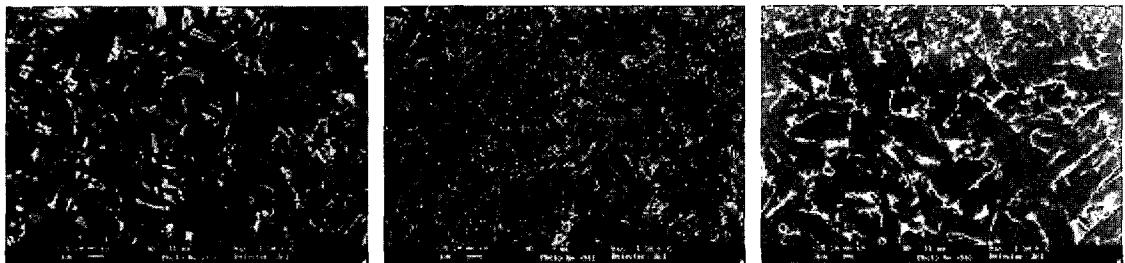


Fig. 9 SEM micrographs of refined area in welds prepared with picral etch

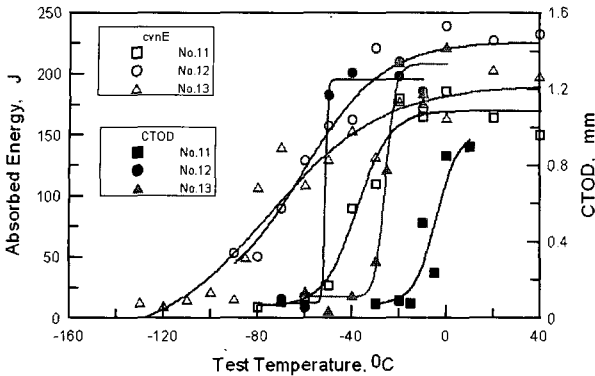


Fig.10 Relationship between CTOD and CVNE

3.7 CTOD와 cvnE의 관계

Fig. 10에 CTOD와 root부위 cvnE의 천이곡선을 비교하였다. Dawes(1976)는 X-개선 용접부의 표면부위와 비교하여 root부위에서 높은 경도 및 항복응력으로 인하여 충격인성이 최소값을 가진다고 하였다, 본 연구에서는 이와 상반되게 root부위에서 최대 인성을 보이고 있다. 또한, 충격천이온도가 낮은 시험편이 CTOD 천이온도도 낮게 형성되고 있는데 이는 CTOD가 중심부의 충격천이온도와 충분한 관계가 있음을 의미한다고 판단된다. 따라서, 향후 두 인성사이의 상관 관련식 도출에 관심을 기울일 필요가 있다고 사료된다. 또, 충격천이온도가 유사한 No.12와 No.13에서의 CTOD 차이는 두께 변화에 따른 적층 방식의 영향에 기인하였다고 판단되어지며, 좀 더 세밀한 정량적 연구가 향후 필요하다고 판단된다.

4. 결론

해양구조물용 강재의 입열량에 따른 SAW 용접부 파괴인성을 연구한 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

- 1) 파괴시작점(LBZ)은 용착금속부의 중심에서 1/3t내의 refined 부위였으며, 이는 냉각속도 및 입열량에 따라서 M-A성분, 석출물 및 grain size에 기인한다.
- 2) CTOD는 root 부위의 cvnE와 연관관계를 가지며, 충격천이온도가 낮을수록 CTOD 천이온도도

낮게 형성되었다.

- 3) 입열량에 의해 cvnE의 차이는 root에서 가장 큰 차이를 나타내었다.
- 4) 용착금속부내 refined 부위는 columnar 조직에 비해 20 HV5 정도 저하되었다.
- 5) 대입열시험편(No.11)이 정상적입열량에 비해 blocky형상의 M-A를 나타내었고, AF는 낮게 형성되었다.

후 기

본 연구는 삼성중공업(주) 산학협동연구비와 2003년도 부산대학교 공과대학 발전기금의 지원에 의하여 수행되었으며, 지원기관에 감사드립니다.

참 고 문 헌

- 이해우, 신용택, 박정웅, 석한길, 1998, "SAW 맞대기 용접부의 야금학적 특성과 비드높이에 따른 피로강도 연구," 대한조선학회 논문집, 제 35권, 제 3호, pp. 62-71.
- Dallam, C.B., Liu, S. and Olson, D.L., 1985, "Flux composition dependence of microstructure and toughness of submerged arc HSLA weldment," Welding research supplement, pp. 140-151.
- Dawes, M.G., 1976, "Contemporary measurements of weld metal fracture toughness," Welding Journal, pp. 1052-1057.
- Evans, G.M., 1991, "The effect of nickel on microstructure and properties of C-Mn all weld metal deposits," Welding Research Abroad, Vol. 37, No. 2/3, pp. 70-73.
- Glover, A.G., McGrath, J.T., Tinkler, M.J. and Weatherly, G.C., 1977, "The influence of cooling rate and composition on weld metal microstructures in a C/Mn and a HSLA steel," Welding Journal, Vol. 56, No. 9, pp. 267-273.
- Kim, B.C., Lee, s., Kim, N. J. and Lee, D.Y.,

1991, "Microstructure and local brittle zone phenomena in HSLA steel welds," *Metallurgical Transactions A*, Vol. 22a, pp. 139-149.

- McGrath, J.T. and Gianetto, J.A., 1987, "Some factors affecting the notch toughness properties of high strength HY80 weldments," *Canadian Metallurgical Quarterly*, Vol. 25, No. 4, pp. 349-356.
- Nikishkov, G.P., 1999, "Effect of crack front curvature and side grooving on CTOD δ_5 and J-integral in CT and 3PB specimens," *Journal of Testing and Evaluation*, Vol. 17, No. 5, pp. 312-319.
- Smith, N.J., McGrath, J.T., Gianetto, J.A. and Orr, R.F., 1989, "Microstructure/mechanical property relationship of submerged arc welds in HSLA 80 steel," *Welding Journal*, Vol. 68, No. 3, pp. 112-120.

- Zhang, Z. and Farrar, R.A., 1997, "Influence of Mn and Ni on the microstructure and toughness of C-Mn-Ni weld metals," *Welding Journal*, Vol. 76, No. 5, pp. 183-190.



< 강성원 >



< 김명현 >



< 신용택 >



< 이해우 >