

CO₂ 가스 배관용접부의 파괴인성평가에 관한 연구

나의균* · 유효선** · 오석형*
(1999년 10월 14일 접수)

Study on the Evaluation of Fracture Toughness at Welded Zone for the Pipe Steel by CO₂ Gas Welding

Eui-Gyun Na, Hyo-Sun Yu and Seok-Hyung Oh

Key Words: Fracture Toughness(파괴인성), Pipe Material(배관재료), Crack Opening Displacement(균열개구변위), Recrystallization Treatment(재결정처리), Post Weld Heat Treatment(용접후 열처리), Plastic Deformation(소성변형), Cleavage Fracture(벽개파괴)

Abstract

The purpose of this study is to examine the fracture toughness of the welded pipe from the viewpoint of FATT for the S38 and S42 steels used widely as the pipe material. Post weld heat treatment(PWHT) was carried out like following conditions: temperature of 670°C, 1 hour of holding time and cooling in furnace. Fracture toughness was obtained by measuring the crack opening displacement(COD) of the notched specimens over the range of temperature from -140°C to -25°C. Hardness values at fusion line near around were the highest and the microstructures at welded zone were coarsened. Regardless of the pipe materials, COD and temperature curves of the as-welds were moved toward higher temperature compared with those of the parents. However, COD and temperature curves of the PWHT specimens were positioned at lower temperature compared with those of the as-welds. The more heat input causes to decrease the COD values at the constant temperature. It was verified through the recrystallization treatment that PWHT was attributed to move toward lower temperature region considerably due to the improved plastic deformation at the same applied COD value of 0.3mm and softening effect. In case of the weldment of S38 steel, cleavage fracture was observed at -105°C unlike the structural steels, in which brittle fracture mode was generally shown at -196°C.

1. 서론

석유화학공업, 화학공업 및 발전소에서 배관설비는 생산제품에 필요한 원료 및 각종 부원료 등 여러 종류의 유체를 공급하고 수송하는 설비의 일환인 동시에 각종 단위 기계장치를 연결시킴으

로서 생산활동을 원활하게 하는 필요불가결의 설비라고 할 수 있다.

배관설비의 경우, 배관내부로는 다양한 종류의 유체가 흐르고 있는 동시에 유체의 조성, 운전압력, 운전온도 및 유속 등과 같은 배관내부의 인자들에 의해 여러 가지 형태의 손상현상이 발생하게 된다.^(1,2) 손상의 대부분은 응력부식균열이나 피로파괴와 같은 기구에 의하여 용접부에서 발생하게 되며, 배관의 손상형태와 정도에 따라 생산중단현상에 발생하기도 하고, 극단적으로 가연성 유체 및 유독성유체의 누출로 인하여 화재, 폭발 등과 같은 대형사고가 발생하게 되어 인적·경제

* 회원, 군산대학교 기계공학부

E-mail : egna@kunsan.ac.kr

TEL : (0654)469-4719 FAX : (0654)469-4727

** 전북대학교 기계공학부

Table 1 Chemical compositions and mechanical properties

(a) Chemical compositions (wt. %)					
	C	Si	Mn	P	S
S38	0.20	0.35	0.3-0.9	0.04	0.04
S42	0.30	0.35	0.3-1.0	0.04	0.04

(b) Mechanical properties			
	Yield strength (MPa)	Tensile strength (MPa)	Elongation (%)
S38	215.6	372.4	30.0
S42	245.0	411.6	25.0

Table 2 Welding conditions

Heat input (kJ/cm)	Current (A)	Voltage (V)	Welding speed (cm/min)	Wire diameter (mm)
4.7	200.0	26.0	66.0	2.1
7.5	240.0	26.0	50.0	2.1

적으로 막대한 손실을 초래하게 된다.⁽³⁾

본 연구에서는 국내 석유화학 플랜트 및 산업용 배관용 재료로서 이용의 폭이 날로 증가하고 있는 S38급과 S42급 배관재료를 대상으로 CO₂ 가스용접을 실시하고, 이어 용접 후 열처리를 실시한 다음, 균열개구변위(Crack opening displacement: COD)법에 의해 용접부의 파괴인성을 천이 온도(Fracture appearance transition temperature : FATT)의 관점에서 평가하여 용접배관을 시공할 때 필요한 설계자료를 마련하고자 한다. 아울러 주사전자현미경에 의해 파단면을 관찰하여 파괴 기구를 규명하며, 구조용 강재와 비교하여 파괴 특성이 어떻게 다른지를 고찰하고자 한다.

2. 실험절차

2.1 공시재

본 연구에 사용된 재료는 고온·고압용 배관재료(외경: 200mm, 두께: 12mm)로서 많이 사용되고 있는 S38급과 S42급 강이며, 각각의 화학적인 조성과 기계적인 성질은 **Table 1**과 같다.

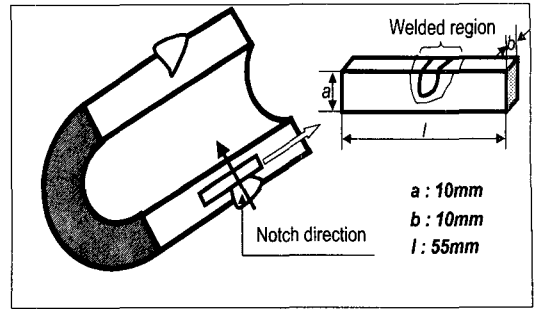


Fig. 1 Extraction of Charpy's specimen from the welded pipe

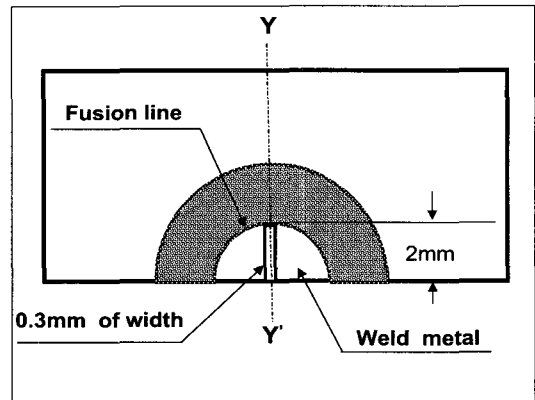


Fig. 2 Schematic illustration of notch shape and position

배관의 원주방향으로 용접을 실시하기 위해 용접대상 부위를 아세톤으로 깨끗이 세척한 다음, 원주방향으로 깊이 3mm의 홈을 가공한 후 일반적으로 현장에서 가장 많이 채용되고 있는 CO₂ 가스 용접을 실시하였다. 용접은 이동식 지그를 특별히 설계·제작하여 원주방향으로 실시하였으며, **Table 2**와 같은 조건으로 용접을 실시하였다.

용접 후 열처리가 배관 용접부의 파괴인성에 어떠한 영향을 미치는가를 평가하기 위하여 용접된 파이프를 대상으로 후 열처리를 실시하였으며, 열처리 조건으로서는 열처리 온도 670℃에서 1시간동안 유지시킨 후 노냉시켰다.

시험편의 채취는 **Fig. 1**에서 보인 것처럼 용접된 원주방향과 직각으로 10mm×10mm×55mm 크기의 표준 Charpy 시험편을 채취하였다. 채취된 시험편의 양면에 macro 부식을 실시하여 조직을 확인한 다음, 노치를 가공하였다. 노치의 가공은

wire cutting M/C를 이용하였으며, 시험편의 가공 경화를 최소화하기 위하여 가공액을 주입하면서 가공속도를 되도록 느리게 하였다.

노치 선단의 위치는 Fig. 2에서 볼 수 있는 것처럼 용접 중앙부(Y-Y'선상)에서 용융경계 (Fusion line)에 접하도록 하였으며, 노치의 폭은 0.3mm, 깊이는 2mm로 하였다.

원래 COD법에 의해 강재의 파괴인성을 평가하기 위해서는 노치를 기계가공을 한 다음, 예 균열 (Pre-crack)을 내어야 하지만,⁽⁴⁾ 본 실험에서는 기계 가공된 시험편을 대상으로 인성을 평가하였다. 그 이유는 첫째 용접부 조직이 불연속적으로 변하기 때문에 기계가공된 노치로부터 정해진 길이만큼 예 균열을 낼 경우, 균열진전경로의 이탈 폭이 크고, 둘째 기계가공된 Charpy 시험편 만으로도 저온환경에서, COD법에 의해 배관재료 사이의 파괴인성을 정성적으로 비교·평가할 수 있다고 판단하였기 때문이다.

2.2 조직관찰 및 경도 측정

용접부는 일정량의 열량이 가해지기 때문에 모재의 조직과는 근본적으로 다르며, 이에 따라 기계적 성질도 변하게 된다. 또한, 용접열영향부의 조직은 열처리된 복잡한 미세조직이 존재하며, 용접입열량, 예열온도, 후 열처리, 판 두께 및 형상등이 용접부의 조직형성에 크게 영향을 주는 것으로 알려져 있다.^(5,6) 따라서 배관재료 및 입열량에 따라 조직이 어떻게 다른지를 파악하기 위하여 용융선 근처인 용융열영향부(Heat affected zone: HAZ)를 대상으로 조직사진을 촬영하였으며, Fig. 3에 그 결과를 보였다.

S38급 용접부의 경우 용융선 근처의 조직은 조대화된 prior 오스테나이트 결정립으로 되어 있고, 침상조직인 마르텐사이트 조직이 주종을 이루고 있으며, 입열량이 4.7kJ에서 7.5kJ로 많아짐에 따라 조대조직역이 보다 크게 형성되었음을 볼 수 있다. 반면, S42급의 경우에는 S38급과는 다르게 페라이트와 퍼얼라이트 조직이 혼재된 상태에서 부분적으로 침상의 마르텐사이트 조직을 관찰할 수 있다. S42급의 경우에도 S38급의 배관재료와 마찬가지로 입열량이 4.7kJ에서 7.5kJ로 증가함에 따라 조직이 보다 조립화되었음을 알 수 있다.

Fig. 4는 배관재료와 입열량에 따른 경도시험의 결과를 보인 것이다. 그림에서 경도의 측정은

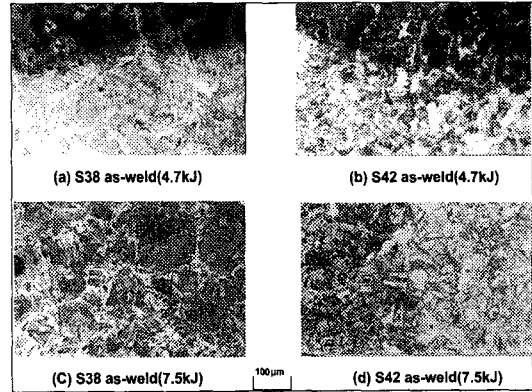


Fig. 3 Microstructures at HAZ of the as-welds with 4.7kJ and 7.5kJ for S38 and S42 steels

Fig. 2에서처럼 용융선에서 Y-Y'의 방향으로 미소(Micro) 비커스 경도계를 사용하여 실시하였으며, 측정하중은 500g으로 하였다. S38급인 경우, 입열량이 7.5kJ일 때 최대 경도는 241이었으며, 입열량이 4.7kJ인 용접재의 최대경도는 221이었다. 용접부의 최대경도는 용융선으로부터 모재방향으로 약간 떨어진 곳에 위치하였으며, 입열량이 많아질수록 용접부의 경도치는 높은 값을 보였다. 또한, 용융선 근처에서 최대경도를 보이다가 모재쪽으로 향할수록 경도는 서서히 감소하였다. HAZ에서 최대경도를 보이는 것은 조직관찰에서도 언급했듯이 용접부에는 필연적으로 마르텐사이트가 형성되기 때문이다. 마르텐사이트 변태는 C원자를 고용한 Fe의 고용체가 면심입방격자 (Face centered cubic: FCC)로부터 체심입방격자 (Body centered cubic: BCC)로 변태하는 과정에서 급랭에 의해 C원자의 확산을 저지시켜 격자변태를 일으키는 것이다.⁽⁷⁾ 이 변태는 많은 수의 원자가 서로 관련을 유지하면서 순간적으로 새로운 결정구조의 원자배열로 바뀌는 dynamic한 현상으로 그에 따라 많은 수의 전위(Dislocation)나 쌍정(Twin)이 새로운 결정중에 도입된다. 마르텐사이트는 C를 상당히 많은 양만큼 과포화된 상태로 되어 있어서 고전위밀도(High density of dislocation)에 의한 강화에 더해서 이 과포화와 C에 의한 고용강화가 중첩되어 매우 높은 경도가 얻어지게 된다.

용접부를 대상으로 후 열처리를 실시하면 입

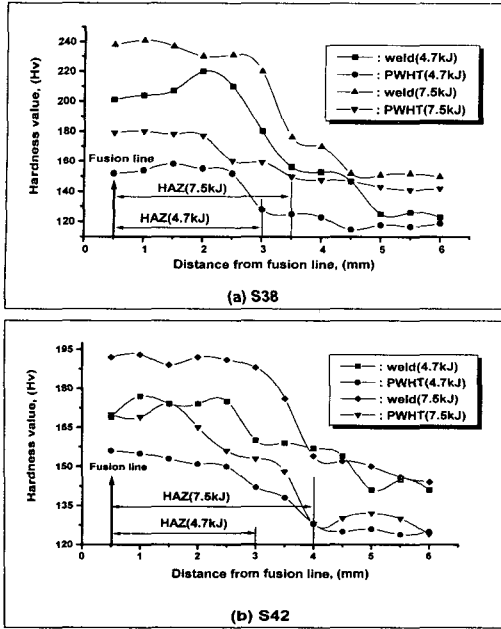


Fig. 4 Microvicker's hardness distribution of the as-welds and PWHT specimens of S38 and S42 steels

열량에 관계없이 용접부의 경도는 전반적으로 감소하였다. 즉, S38급의 경우 입열량이 4.7kJ일 때 HAZ(용융선에서 모재 방향으로 약 3mm까지에 해당하는 영역)에서 150~160정도의 경도치를 보였고, 입열량이 7.5kJ일 때 160~180인 범위의 값을 보였다.

S42급인 용접재의 경우에는 입열량이 4.7kJ일 때 용접부의 최대경도는 177이었으며, 입열량이 7.5kJ일 때에는 192로서 앞선 S38급에 비해 비교적 낮은 값을 보였다. 하지만 용융선으로부터 모재쪽으로 향함에 따라 경도가 감소하는 것과 후 열처리 효과 및 입열량이 경도에 미치는 효과는 S38급과 유사하였다. 이와 같이 후 열처리에 의해 용접부가 연화(Softening)되고 있음은 용접부의 기계적 성질이 후 열처리에 의하여 크게 변화되고 있음을 의미하며, 이는 후술할 용접부의 파괴인성치와 직·간접적으로 관련성이 있음을 시사해 주고 있다.

2.3 파괴인성 실험

용접부의 파괴인성은 저온분위기 하에서 COD 법에 의해 구하였다.

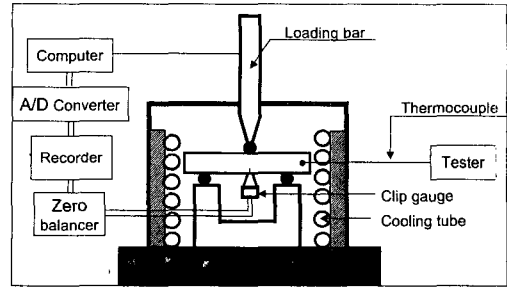


Fig. 5 Apparatus of COD fracture toughness test

Fig. 5는 COD 파괴인성을 평가하기 위한 실험 장치를 보인 것이다. 저온의 유지는 액화질소를 discharger를 사용하여 주입량을 조절함으로써 소정의 온도를 얻었고, 시험편의 표면에 CC형 열전대를 부착하여 온도를 측정하였다.

시험온도는 $-140^{\circ}\text{C} \sim -25^{\circ}\text{C}$ 로 하였으며, 정해진 온도까지 서서히 냉각한 다음 시험편의 내부 온도가 충분히 포화될 수 있도록 약 5분 정도 유지시킨 후 3점 굽힘을 가하였다. 이때 Cross head의 속도는 0.2mm/min으로 하였다.

일반적으로 COD법에 의한 파괴인성치는 시험편의 형상과 하중방식에 의해 결정되는 응력확대계수와 균열개구변위 및 시험편의 규격 등을 포함한 식을 이용하여 균열선단에서의 한계 개구변위량 δ_c 를 구한다.⁽⁴⁾ 하지만 본 연구에서는 Charpy 표준 시험편에 예 균열을 내지 않았기 때문에 소정의 실험온도에서 시험편이 파괴될 때 기계가공된 노치 mouth의 개지 변위량을 COD 파괴인성치로 간주하여 정리하였다.

3. 결과 및 고찰

3.1 모재, 용접재 및 후 열처리재의 COD-온도 의존곡선

Fig. 6은 S38급 및 S42급인 경우 모재와 용접재와의 COD-온도 의존곡선을 보인 것이다. 우선 S38급인 경우, 모재에 비해 용접재의 그래프가 고온측으로 이동하였으며, 이동의 폭은 입열량이 7.5kJ인 용접재가 4.7kJ보다 더 컸다. S42급인 경우, 입열량이 각각 다른 용접재 및 모재의 COD-온도 의존곡선을 살펴보면, 두 용접재 공히 모재에 비해 오른쪽(고온측)에 위치해 있어서 용접으로 인해 S42급에서도 용접부의 파괴인성치가 저하

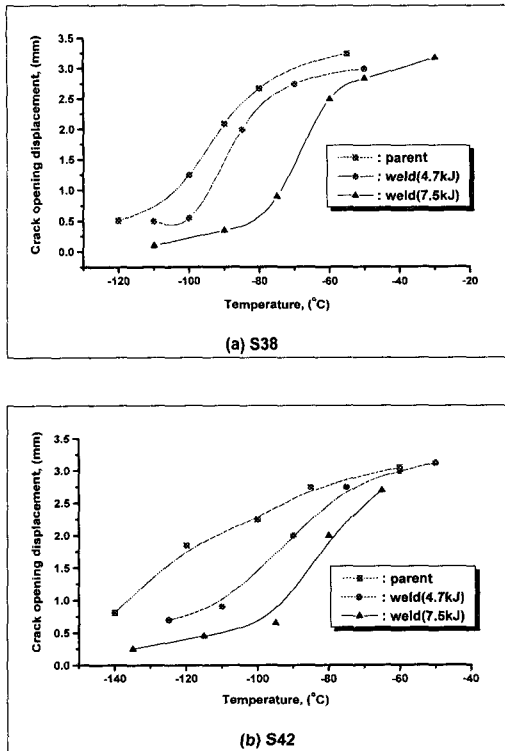


Fig. 6 Relations of COD and temperature for the parent and as-welds of S38 and S42 steels

하고 있음을 볼 수 있다. 특히 배관재료에 관계없이, 입열량이 4.7KJ이 가해졌을 때에는 모재에 비해 COD-온도 의존곡선이 오른쪽으로 약간 이동하였으나 입열량이 7.5KJ로 많아짐에 따라 입열량이 4.7KJ에 비하여 상당한 폭으로 고온측으로 이동하여 위치하여 있어서 입열량이 많아질수록 파괴인성의 감소의 폭이 심하였다. 이와 같은 결과는 배관재료의 경우, 두꺼운 부분을 용접할 때에는 입열량의 조절에 세심한 주의를 기울일 필요가 있다는 점을 시사해주고 있다.

이상에서와 같이 배관재료에 관계없이 용접재의 COD-온도 의존곡선이 모재에 비해 고온측에 위치하는 것은 입열량에 의해 용접부의 조직이 조대화되었기 때문으로 생각된다. 즉, 용접시 용융부의 온도는 약 1600°C 이상 상승하게 되는데 주위온도는 23°C이기 때문에 온도구배가 대단히 크다. 그 결과 용접부가 급랭되는 효과 때문에 용접부의 조직은 조대화되어 결정립의 크기가 모재에 비해 보다 커지게 된다. 본 연구에서 채택

된 용접재의 평균 결정립 크기는 S38급의 경우 4.7kJ과 7.5kJ에서 약 63 μm , 75 μm 이었고, S42급의 경우 4.7kJ과 7.5kJ에서 각각 52 μm , 58 μm 이었다.

일반적으로 결정립의 크기와 파괴응력의 관계는 다음 식으로 표현된다.⁽⁸⁾

$$\sigma_f = \sigma_i + K_f d^{-1/2} \quad (1)$$

여기서 σ_f 는 파괴응력이고, σ_i 는 마찰응력(편석, 고용화된 원자덩어리 또는 밀집된 전위밀도로부터 미끄러지게 하는데 요하는 격자의 내부 저항치: Peierls-Nabarro's force)이며, K_f 는 제 2의 결정을 파괴시키는데 필요한 국부적 인장응력의 임계치이다.

식 (1)은 결정립의 크기가 클수록 파괴응력은 작아지게 된다는 것을 의미한다. 다시말해 결정립이 미세할수록 항복(Yielding)은 파괴이전에 일어나기 때문에 대상재료는 변형을 수반하는 반면, 결정립의 크기가 커질수록 항복과 파괴가 동시에 일어나게 되어 파괴되기 전에 변형이 수반되지 않는다. 이는 용접부가 파괴되기 전에 변형능력이 모재에 비해 적기 때문에 취성적인 파괴를 하게 된다는 점을 의미한다. 이와 같은 이론은 본 배관재료의 용접재에 대해 잘 적용되고 있음을 확인할 수 있다.

입열량이 7.5KJ인 용접재의 경우에는 앞선 4.7KJ인 용접재에 비해 보다 고온측으로 COD-온도 의존곡선이 이동하여 위치하게 되는데, 이는 위에서 언급한 바와 같이 입열량이 4.7KJ에서 7.5KJ로 많아짐에 따라 용접부의 결정립의 크기는 보다 커지게 되고, 이에 따라 COD 파괴인성 치는 작아지는 것이다. 이와 같은 결과는 구조용 강재인 SCM급 Cr-Mo 강 용접재의 연구결과와 유사한 점을 보였다.⁽⁹⁾

Fig. 7은 S38급 및 S42급의 용접후 열처리재의 COD-온도 의존곡선을 용접재와 더불어 보인 것이다. 우선 S38급의 경우 입열량에 관계없이 용접재에 비해 후 열처리재의 COD-온도 의존곡선이 저온 측으로 이동하여 용접부의 파괴인성치가 상당히 개선되었음을 알 수 있다. 또한, 입열량이 7.5KJ인 경우가 4.7KJ에 비해 파괴인성의 개선 폭이 더 컸다. S42인 경우, S38급과 마찬가지로 입열량에 관계없이 용접재에 비해 후 열처리재의 COD-온도 의존곡선이 왼쪽으로 이동하여 용접부의

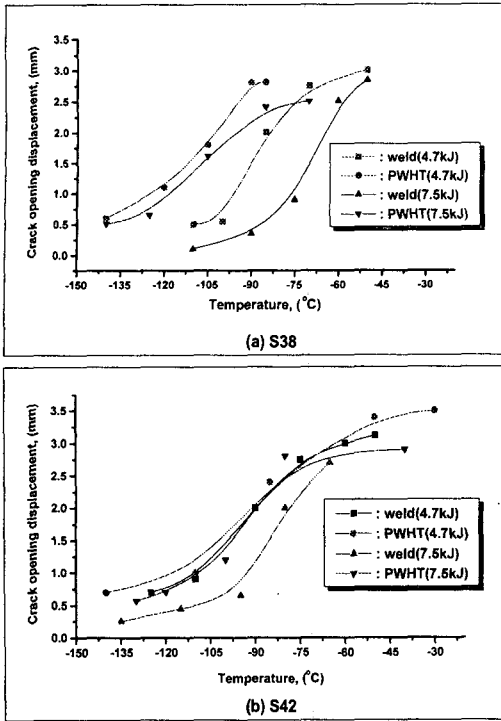


Fig. 7 Relations of COD and temperature for the as-welds and PWHT specimens of S38 and S42 steels

파괴인성치가 증가되는 경향을 보였으나 그 정도는 S38급과는 다르게 작았다. 이와 같이 후 열처리재가 용접재에 비해 COD-온도 의존곡선이 저온 측으로 이동하고 있는 것은 앞선 경도시험에서 보였듯이 후 열처리에 의해 용접부의 변형능력이 향상된다는 점과 더불어 후 열처리로 인해 용접부에 존재하는 잔류응력이 풀리기 때문이라고 생각된다. 이와 같은 경향은 기존의 연구결과와 유사한 점을 보였다.^(10,11) 이상의 결과로부터 S38급 및 S42급을 대상으로 배관용접을 실시할 경우 설계기준강도보다 떨어지지 않는 범위 내에서 후 열처리 공정은 꼭 필요하다고 할 수 있으며, S38급은 S42급에 비해 용접후 열처리효과가 보다 크게 나타나고 있음을 확인할 수 있었다.

이상의 결과를 보다 정량적으로 평가해 보기 위해 각 시험편을 대상으로 FATT(Fracture appearance transition temperature: FATT)에 해당하는 온도 즉, $(FATT)_{1.5mm}$ 를 구하여 정리한 결과를 Fig. 8에 보였다. 원래 FATT는 파괴에너지와 시험온도 사이

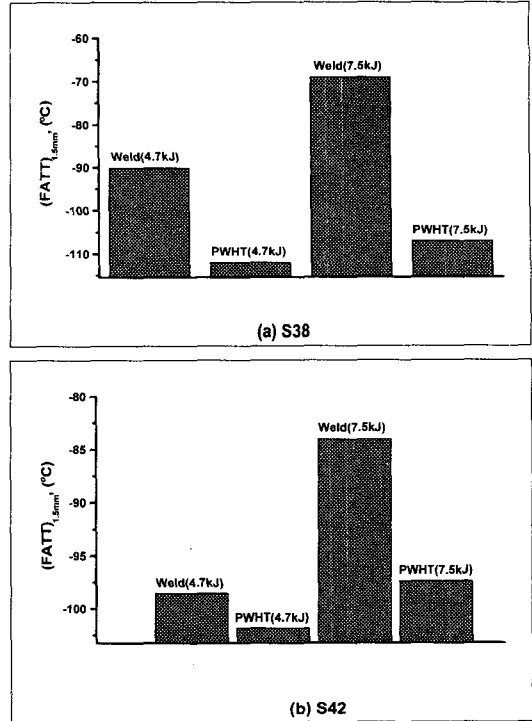


Fig. 8 FATT at 1.5mm of COD for the as-welds and PWHT specimens of S38 and S42 steels

의 곡선에서 상봉역(Upper shelf energy)과 하역(Lower shelf energy) 사이의 반쯤에 해당하는 온도로써 일반적으로 금속재료의 파괴인성을 평가할 때 많이 쓰이는 도구이다.⁽¹²⁾ 본 실험에 이용된 배관재료의 경우 COD-온도 의존곡선의 형태가 상·하봉역이 명확히 나타나지 않는 경우가 있기 때문에 COD 값이 1.5mm에 해당하는 온도를 FATT 즉, $(FATT)_{1.5mm}$ 로 정의하였다. S38급인 경우 입열량이 4.7kJ과 7.5kJ 일 때 $(FATT)_{1.5mm}$ 는 각각 -90°C 와 -69°C 인데 반해, 후 열처리재의 경우에는 $(FATT)_{1.5mm}$ 가 각각 -112°C 와 -107°C 였다. S42급인 경우 입열량이 4.7kJ과 7.5kJ 일 때 $(FATT)_{1.5mm}$ 는 각각 -98.5°C 와 -84°C 인데 반해, 후 열처리재의 경우에는 각각 -101.8°C 과 -97.4°C 였다.

이상의 결과를 종합해 보면, 후 열처리에 의해 용접부의 $(FATT)_{1.5mm}$ 는 용접재에 비해 저온 측으로 이동하였으며, 특히 S42급의 용접재의 경우 전반적으로 입열량에 관계없이 S38급에 비해 용접부의 $(FATT)_{1.5mm}$ 보다 저온치를 보였다.

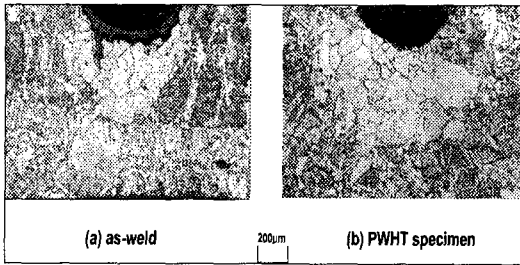


Fig. 9 Plastic deformed zone and size at notch tip of the as-weld and PWHT specimen by a recrystallization method

3.2 용접부 파괴인성의 후 열처리효과 및 파괴기구 해석

이상에서 언급한 바와 같이 배관재료와 입열량에 관계없이 용접부의 파괴인성은 후 열처리에 의해 천이온도가 저온 측으로 이동하여 일정한 온도에서 COD값이 높아지는 효과가 있었다. 이하에서는 후 열처리에 의해 용접부의 COD값이 높아지는 이유에 대해 언급하고자 한다. 후 열처리에 의해 용접부의 COD값이 높아지는 이유로서 첫째 용접부의 변형능력의 향상에 있다고 할 수 있다. 일반적으로 금속재료의 파괴인성은 파괴되기 전에 소성변형의 정도에 달려 있다.⁽¹³⁾ 즉 파괴되기 전에 하중이 가해짐에 따라 노치 선단에서 형성되는 소성역의 형태와 크기에 따라 파괴인성이 달라지게 되는 것이다. 이를 규명하여 보기 위해 본 연구에서는 재결정법(Recrystallization method)을⁽¹⁴⁾ 이용하여 용접부의 노치 선단에서 형성되는 소성역의 형태와 크기를 알아보았다.

Fig. 9는 입열량이 4.7kJ인 S38급 용접재와 후 열처리재를 대상으로 COD값을 대기중에서 0.3mm를 가한 후 하중을 제거한 다음, 시험편의 표면부분을 대상으로 재결정처리에 의해 얻어진 노치 선단에서 소성역의 형태를 보인 것이다. 재결정 처리는 열처리 온도 750℃에서 3시간동안 노냉시킨 후 nital 부식액을 이용하여 소성역을 찾아내었다.

용접재의 경우, 노치선단방향으로 소성역의 크기가 600 µm이었으며, 소성역은 주로 노치 선단 방향으로 형성되었다. 반면, 용접후 열처리재의 경우에는 소성역의 크기가 750 µm이었으며 소성역은 용접재와는 다르게 노치선단 주위를 중심으로 광범위하게 형성되었다. 이와 같이 동일한

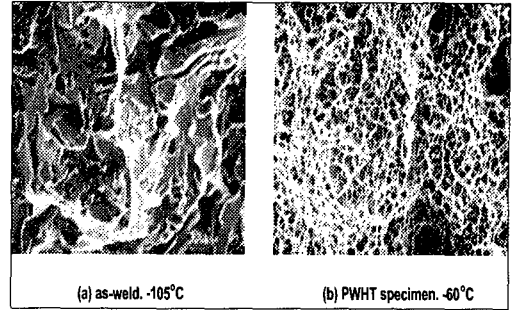


Fig. 10 SEM photographs of the as-weld and PWHT specimen with 7.5kJ at -105°C and -60°C for S38 steel($\times 1000$)

COD량에서 형성되는 소성역이 후 열처리재의 경우가 용접재에 비해 훨씬 크게 형성되고 있음은 파괴되기 전에 변형능력이 상당히 개선되었음을 의미하고, 이는 후 열처리에 의해 용접부의 COD값이 증가되는 이유 중의 하나로 볼 수 있다.

둘째로 앞선 미소경도시험에서도 밝혔듯이 배관재료에 관계없이 후 열처리에 의해 용접부는 상당히 연화되었다. 용접부가 연화되면 다음과 같은 식에서 용접부의 국부적인 E 값은 작아지고, 소성역 r_y 값은 커지게 되며, 그 결과 용접후 열처리재의 파괴인성 평가의 인자중의 하나인 COD값은 보다 증가하게 된다.

$$\delta = \frac{(1-\nu^2) \left(\frac{K_I}{2K}\right)^2}{\left(\frac{4E}{2K}\right)} \quad (2)$$

$$\delta = 2\pi \left(\frac{\sigma_y}{E}\right) r_y \quad (3)$$

여기서 δ : crack opening displacement (COD),
 K : work-hardened shear flow stress,
 E : Young's modulus,
 r_y : radius of plastic zone

이상에서 S38급과 S42급의 CO₂ 가스 용접부에 대하여 용접재 및 후 열처리재를 대상으로 COD-온도곡선을 구하여 파괴인성을 평가하였다. 앞서서도 언급하였듯이 용접부의 파괴인성은 열처리, 배관재질 및 입열량에 따라 각각 다른 값을 보였다. 이와 같이 서로 다른 인성 치의 차이가 왜

발생하는지를 밝히기 위해서는 전자현미경에 의한 파괴기구(Fracture mechanism)의 해석이 요구된다. 따라서 이하에서는 주사 전자현미경에 의해 각 조건에서의 파단면을 대상으로 파괴기구를 규명하여 보고자 한다.

Fig. 10은 입열량이 7.5KJ인 S38급의 용접재 및 후 열처리재를 -105°C 와 -60°C 에서 COD 파괴인성 실험을 실시한 후 파단면을 주사 전자현미경으로 촬영한 사진이다. 용접재의 파단은 취성적인 벽개(Cleavage)파면이 많이 차지하고 있으며, 후 열처리재의 파단은 용접재의 파단면과는 다르게 void나 덩플(Dimple)이 대단히 많이 형성되어 있으며, 전형적인 연성(Ductile)인 파면이 형성되었음을 볼 수 있다. 다시말해 용접재의 경우에는 변형능력이 현저히 떨어지기 때문에 에너지의 흡수가 적을 수밖에 없고 그 결과 파단면이 취성적인 벽개파면을 보이게 되는 반면, 후 열처리재는 섬유상의 파면조직인 덩플이 보다 많이 형성되어 파괴인성이 용접재에 비해 개선되는 효과가 있음을 주사 전자현미경 사진을 통하여 관찰할 수 있었다.

Fig. 11은 입열량이 7.5kJ인 S42급의 용접재와 후 열처리재를 -135°C 와 -90°C 에서 COD파괴인성 실험을 실시한 후 파단면을 촬영한 사진이다. -135°C 에서 파단된 용접재의 파면을 보면 상당히 많은 부분이 벽개파면을 보이나 부분적으로 소성 변형이 수반된 파괴의 양상이며, 후 열처리재의 파면은 섬유상의 파괴인 덩플이 주종을 이루는 파면의 형태를 보이고 있다. 이와 같은 일련의 파면의 양상으로부터 앞선 S38급과 상당히 다른 점을 발견할 수 있다. 즉 앞선 S38급에서는 용접재와 후 열처리재의 경우 실험온도가 S42급 보다 높은 온도에서(-105°C) 취성적인 파면의 양상을 보인 반면, S42급의 경우에는 S38급에 비해 오히려 낮은 실험온도범위(-135°C)인데도 약간의 변형이 수반된 취성파면이 발견된다는 점이다.

이와 같은 파면의 양상은 (FATT)_{1.5mm}에서 고찰하였듯이, S42급의 용접재와 후 열처리재의 (FATT)_{1.5mm}가 저온 값을 보여 S38급에 비해 파괴인성이 보다 높은 값을 보여주고 있다는 사실을 잘 뒷받침해 주고 있다. 이상의 파면관찰에서 발견할 수 있는 특징적인 요소는 일반적으로 구조용 강재의 취성적인 벽개파괴는 -196°C 와 같은 극 저온에서 이루어지는데 반해,⁽⁹⁾ 배관재료용접

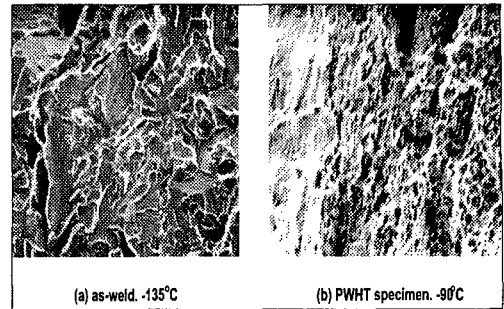


Fig. 11 SEM photographs of the as-weld and PWHT specimen with 7.5kJ at -135°C and -90°C for S42 steel($\times 1000$)

재의 벽개파면은 S38급과 같이 -95°C 와 같은 온도의 범위에서도 나타난다는 점이다.

4. 결론

본 연구에서는 배관용 재료로서 널리 이용되고 있는 S38급 및 S42급을 대상으로 두 종류의 입열량을 주어 CO_2 가스 용접을 실시한 후 용접부를 대상으로 천이온도의 관점에서 파괴인성을 평가하였다. 용접부의 조직은 입열량이 많아짐에 따라 배관재료에 관계없이 보다 조립화되었다. 용접재의 경도는 용융선 근처의 HAZ에서 가장 큰 값을 보였으며, 입열량이 많을수록 경도는 보다 증가하였고 열영향부의 영역이 보다 넓어졌다. 배관재료에 관계없이 용접재의 천이온도는 모재에 비해 현저히 높아졌으며, 입열량이 많아질수록 천이온도 또한 고온측으로 이동하였다. 용접재의 천이온도가 모재에 비해 고온측으로 이동하는 것은 용접으로 인해 결정립이 조대화되기 때문이다. 후 열처리를 실시함에 따라 COD-온도곡선은 저온 측으로 이동하여 일정한 온도에서 COD파괴인성치가 증가되는 효과가 있었다. 아울러 용접후 열처리는 용접부를 연화시키며, 그 결과 노치선단에 동일한 균열개구량을 가했을 때 소성영역이 보다 넓고 크게 형성되어 COD파괴인성치가 증가된다는 점을 재결정법에 의해 규명하였다. 끝으로 S42급 용접재의 (FATT)_{1.5mm}는 S38급에 비해 전반적으로 낮은 온도분포를 보였으며, 파단면의 특징은 구조용 강재와는 다르게 S38급인 경우 -105°C , S42에서 -135°C 와 같은

온도범위에서 취성적인 벽개파면이 나타나고 있음을 관찰할 수 있었다.

참고문헌

- (1) 이재익, 1988, “ Plant설계의 손상경향에 대하여,” 한국부식학회지, Vol. 17, No. 3, pp. 172~198.
- (2) 鄭世喜, 1977, “ 高張力鋼 溶接熱影響部の 溶接後熱處理 脆化に關する研究,” 東北大學(日本) 博士學位論文.
- (3) Dolby, R. E., 1971, *Metal Construction and British Welding Journal*, p. 99.
- (4) Method for Crack Opening Displacement (COD) Testing, 1972, B.S. 6762.
- (5) Lancaster, J. F., 1974, *Metallurgy of Welding*, pp. 70~73.
- (6) 엄기원, 1992, 최신 용접공학, 동명사, pp. 249~251.
- (7) 박종완, 임대문, 김원중, 장태석 공역, 1999, 재료과학과 공학, Scitech, pp. 307~309.
- (8) Petch, N. J., 1953, *Iron Steel Inst*, Vol. 173, p. 25.
- (9) 임재규, 1986, “Cr-Mo강 용접부의 용접후 열처리가 파괴인성에 미치는 영향,” 전북대학교 박사학위논문.
- (10) 정세희, 임재규, 1983, “ Cr-Mo강 용접열영향부의 파괴인성에 미치는 용접후열처리의 영향 (I),” 대한기계학회논문집, 제8권 제2호, pp. 109~118.
- (11) 정세희, 임재규, 1987, “ Cr-Mo강 용접열영향부의 용접후열처리 취화에 관한 연구,” 대한기계학회논문집, 제11권 제2호, pp. 314~321.
- (12) Rolfe, S. T., and Barsom, J. M., 1977, *Fracture and Fatigue Control in Structures*, pp. 7~10.
- (13) Knott, J. F., 1981, *Fundamentals of Fracture Mechanics*, pp. 172~173.
- (14) 조규중, 1987, “ 재결정법과 유한요소법에 의한 연성파괴의 고찰,” 전북대학교 박사학위논문.