

## 熔接技術 現 況

# 용접 구조 설계

윤중근 · 박동환

現代重工業(株) 産業技術研究所

### 1. 머리말

구조물 설계의 기본 개념은 구조물 혹은 구조부재가 최소한 수명보증기간까지 고유의 기능을 충분히 유지할 수 있도록 설계하는 것이다. 종래 설계는 구조물에 작용되는 하중 예컨대 구조물의 자중 및 구조물 내·외의 압력 등을 고려한 정적하중을 기초로 하였으며, 구조부재의 선정은 당연히 부재의 항복강도나 인장강도를 기준으로 하였다. 이같은 설계개념은 Table 1<sup>1)</sup>에 나타낸 각종 구조물들의 파괴 및 파손들의 경험에 의하여 점차 개선되어 왔다.

이를 구조물 측면에서 살펴볼 때, 1919년 Molasses tank의 파괴 경험에서 설계응력 산출시 충분한 안전계수의 도입이 이루어졌고, 응력집중을 야기하는 notch 혹은 corner 부위가 없도록 설계를 하였다. 또한 종래의 설계의 기본이던 정적하중에 의한 구조해석에서 외부의 반복하중에 의한 피로균열발생에 대응한 파괴해석으로 점차 진전되고 있음을 알 수 있다. 재료적 측면으로는 이차세계대전 중 수많은 liberty선들의 취성파괴에 의하여 구조부재의 선정시 파괴에 대한 저항성 즉, 인성을 반듯이 고려하게 되었으며,<sup>2)</sup> 구조부재가 실제 조업되는 분위기 예컨대 온도 혹은 접촉매질에서의 기계적 성질 평가와 구조물 자체 시험을 통한 안정성 평가가 필수적임을 여러 사고에서 보여주고 있다.

Table 1에 보고된 여러사고들의 공통적인 특징은 파괴발생은 용접부 toe, fillet 용접부 및 잔류응력 등 용접과 직접적으로 관련되어 있다는 것이다. 이는

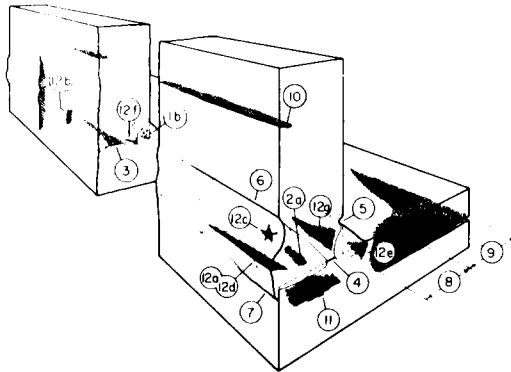
합당한 구조물의 설계나 기계적 성질이 우수한 구조부재를 선정하였다하더라도, 용접부에서는 용접열에 의하여 구조부재의 성질이 크게 바뀌게 될 뿐 아니라 용접부 자체와 용착금속의 특성이 구조부재와 다르기 때문이다. 즉, 열영향부의 취화, 열영향부에서의 저온 균열발생, 용접부의 높은 인장잔류응력, 용접부의 기하학적 현상에 따른 응력집중 및 발생가능한 여러 용접결함들(Fig. 1)의 존재로 인하여 용접부의 취성 파괴와 피로파괴의 가능성이 높아진다. 이와 같은 문제점들을 억제하고자 용접부의 quality control을 강화하여 용접결함의 발생억제나 열영향부의 취화방지를 유도하여 왔다. 또한 발생된 균열의 전파를 억제하고자 구조부재의 인성을 지속적으로 향상시켰으며, 구조설계에도 균열의 존재와 성장을 고려한 파괴역학개념 예컨대, fail safe design 개념 등이 도입되었다. 이 같은 일련의 노력 즉, 용접부의 파괴억제를 위하여 재료의 합리적인 선정, 용접시공 및 용접부의 형상등을 상호 유기적으로 경제적인 관점에서 선정되어져야 하는데 이를 용접설계라 할 수 있다.

본 보에서는 현 용접 구조물의 설계에서 수행되고 있는 구조해석의 실 예외 취성파괴에 대한 파괴역학적 개념을 간단히 소개하고, 보다 합리적인 용접 구조 설계를 위해 반듯이 고려되어야 하는 제반 인자들에 대하여 기 보고된 자료들을 이용하여 기술하고자 한다.

Table 1. Examples of service failures

Period	Structure	Outline of failure	Main causes
1886	Water standpipe (New York)	Failure in lower part of the tower during hydrostatic test	Low grade brittle material
1919	Molasses tank (Boston)	Total failure(12 persons died)	Unsuufficient safety factor
1936	Zoo bridge (Germany)	Crack initiated from the toe of fillet weld	Stress concentration
1942~ 1946	Liberty ships (U.S.A)	About 500 ships had a big trouble due to brittle fracture.	Lack of toughness *ABS (20J at min. design temp.)
1943	Schenectady tank (U.S.A)	Fracture originated in a preexisting crack in the manhole.	1. High residual stress 2. Notch brittleness 3. High stress at the manhole * Proof test * Furnace stress relief
1944	Cylindrical gas pressure vessel	Total failure(128 persons died) LNG tank (double shell)	Lack of toughness at -162°C (min. 20J)
1954	Tanker "world concord" (U.K)	Consecutive fractures in notch brittle plates	Lack of toughness 47J at min. design temp. * Toughness requirement depending on steel grade.
1965	Cylindrical pressure vessel (U.K)	Brittle fracture(149mm thick) occurred during hydraulic test from a few of small preexisting cracks in HAZ.	Poor stress relief treatment
1968	Spherical tank (Japan)	Brittle crack was 6.2m in length.	High heat input welding (80KJ/cm) during repair * Limitation of heat input for HT 80
1974	Oil storage tank (Japan)	Fracture occurred at the corner between annular plate and side shell.	Stress concentration at the toe of fillet weld
1977	LPG tank (Japan)	One tank failed and big explosion occurred due to fire of leak gas	1. Crack from butt joint 2. Stress corrosion cracking due to sea water
1978	Oil tank (Japan)	Tree tanks failed at the corner joint due to earthquake (M7.9)	1. Rocking behaviour due to earthquake 2. Decrease in thickness of annular plate due to corrosion
1980	Alexander L. Kielland (Norway)	One bracing member broke at the hydrophone part. Fatigue crack was initiated from the fillet weld. (123 persons died)	1. Excess stress due to poor design 2. Poor material 3. Irregularity of weld bead

\* Summary from Ref.[1]



KEY TO DISCONTINUITIES SHOWN

- |                                |  |
|--------------------------------|--|
| 1b Cluster porosity            | 11 Lamellar tears                              |
| 2a Slag inclusion              | 12a Longitudinal crack                         |
| 3 Incomplete fusion            | 12b Transverse crack                           |
| 4 Incomplete joint penetration | 12c Crater cracks                              |
| 5 Undercut                     | 12d Throat crack                               |
| 6 Underfill                    | 12e Toe crack                                  |
| 7 Overlap                      | 12f Root crack                                 |
| 8 Lamination                   | 12g Underbead crack, in the heat-affected zone |
| 9 Delamination                 |  |
| 10 Seam and laps               |  |

Fig. 1 Various weld defects in "T" joint

## 2. 구조 설계

구조물의 설계는 구조물 자체는 물론 구조부재의 소성변형 또는 좌굴방지 외에도 피로파괴와 취성파괴를 동시에 방지할 수 있도록 수행되어야 한다. 설

계는 구조물의 형태에 따라, 선박의 경우 DNV, ABS 혹은 LR 등의 선급에, 해양구조물은 각 owner의 specification에, 그리고 압력용기는 ASME에 의거하여, 구조해석과 피로해석을 거쳐 완료되고 이에 따른 구조부재의 등급이 결정된다. 아직 취성파괴에 대한 명문화된 설계기준은 없는 실정이나 각 재료 및 용접부에 대한 인성(충격시험)이나 파괴인성(CTOD,  $K_{Ic}$ ) 평가로써 취성파괴의 가능성을 추정하고 있다.

본 절에서는 실제 선박(혹은 선체)의 설계에 대하여 기 보고된 자료들을 인용하여 간단히 서술하겠다.<sup>3),4)</sup>

### 2.1 구조 설계 및 해석<sup>3),4)</sup>

선체의 구조설계에서 가장 중요한 것은 유한요소 구조해석에 의한 엄밀한 강도평가, 파랑하중의 직접 계산에 의한 정확한 설계하중설정 및 통계적 처리를 통한 합리적인 구조강도 신뢰성 평가이다. 이에 따라 장기적 파랑하중의 예측, 선체운동예측 그리고 Resonance 주기계산 및 이의 가능성 평가가 중요하다.(e.g. DnV의 Sloshing Analysis Procedure)

#### 2.1.1 좌굴강도

로이드 선급 협회에서는 판 및 보강재의 좌굴강도에 대한 평가 기준을 LR PASS (DCPD Ch4)에 다음과 같이 규정해 놓고 있다.(이중 선각구조 이전의 종래형

Table 2. Plate buckling interaction equation

Case No.	Applied Stresses	Interaction Equation
1a	$S_x, S_{xb}, S_y, S_{yb}, t$	$K_1 X^2 + K_2 Xp = 1$ $K_1 = R_{xb}^2 + R_{yb}^2 + R_x^2$ $K_2 = R_{xp} + R_{yp}$ $X = \frac{S_{ec}}{S_{ed}}$
1b	$S_x, S_{xb}, S_y, S_{yb}, t$	$(R_x^2 + R_{xb}^2 + R_y^2 + R_{yb}^2 + R_s^2) \left( \frac{S_{ec}}{S_{ed}} \right)^2 = 1$
2	$S_x, S_y$	$(R_{xp} + R_{yp}) \left( \frac{S_{ec}}{S_{ed}} \right)^p = 1$
3	$S_{xb}, S_{yb}, t$	$(R_{xb}^2 + R_{yb}^2 + R_s^2) \left( \frac{S_{ec}}{S_{ed}} \right)^2 = 1$
4	$S_x, S_{xb}, t$	$(R_{xb}^2 + R_x^2) \left( \frac{S_{ec}}{S_{ed}} \right)^2 + R_x \left( \frac{S_{ec}}{S_{ed}} \right) = 1$
5	$S_y, S_{yb}, t$	$(R_{yb}^2 + R_y^2) \left( \frac{S_{ec}}{S_{ed}} \right)^2 + R_y \left( \frac{S_{ec}}{S_{ed}} \right) = 1$

선체에 대한 것임).

$$\sigma_{ec} \leq \lambda \sigma_{ed}$$

$\sigma_{ec}$  : Critical equivalent buckling stress

(Table 2. Plate buckling interaction equation 참조)

만약  $\sigma_{ec} > 0.5\sigma_o$  인 경우(plastic buckling)

$$\sigma_{ec} = \sigma_o \left(1 - \frac{\sigma_o}{4\sigma_{ec}}\right) \text{에 의해 보정한다}$$

$\sigma_{ed}$  : Design stress(Von Mises-Hencky formulation)

$$\sigma_{ed} = \sqrt{(\sigma_x + \sigma_{xb})^2 + (\sigma_y + \sigma_{yb})^2 - (\sigma_x + \sigma_{xb})(\sigma_y + \sigma_{yb}) + 3\tau^2}$$

$\lambda$  : factor of safety

$\lambda = 1.0$  for torsional buckling of longitudinals

$\lambda = 1.0$  for trans. BHD plate buckling

$\lambda = 1.4$  for Bottom longi girder plate buckling

$\lambda = 1.2$  for other plate buckling

For torsional buckling stress,  $S_{tc}$

$$S_{tc} = \frac{E}{I_p} \left[ \frac{b_{ff}^3}{7.8} + \frac{d_t^3}{7.8} + \frac{G}{b} + \frac{b}{e} \right]$$

### 2.1.2 피로강도

선체의 피로해석에 대한 LR(1989년 2월)의 규정은 Fig. 2와 같은 순서에 의하여 실시된다. 먼저 구조별 혹은 구조 부재별 S-N곡선과 장기적 외부 파랑하중의 분포를 결정한 후, 각 구조에 따른 응력집중계수를 구한다. 이들을 토대로 Miner의 누적손상법칙에 의하여 피로수명을 계산한다. 이 결과를 각 선급에서 규정된 CW값  $\{\Sigma(n_i/N_i + 1000/N_j)\}$ , e.g. IMO : CW < 0.5)과 비교함으로써 피로에 대한 구조물의 안전성을 평가한다.

Fig. 3에 선체 구조해석에 있어 가 부문별 해석과정과 이들간의 상호 유기적 계산 흐름도 나타내었다.<sup>4)</sup> 선체 종강도해석에서는 보해석과 단면응력 계산 등을 통하여 선체단면응력 부재위치별 면내수직과 전단응력, SASHUL. DAT)을 산출하며, Module 강도해석 modeling system)에는 선형별 유한요소구조해석 model (SASMOD. DAT)를, 그리고 정밀강도해석 system)에서는 보강판 좌굴하중, 최종강도하중 및 피로파괴강도 (SASAD. DAT)를 결정하게 된다.

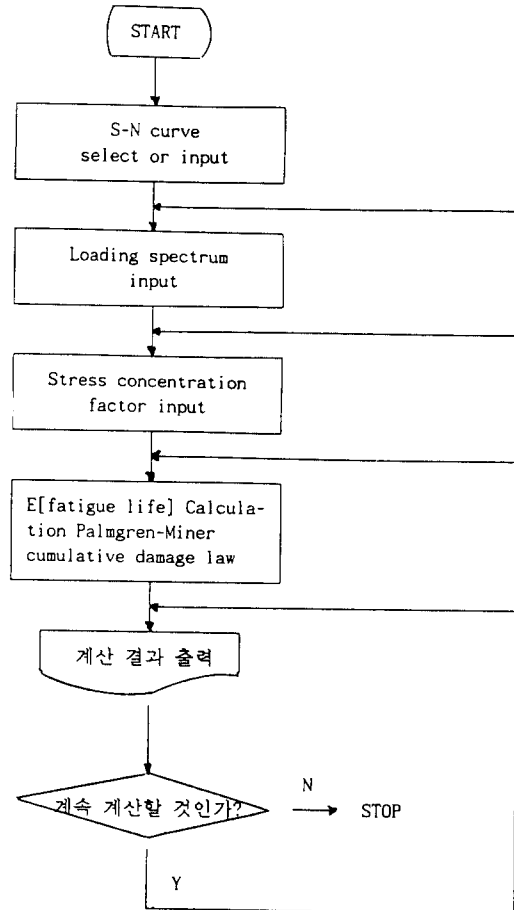


Fig. 2 Procedure of fatigue analysis for Lloyd classification<sup>3)</sup>

## 2.2. 취성파괴

선급용 강재들은 인장강도 40kg/mm<sup>2</sup>급인 연강(mild steel)과 인장강도 50kg/mm<sup>2</sup>급인 고장력강(high tensile steel. HT steel)으로 대분되며, 이중 고장력강은 다시 항복강도에 따라 32kg/mm<sup>2</sup>급과 36kg/mm<sup>2</sup>급으로 구분된다. 또한 선급용 강재들은 인성 요구치에 따라 보다 세분되게 되는데, 연강은 A, B, D와 E급으로, 고장력강은 AH, DH, EH급으로 구분된다. 이와같은 구분에 의하여 즉, 강도 및 충격요구치에 따라 분류된 선급 강재들을 도표화한 것이 Table 3이다. 고장력강으로 구분된 AH급은 0°C에서, DH급은 -20°C에서,

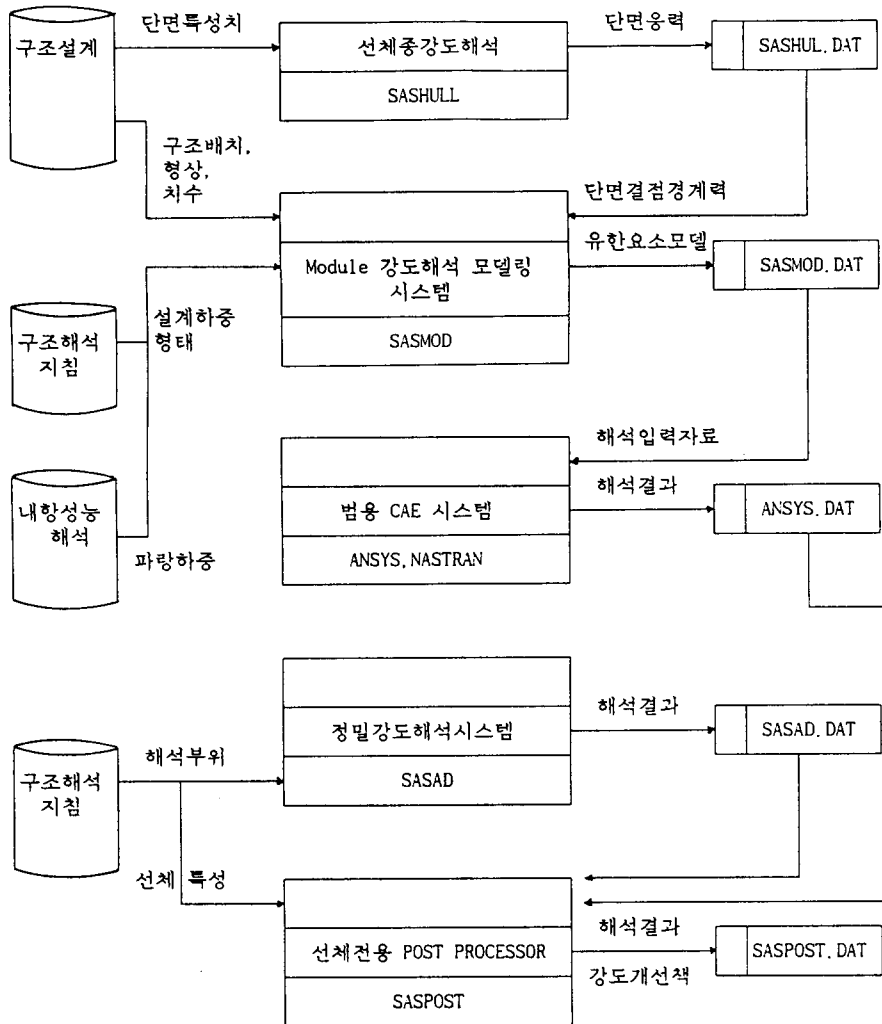


Fig. 3 Flow chart in structural analysis<sup>4)</sup>

Table 3. Various steel grades for hull structure designated by ABS

Steel Grade		Yield Strength (kg/mm <sup>2</sup> )	Tensile Strength (kg/mm <sup>2</sup> )	Impact Energy* (kg · m)
Ordinary strength	A	24 min.	41 ~ 50	None
	B			2.8 at 0°C
	C			2.8 at -10°C
	D			2.8 at -40°C
Higher strength	AH32	32 min.	48 ~ 60	3.5 at 0°C
	DH32			3.5 at -20°C
	EH32			3.5 at -40°C
	AH36	36 min.	50 ~ 63	3.5 at 0°C
	DH36			3.5 at -20°C
	EH36			3.5 at -40°C

\* Minimum value required for the plate of thickness less than 51mm

그리고 EH급은  $-40^{\circ}\text{C}$ 에서  $3.5\text{kg} \cdot \text{m}$ 의 충격인성값이 요구된다.

각 강재별 인성요구치는 Table 1에서 보여준 바와 같이 수십년간에 발생한 구조물들의 파괴에 대한 경험에 의하여 설정되었으며, 이는 선박의 처지사용온도에서 취상과피괴동을 방지하자는 천이온도 개념에서 설정된 것이라 할 수 있다. 실제 용접부의 취상 파괴는 대개 용접부(열영향부 포함)에서 발생되었으므로 용접부의 인성확보가 중요하다. 이에 따라 1980년대에 들어와 Table 4에 나타낸 바와 같이 기존의 용착금속(WM)뿐만 아니라 이에 따라 1980년대에 들어와 Table 4에 나타낸 바와 같이 기존의 용착금속(WM)뿐만 아니라 열영향부(HAZ), 즉 fusion line으로부터 1~5mm 떨어진 부위에서도 충격시험을 행하도록 규정하였다.

Table 4의 용접부에 대한 인성 규정 역시 경험에 의한 것으로 실제 균열의 발생 혹은 용접결합의 존재시 용접부에 대한 파괴 가능성에 대한 해답을 줄 수 없는 실정이다. 이는 파괴 역학의 생성 및 정립에 야기하였으며, 이를 기초로하여 구조물 안전성의 유지 및 평가할 수 있는 설계 즉, 'fail safe design'이라는 새로운 설계개념이 구조설계에 도입되었는데 이의 기본적 개념은 다음과 같다. 구조부재 및 구조물은

제조과정에서 불가피하게 극히 미세한 결함 혹은 균열을 함유하고 있다고 가정하고 이들에게 성장한 균열이 구조물의 기능이 상실되는 허용한계의 크기에 도달하기 이전에 검출 탐지 및 보수되도록 설계하고 관리한다는 것이다. 즉 한계이하의 균열발생 및 성장은 허용될 수 있으나 항상 구조물의 잔여강도를 파악하면서 구조물의 안정성을 확보할 수 있도록 한다. 이처럼 균열존재와 이의 성장을 가정할 때 구조물의 잔여강도, 불안정 파괴 및 파단수명은 파괴역학을 이용하여 평가하게 된다. Table 5에 파괴역학에 이용되는 여러인자들을 나타내었으며, 파괴역학의 기본개념은 균열 앞에서의 응력집중 혹은 변형 집중부의 파괴역학인자, 예컨대  $K$ (stress intensity factor), CTOD( $\delta$ ) 또는  $J$ 값이 재료 고유의 값(파괴 인성치 :  $K_c, \delta_c, J_c$ )에 도달하면 파괴가 발생된다는 것이다.

$K$ 개념을 이용한 선각부재 균열의 강도 계산 및 피로균열의 전파나 취성파괴 발생에 대한 평가는 기 보고되었으며,<sup>6)</sup> 실 상황에서는 균열의 형상이나 구조부재에 따라 특정 인자의 중요도를 증가시키고 그와는 간략화함으로써 선체의 파괴관리를 할 수 있다. 균열이 존재할 때 이의 진전 가능성, 파단 수명 및 파괴양상을 예측하기 위해서는, 균열부의 작용되는 각종 부하응력 및 재료특성들의 사전 평가가 선행되어야

Table 4. Requirement change for Charpy impact test

Society	Old Req.	New Req.	Changing Year
DNV	WM	WM, FL, +2, +5mm	1982
ABS	WM	WM, FL, +1, +3, +5mm	1985
NK, KR	?	WM, FL, +1mm	-
BV	?	WM, FL, +2mm	-

Table 5. Engineering expressions on failure mode\*

		파괴 특성	역학인자에 의한 현상기술	재료 특성
재료	역학	정적파괴	소성항복 최대부하	항복 강도 인장 강도
		피로파괴	피로수명 피로 한	S-N곡선, $\Delta \epsilon$ -N곡선 피로 강도
		응력부식 균열	균열의 한계	$\sigma_{sc}$
파괴	역학	취성파괴	발생	정적파괴인성 동적파괴인성
		연성파괴	발생	파괴인성
		피로파괴	진전 진전의 하한	피로균열진전속도
		응력부식 균열	진전 진전의 하한	

\* Summary from Ref. [5]

됨과 제 인자들의 상관 관계를 평가하여야 한다. 실제 선박구조부재에 K개념을 적용한 방법들은 동 보고서<sup>6)</sup>에 상세하게 기술되어 있다.

### 3. 용접설계

용접설계는 용접에 필요한 제반사항을 고려하여 보다 경제적이고 신뢰성 있는 용접부를 얻는데 그 목적이 있다. 구조부재, 용접재료, 용접부의 이음형상 및 용접의 순서를 포함한 용접시공법 등이 용접시 고려되어야 하는 제반사항으로, 이들의 상호 조합에 의하여 용접부의 경제성과 용접부의 품질 즉, 기계적 성질과 외관 및 변형정도 등이 결정된다. 용접부의 강도계산(e.g. 각장 결정)이나 용접부의 개선형상등에 관한 사항들은 이미 각 선급이나 spec.에 규정되어 있으므로, 본 보에서는 주로 용접부의 기계적 성질과 파괴 특성에 관련된 용접인자들에 대하여 논하고자 한다.

#### 3.1 용접입열

주어진 용접재료와 구조부재에 있어, 이들의 기계적 성질에 가장 큰 영향을 용접시공인자는 용접입열량이라 할 수 있는데, 그 이유는 입열량에 따라 제반 미세조직이 크게 변화하기 때문이다.

##### 3.1.1 용착금속

용접입열량에 따른 용착금속의 기계적 성질 변화를 평가하기 위하여, Ti-B계 E-7016G의 용접봉을 사용하여 vertical-up 자세로 입열량을 3.4에서 18KJ/mm까지

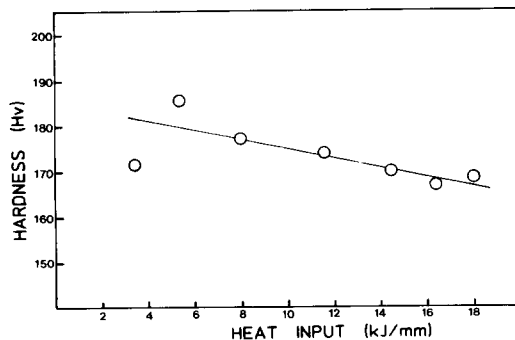
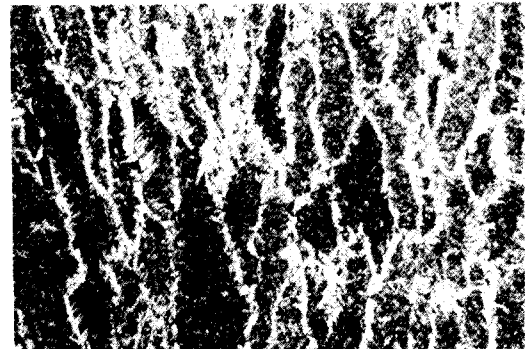


Fig. 4 Effect of heat input on the hardness of weld deposit<sup>7)</sup>

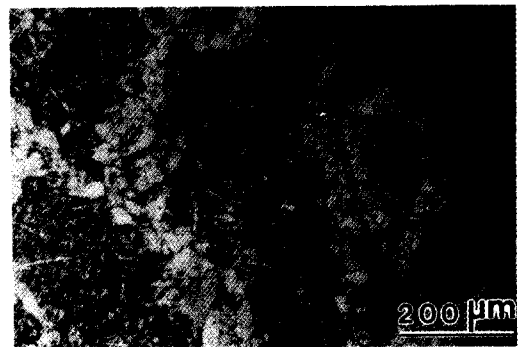
인위적으로 변화시켰다.<sup>7)</sup> 이에 따라 용착금속의 강도 즉, 경도는 Fig.4에서 보여주듯이 감소되었는데, 이는 후속된 성분분석의 결과 경화성 원소인 Si, Mn 양이 용접입열량의 증가로 인하여 감소되기 때문이다. 또한 Fig.5의 미세조직에서 관찰되듯이, 입열량이 증가될 수록 i) proeutectoid ferrite 양의 증가 및 조대화, ii) side plate ferrite의 양적증대 및 길이와 두께 증가, iii) acicular ferrite 양의 감소, 그리고 iv) 주상정의 간격 증대 등의 미세조직 변화에도 관계된다. 이와 같은 조직 변화에 의하여 용착금속의 인성역시 크게 영향을 받게 된다. 즉, Fig.5에서 보여주듯이 입열량이 증가됨에 따라 친이온도는 증가되고 동일온도에서의 인성값은 저하된다.

##### 3.1.2 열영향부

Fig. 7은 입열량에 따른 50kg/mm<sup>2</sup>급 TMCP 강재와 동급의 Normalized 강재의 용접 열영향부(fusion line



(a) 5.5KJ/mm



(b) 14.5KJ/mm

Fig. 5 Effect of heat input on the microstructure of weld deposit<sup>7)</sup>

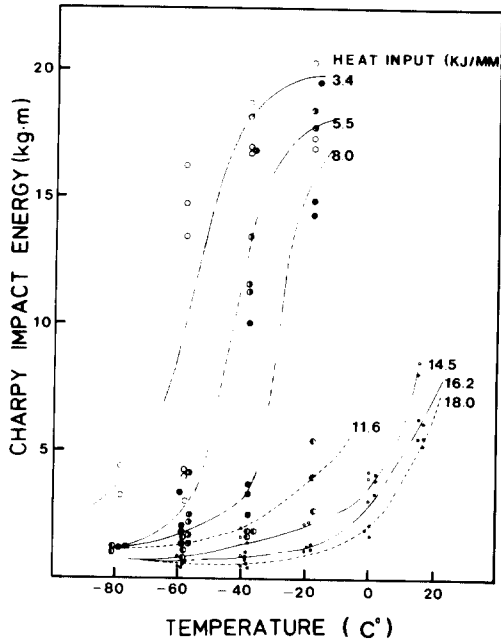
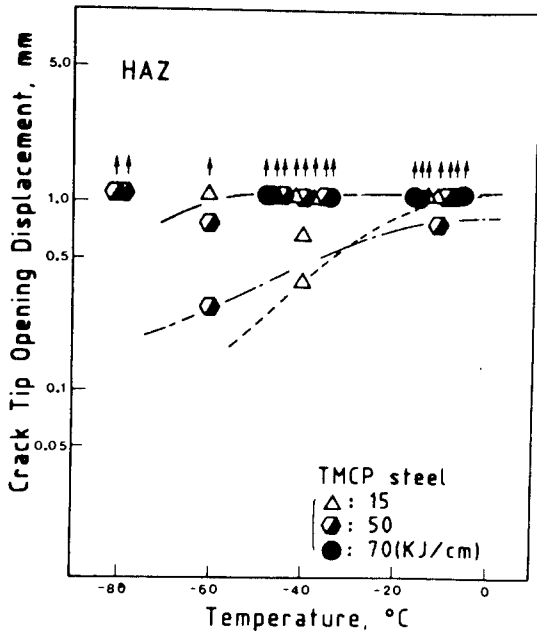


Fig. 6 Effect of heat input on the toughness of weld deposit<sup>7)</sup>

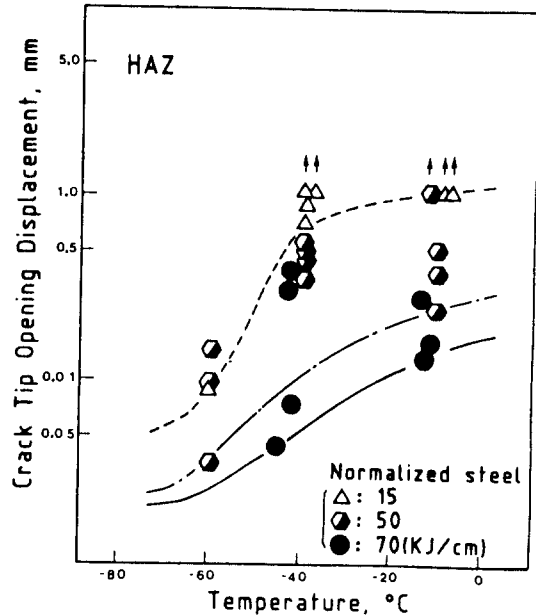
근처)의 파괴인성(CTOD)값의 변화를 나타내고 있다.  
<sup>8)</sup> Fig.7(a)에서 보여주듯이 입열량이 15KJ/mm와 50 KJ/mm로 형성된 TMCP강 열영향부에서는 입열량 차이에 기인된 파괴인성값 변화는 크게 인정되지 않으나, 70KJ/cm인 경우는 저입열의 열영향부에 비하여 비교적 높은 파괴인성값을 나타내고 있음을 알 수 있다. 한편 Fig.7(b)에서 보여주는 normalized 강 경우는 입열량이 증가됨에 따라 파괴인성값은 감소하고 있는데, 이는 열영향부의 파괴인성값을 결정함에 있어 용접입열량이 중요함을 외형적으로 보여주고 있다.

### 3.2 용접 이음부의 형상

용접 이음부의 형상은 용접부의 정적 강도에는 큰 영향을 주지 않지만, 기하학적 형상에 기인된 응력 집중현상으로 용접부의 피로강도에는 큰 영향을 주게 된다.<sup>9)</sup> 용접부에서의 응력집중은 용접부의 toe, root나 미용착부의 선단에서 매우 심한 것을 보여주고 있다. 따라서 용접부의 피로균열 발생은 주로 이곳에서 발생되어 외부응력방향에 수직하게 진파하여 최종 파단된다.



(a) TMCP steel



(b) Normalized steel

Fig. 7 Effect of heat input on the HAZ toughness<sup>8)</sup> :



### 3.2.1 구조적 응력집중

Fig.8에 각종 용접부의 기하학적 형상과 그에 대한 피로특성을 도시하였다.<sup>10)</sup> Fig.8에서 보여주듯이, 각 용접부의 기하학적 형상에 따라 각 용접부의 피로수명은 현저하게 변화되고 있다. 이는 용접부의 기하학적 형상의 심화도(severity) 차이로 발생된 응력집중 정도의 변화에 기인하기 때문이다. 즉, 용접부의 기하학적 심화도가 적을수록 외부응력에 의한 응력집중이 적으므로 용접부의 피로수명은 증대된다. Longitudinal butt 용접부의 기하학적 형상의 심화도가 가장 낮아 피로수명이 가장 길고, transverse butt 용접부, 비하중 전달형 fillet 용접부, double strap 용접부 및 하중 전달형 십자형 용접부 순으로 기하학적 형상의 심화도가 증가되고 이에 따라 피로수명도 저하되고 있다. 또한 동일한 형상인 butt 혹은 fillet 용접부일 지라도 하중의 전달방향이나 전달능력에 따라 기하학적 형상의 심화도는 변경되게 된다. 따라서 용접부의 피로강도 확보상 용접구조물 설계시 용접부의 기하학적 형상의 결정은 매우 중요하다는 것을 알 수 있다.

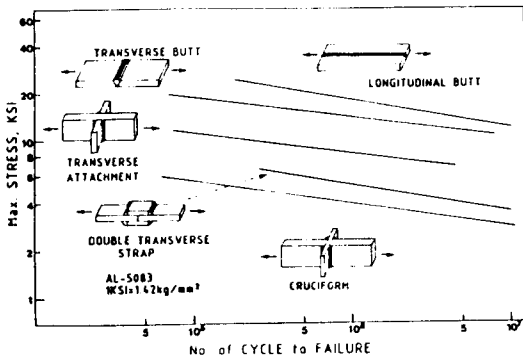


Fig. 8 Effect of joint configuration in AA-alloy (5083-0) welded joint<sup>10)</sup>

### 3.2.2 내적 응력집중

구조적 응력집중 양상이 동일한 용접부일지라도 용접부의 피로수명 및 피로강도는 용접부의 세부형상에 의해서도 크게 변화된다. 이는 용착금속의 toe나 root부에서 응력집중이 국부적으로 발생되기 때문이다. 이같은 용접부의 세부 형상으로는 용착금속의 여성높이(h), 여성과 모재간의 접촉각도(flank angle,

$\theta$ ), toe의 곡률반경( $\rho$ ), 용착금속의 폭 및 모재의 관두께(t)등이 있다. 이 세부인자들의 효과를 동시에 고려하고자 용접부의 응력집중계수(Kt)가 제안되었으며, 아래와 같이 표현된다.<sup>11)</sup>

$$K_t = 1 + \left[ \frac{1 - \exp \{-0.9 \sqrt{(T/h)} (\pi - \theta)\}}{1 - \exp \{-0.9 \sqrt{(T/h)} \pi/2\}} \right] \left( \frac{1}{2.8 T/t - 2} \cdot \frac{h}{\rho} \right)^{0.65}$$

Fig. 9(a)에는 각종 용접시공법(CES, SAW, OSW)에 따른 대입열 고장력강 butt용접부의 피로 특성을 나타내었다.<sup>12)</sup> 모재들은 인장강도 50kg/mm<sup>2</sup>급 강재이나 각기 화학성분 및 제조공정이 상이하며, 용접시 입열량은 165에서 632KJ/cm의 대입열이 사용되었다. Fig. 9(a)에서 보여주듯이 모재들의 피로강도는 화학성분이나 제조공정의 차이에 의하여 다소 변화되고 있으나 그 차이는 무시할 수 있으나, 각종 용접시공법 및 모재차이로 인하여 용접부의 피로 특성이 크게 바뀌고 있음을 외형적으로 보여주고 있다. Fig. 9(b)에는 Fig. 9(a)의 결과를 상기 식에 의하여 산출된 응력집중계수별로 재도시한 것으로, 용접부의 응력집중계수(Kt)가 클수록 용접부의 피로강도는 현저하게 저하되고 있음을 보여준다. 따라서 Fig. 9(a)에서 평가된 각종 용접부의 피로수명 및 피로강도 변화는 용접시공방법, 용접조건(입열량) 혹은 모재특성에 기인된 것이 아니고, 결국 용접부의 세부형상에 의한 응력집중계수 차이에 의한 것임을 알 수 있다.

따라서 용접부의 피로수명 및 강도는 용접부의 구조적 형상 즉, 기하학적 형상의 심화도와 용접부 자체의 형상(세부인자들)에 의해 주로 결정되며, 용접부 자체 형상에 의한 영향들은 응력집중계수로 일반화시킬 수 있다는 결론을 얻을 수 있다.

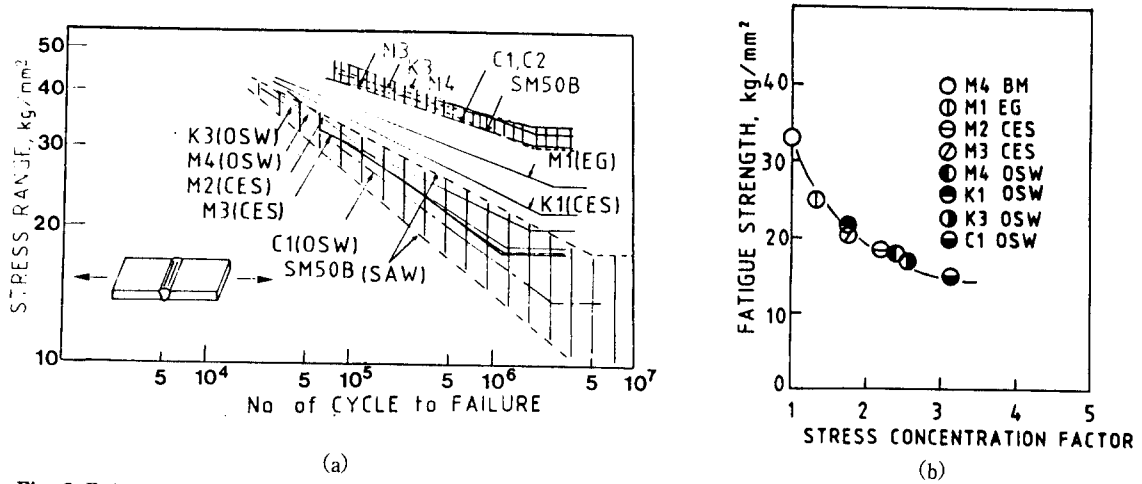


Fig. 9 Fatigue strength of various welded joint<sup>12)</sup> : (a) S-N curves for base metals and high heat input welded joint and (b) Relationship between stress concentration factor (Kt) and fatigue strength at  $2 \times 10^6$  cycles

### 3.3. 용접설계의 응용

시공상 유리한 잇점을 지닌 용접설계를 기존 용접부에 대체 적용함으로써 용접부의 기계적 성질 특히 피로강도는 물론 공수절감을 통한 생산성 향상을 동시에 얻을 수 있다.

#### 3.3.1 용접 종단부의 형상 변화

Gusset 용접부는 일반적으로 피로강도가 낮다고 알려져 있으며, 시공시 gusset 주위를 모두 용접하도록

요구하고 있다. 그러나 용접시 종단부의 형상을 합리적으로 변경함으로써 용접부의 강도는 물론 피로강도도 향상시킬 뿐 아니라 용접시공도 용이하게 할 수 있다. Fig. 10에 gusset 용접부의 형태를 나타내었는데, (a)는 비하중전달형이고, (b)는 하중전달형이다. 이와 같은 여러 gusset 주위를 모두 용접한 시편(Type A), 측면용접한 시편(Type B), 측면용접을 연장한 시편(Type C)의 순으로 피로강도가 향상되고 있으며, Fig. 11(b)의 하중전달형인 경우에도 동일한 양상을 보여주고 있다. 따라서 gusset 용접시 측면용접을 다소 연장하게 되면 피로강도도 향상될 뿐 아니라 작업성도 양호하므로 제품의 질적향상과 생산성 향상을 동시에 얻을 수 있다.

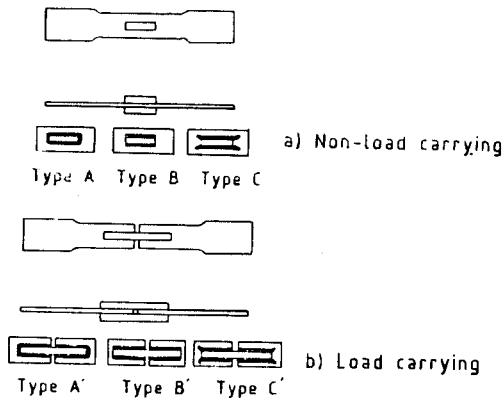


Fig. 10 Various gusset welded joint for fatigue test

#### 3.3.1 부분용입부의 확대

구조물의 제작에 있어 fillet 용접이 많이 적용되고 있으나, fillet 용접부의 내의 미용착부(root부)의 존재로 인하여 피로하중을 받는 경우에는 root부에서 피로균열의 전파가 예상되므로 root부를 완전히 완전용입부의 채택이 요구되고 있다. 그러나 완전용입 시공방법은 lamellar tearing, 용접변형 등을 야기할 뿐 아니라 이면 gouging등의 도입으로 인하여, 작업공수도 많이 요구되고 있어 용접시공상 불리하다. 이같은 단점을 해결하고 용접부의 피로강도도 보장할 수 있는 부분용입 시공방법이 제안되었다.<sup>14)</sup> 즉 비록 root부를 지니고 있을지라도 완전 용입된 용접부의

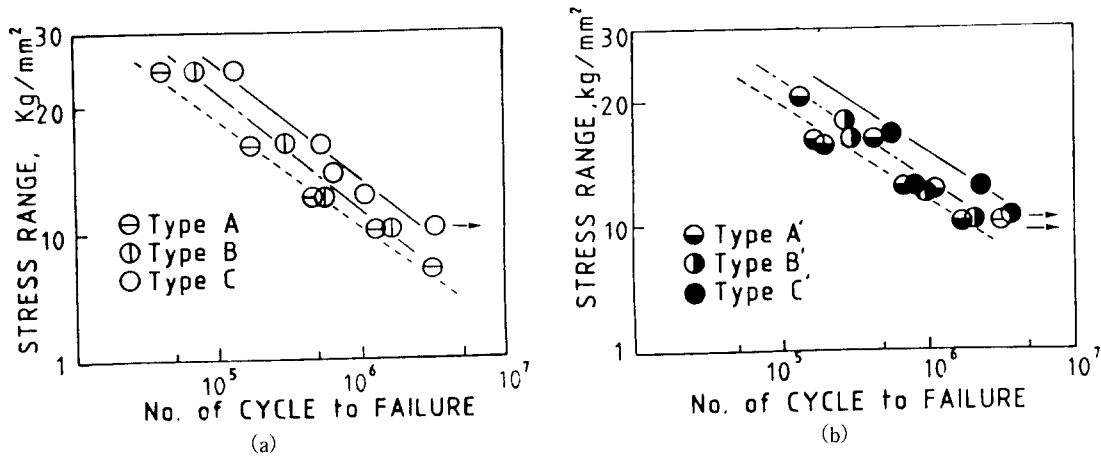


Fig. 11 S-N curves of gusset welded joint<sup>13)</sup> : (a) Non-load carrying and (b) Load carrying

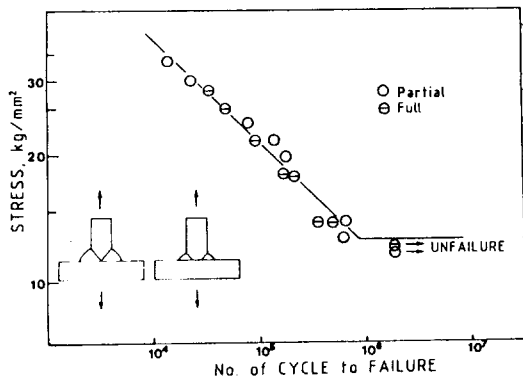


Fig. 12 S-N curves of fully and partially penetrated T welded joint<sup>14)</sup>

피로파괴거동과 동일하게 toe부에서 피로파단이 발생하도록 용접설계를 시행하는 것이다. Fig. 12에서 보여주듯이, 양 용접부의 인장강도는 물론 피로수명 및 피로강도도 동일함이 입증되었다. 또한 피로균열의 전파거동도 양 용접부에서 유사하다고 평가되었다.<sup>14)</sup> 따라서 기존 완전용입법에 의하여 시공되던 용접부를 부분용입법으로 시공함으로써 공수절감 및 생산성 향상을 얻을 수 있다.

#### 4. 용접 구조물의 용접시공

본 절에서는 현 용접구조물 특히 조선과 해양구조

물의 제작시 크게 고려되고 있는 사항들을 기술하고자 한다.

#### 4.1 조선

1960년대에는 선박이 대형화되면서 인장강도가 50 kg/mm<sup>2</sup>인 고장력강의 사용이 요구되었으며, 이는 1970년대의 oil shock로 인하여 야기된 선박의 경량화 추세와 함께 한층 가속화되었다. 국내 조선업계에서도 1980년부터 고장력강(항복강도가 32 및 36kg/mm<sup>2</sup>인 강재)을 사용하기 시작하여, 그 후 그 사용량이 매년 급속히 증가하고 있다. 고장력 강화에 따라 강재에 탄소당량은 상승하는데 이는 강재의 용접성을 급격히 저하시키게 된다. 즉, 용접부의 저온균열 감수성이 증대되고, 용접으로 인한 열영향부의 인성 저하로 대입열 용접 Process의 적용이 제한되며, 그리고 용접 workmanship에 있어서 여러가지 제약이 따르게 된다. 더우기 Table 4에 나타낸 바와 같이 용접 열영향부의 인성 확보를 각 선급에서 규정하고 있어, 이를 만족하는 용접시공을 위해서는 용접기법, 용접재료 및 구조 부재간의 합리적인 조합 즉 용접설계를 이루어야 한다. 고장력강의 용접시 고려해야 하는 점들은 short bead의 길이, 저수소계 용접재료의 사용, 예열 및 선상가열 등이다. 1980년대 초반 개발된 TMCP 강재의 출현으로 기존 고장력강에 적용되던 여러 제약들이 완화되었으며, 특히 생산성이 높은 대입열 시공이 가능하게 되었다.

Fig. 13에는 편면 1run 자동용접시 요구되는 용접

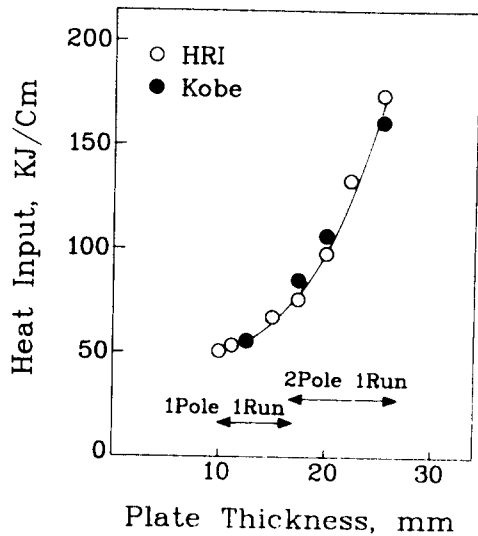


Fig. 13 Required heat input for one side one run welding

입열량을 구조부재의 두께에 따라 도시하였다. 조선의 경우, 대개의 구조부재의 두께는 30mm미만 이므로, 실제 사용에 가능한 입열량은 약 200KJ/cm 정도이다.

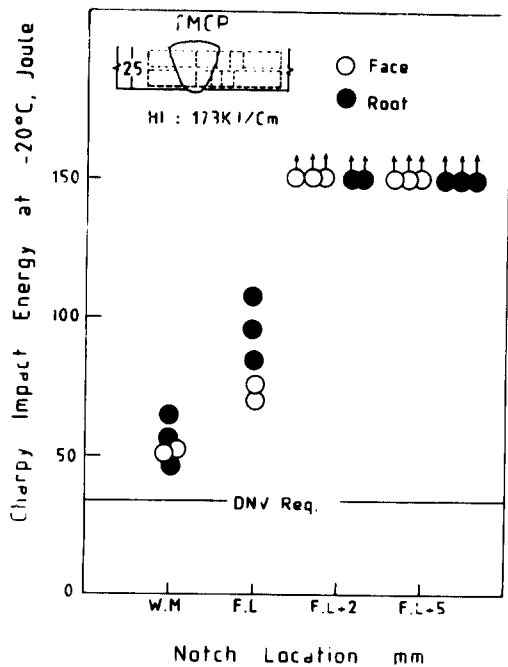


Fig. 14 Toughness distribution in the high heat input welded joint of AcC-TMCP steel<sup>5)</sup>

이 같은 입열량에서 형성된 용접부의 기계적 성질 특히 인성이 규정된 값을 만족할 수 있으면 생산성이 크게 향상되게 된다.

Fig. 14는 용접입열량이 173KJ/cm인 가속 냉각형 TMCP강재 용접부의 인성분포를 나타낸 것으로, 대입열 용접후에도 용접 열영향부의 인성은 요구치를 상회하고 있음을 보여 주고 있다. 따라서 가속냉각형 TMCP강재에 적용 가능한 입열량은 170KJ/cm이상으로 판명되어 그 이상의 입열을 적용할 수 있다. 그러나 Fig. 15에서 보여 주는 바와 같이 입열량이 170KJ/cm 이상이 되면 용착금속의 인성이 분체가 되어 보다 높은 입열의 적용은 현실적으로 어려운 실정이다. TMCP 강재의 장점을 충분히 이용하기 위해서는 이에 상응되는 용접재료의 개발이 급선무라 하겠다. 또한 초창기 TMCP 강재의 문제점으로 언급되었던 대입열 용접 열영향부에서의 연화현상과 절단변형은 근래 많이 개선되었지만, 현재 역시 TMCP 강재는 소부재 절단시 아직 절단변형이 종종 발생되기 때문에 직접 원판이 사용되는 부재에만 적용되고 있는 실정이다.

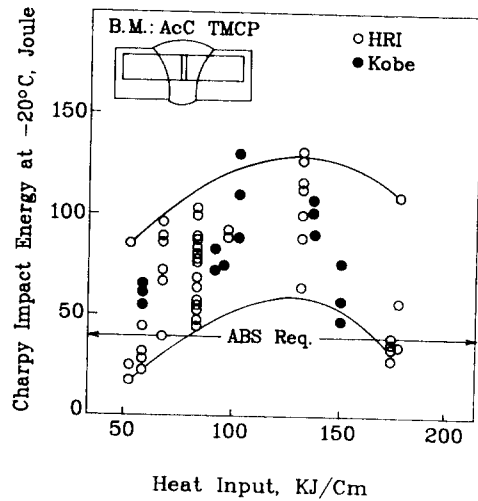


Fig. 15 Effect of heat input on the weld deposit toughness

## 4.2 해양구조물

해양구조물의 조업조건은 일반적으로 저온이며 바람과 파랑이 많기 때문에, 용접설계시 중요하게 고려하여야 하는 인자는 취성과파괴에 대한 용접부의 인성확보와 피로 파괴에 대한 용접부의 구조적 형상제

어와 용착부의 형상제어이다.

구조부재는 열영향부의 (파괴)인성과 저온 균열 감소성을 크게 고려하여 선정되며, critical member에서 우려되는 lamellar tear에 대한 저항성 즉, 두께 방향의 신율(Z-property)도 고려되어야 한다. 강재는 발주처의 steel prequalification 요구를 만족하는 제강 업체에서 공급하는데, 이는 특정 용접입열로 시공하였을 때, 열영향부의 인성을 CTOD와 Charpy충격시험을 통하여 제강업체에서 보증하는 것이다. 용접 열영향부에 실시되는 CTOD test는 BS7191에 규정된 조건 예컨대 시험후 Fig. 16과 같이 precrack 선단을 가공 연마한후의 미세조직관찰을 전면에 걸쳐 실시하여 precrack 선단에 일정 비율 이상의 결정립 조대화 영역이 있어야 한다는 등을 만족시켜야만 유효한 test로 인정된다. 또한 as-welded상태에서 얻은 용접부의 CTOD값들이 Spec.에서 규정된 값을 상회하면 후판의 경우 요구되는 후열처리공정을 제거할 수 있다.

해양 구조물은 정적 및 동적 하중을 동시에 받기 때문에 구조부재 간의 이음현상과 용접부 자체의 형상관리가 피로강도측면에서 매우 중요하다. 이에 따라 구조부재간의 연결부에는 용접후 grinding작업에 의하여 매끈하게 되며, 용접부 자체도 발주자에 따라 다르나 주로 모재와 비드 여성 간의 각도는 130°이상이 되어야 하고 용접부의 어느 곳이건 직경 25mm 정도의 동전을 접촉시켰을 때 동전과 비드 사이에 1mm이상의 간극이 생기면 안된다. Undercut은 일반적으로 critical member 및 primary member의 경우에는

최대 0.25mm로 secondary member의 경우에는 최대 0.8mm로 관리하고 있다.

### 5. 맺 음 말

본 보에서는 용접 구조물의 파괴 방지를 위한 제반 용접 구조 설계에 대하여 전반적으로 기술하였다. 현대 용접 구조물은 각 선급이나 spec.에서 규정한 식들에 의해 산정된 정적하중으로 구조 설계되는 종래의 방법과는 달리, 유한 요소 구조 해석에 의한 강도 평가, 외부하중의 직접 계산에 의한 보다 정확한 설계 하중의 설정 및 통계적 처리를 통한 합리적인 구조 해석(피로강도 포함) 등으로 설계되고 있다. 더우기 구조설계시 구조물의 취성파괴를 고려한 파괴강도 및 인성개념을 도입하였을 뿐 아니라 균열의 존재와 성장을 파괴 역학적으로 해석하여 구조물의 조업중에서의 파괴관리 및 제어도 실시할 수 있는 종합적인 설계에 의하여 용접 구조물은 제작되고 있다. 비록 구조물의 종합적인 구조 설계로 제작되었을지라도, 구조물의 사용 성능은 용접부의 특성에 의하여 크게 변하게 되므로 용접 설계의 역할을 매우 중요하다. 용접 설계란 용접시공법, 구조부재 및 용접재료의 선정, 용접 이음부의 구조적 형상과 세부 형상 및 그의 용접에 관련된 제 인자들을 상호 유기적으로 조합함으로써 보다 경제적이고 신뢰성 있는 용접부를 얻고자 함에 그 목적이 있다.

### 참 고 문 헌

- 1) M. Toyoda : 'Fracture Toughness Evaluation of Steel Welds(II)', Osaka Univ., 1989
- 2) American Bureau of Shipping (ABS), 1948
- 3) 해사기술연구소 ; '선박설계 · 생산전산시스템 (III), 선체 구조 설계 시스템 개발', UDC 629.14 : 681.3, 과학기술처
- 4) 해사기술연구소 ; '선박설계 · 생산전산시스템 (III), 선체 구조 해석 시스템 개발', UDC 629.14 : 681.3, 과학기술처
- 5) 官田 ; 日本造船學會誌, 第653號, 1983, p.5~13 (Japanese)
- 6) 失島 ; 대한용접학회지, 제2권 제2호, 1984, p.38~53
- 7) 차인석, 윤중근 ; 기술현대, Vol.6, No.3, 1986, p.

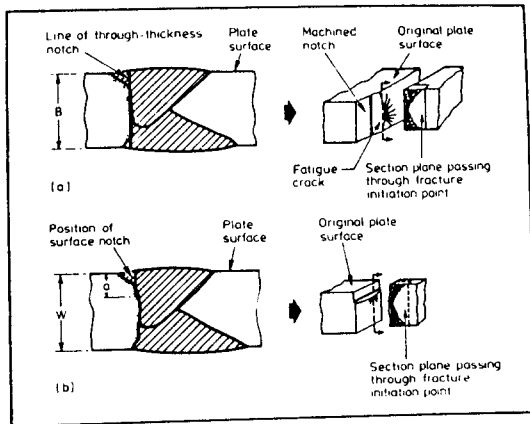


Fig. 16 Specimen preparation for microstructural analysis along precrack

- 65~73
- 8) 윤중근, 김희진 ; 제2회 재료강도 symposium, 대한금속학회, 1988, 서울
  - 9) 윤중근, 김희진 ; 제1회 재료강도 symposium 논문집, 대한금속학회, 1987, 서울
  - 10) W. W. Sanders, Jr., R. H. Day ; Welding Research Council Bulletin 286, Aug., 1983
  - 11) M. Nishida ; Stress Concentration, Morikita, Ink., 1971(Japanese)
  - 12) S. Matsumoto, A. Naruumoto, C. Shiga, S. Ueda : Kawasaki Steel Technical Report, No.13, Sep., 1983, p.83~96
  - 13) 大野, 泉山 : 溶接學會論文集, 第2卷, 第2號, 1984, p.156~161 (Japanese)
  - 14) 박동환, 정수원, 윤중근 ; 기술현대, Vol.5, No.3, 1985, 8~16
  - 15) 김희진 ; 제1회 재료강도 symposium 논문집, 대한금속학회, 1987, 서울