

研 究 論 文
---------

大韓熔接學會誌  
 第10卷 第4號 1992年 12月  
 Journal of the Korean  
 Welding Society  
 Vol.10 No.4, Dec., 1992

## 저항업셋 용접법을 이용한 Zr-4 End Cap 용접부의 특성에 관한 연구

박철주\* · 김형수\* · 이영호\*\* · 강원석\*\*

### A Study on the Characteristics of Zr-4 End Cap Welded Joints Using Resistance Upset Welding

C. J. Park\*, H. S. Kim\*, Y. H. Lee\*\*, W. S. Kang\*\*

**Key Words :** Resistance Upset Welding(저항업셋용접), Weld Line Defect(용접선 결함),  
 Phase Shift(위상지연), Mechanical Strength(기계적 강도),  
 Welded Joint Design(용접부 이음설계)

#### Abstract

The objective of this study is to investigate the characteristics of welded joints on the Zircaloy-4 resistance upset welding for HWR(Heavy Water reactor) fuel rods. To estimate the characteristics of welded joints, the various tests were performed on the test coupons systematically with a wide range of each welding parameters in terms of a tensile test, burst test, knoop hardness test and metallography.

Major results obtained in this study are as follows :

1. The tube end machined with 120° projection was the reliable weld joint design for the nuclear fuel rod end cap welding.
2. As the weld current and the amount of upset increased linearly with increasing welding main heat input, it could make an estimate of their variation in accordance with the phase shift control.
3. It was found that an increase in squeeze force had an effect on the upset contour of welded joint because the amount of upset were increased by the change of squeeze force.

\* 정회원, 한국원자력연구소

\*\* 정회원, 충남대학교

## 1. 서 론

중수로형 핵연료 제조는 이산화우라늄(UO<sub>2</sub>)을 압분성형한 후 1700°C의 온도에서 소결된 소결체를 내면이 흑연으로 도포된 지르칼로이-4(Zircaloy-4) 피복관 내부에 장전한후 피복관 양단을 동일 재료로 제조된 봉단마개(end cap)로 밀봉 용접하여 핵연료봉을 만든다. 이렇게 제조된 37개의 연료봉을 조합하여 양단에 접합판(end plate)을 용접한 것이 중수로형 핵연료 집합체(fuel bundle)이며 이것이 원자로에 장전되어 연소된다. 핵연료 집합체가 원자로에서 연소되는 동안에 핵연료 피복관은 외압에 의해서 collapse되고 핵분열에 의해 생성된 핵분열 물질로 인해 내압이 증가되므로 피복관과 봉단마개의 용접부위에서 핵분열 물질의 누출가능성이 가장 크므로 이 용접부위는 핵연료의 안전성과 직결된다고 할 수 있다<sup>1)</sup>.

이러한 용접부의 중요성 때문에 핵연료 봉단마개 용접에 대하여 많은 연구가 계속해서 수행되고 있으며, 특히 용접성, 용접이음설계, 경제적인 관점을 고려하여 중수로형 핵연료의 봉단마개 용접은 multi-cycle mode를 이용한 저항업셋버트용접(resistance upset butt welding) 방법이 이용되고 있다<sup>2,3)</sup>. 이 방법은 용접물인 피복관과 봉단마개의 고유저항과 접촉저항에 의하여 발생하는 용접열과 가압력에 의한 소성변형 결과로, 즉 단조효과로 인한 용접덧살(weld flash)이 발생하여 모서리(re-entrant corner)가 형성되며, 이 부분은 응력집중을 야기하고 미소균열의 발생장소가 된다.

또 용접계면에 나타난 용접선결함(weld line defect)의 생성과 용접부의 미세조직 및 결정구조 변화등은 장기간 원자로내 분위기에서 요오드 유기 응력부식 균열(Iodine induced stress corrosion cracking, I-SCC) 생성의 원인이 되는 것으로 알려지고 있다<sup>4,5)</sup>.

본 연구에서는 multi-cycle mode를 이용한 MCRW (multi-cycle resistance welding) 방식으로 모서리 부근의 미소균열을 방지하기 위하여 공압으로 하여 forging force를 가하여 용접덧살(weld flash) 모양을 원형에 가깝게 조절하고, multi-cycle로 인한 입열량(heat input)을 증가하여 용접계면에서 원자들의 상호확산으로 결정립을 성장시켜 용접계면의 용접결함(weld line)이 없도록 하였다. 그러나 아직까지도 핵연료 집합체의 결함원인이 용접부에서 가장 많이 발생되고

있다. 따라서 상기 저항업셋 용접방법에 의한 봉단마개 용접의 건전성을 향상시키기 위하여 피복관 끝면을 120°로 가공한 용접이음설계, 그에 따른 용접입열(main heat input) 및 전극 가압력이 용접부에 미치는 영향에 대하여 조사하였다.

## 2. 실험방법

### 2.1. 용접장비 및 조건

본 연구에서 사용한 봉단마개 용접장비는 MCRW 방식을 채택하고 있으며 그 개략도 및 제원은 이미 발표한 바와 같다<sup>6)</sup>.

본 용접장비는 반자동 저항업셋 용접기로 용접전류 및 시간을 조절하여 예열, 용접 입열 및 가압시간을 조절할 수 있으며, 가압력은 가압격판에서 용접헤드가 용접될 피복관 쪽으로 이동 및 가압한 결과에 의한 forging force로 가하여지고 force gauge를 사용하여 측정하였다. 또한 봉단마개 용접에 사용되는 용접 cycle은 전형적인 교류 cycle을 사용하였으며, 용접은 실제로 1초이내의 단시간에 이루어지므로 접촉면에서 용접현상 관찰이 어렵고 사실상 용접에 영향을 주는 모든 인자들을 동시에 제어한다는 것은 불가능하므로 용접에 영향을 미치는 인자들을 미리 정해놓고 실시하여야 한다.

본 실험에 사용된 용접전류의 가압시간은 30 cycle로 연속가열하여 예열하였고, 용접시간은 4 cycle, 용접후 용접부를 냉각하기 위한 유지시간은 30 cycle로 하였다. 이때 사용된 예열은 피용접재들을 원주방향으로 약간 업셋시켜 표면을 완전 밀착함으로써 균일한 접촉저항을 형성함과 동시에 질량이 상대적으로 큰 봉단마개에 발생열을 잔류시켜 열균형을 유지하기 위함으로 예열, 즉 위상지연(phase shift, %)을 40%로 일정하게 하였으며, 상기와 같이 준비된 시료에 대해 용접입열이 용접성에 미치는 영향을 조사하기 위하여 가압력을 72KPa(10.5 psi)로 일정하게 하고 용접입열(위상지연 phase shift, %)을 40%에서 75%까지 5% 간격으로 변화시켰고, 가압력의 변화가 용접성에 미치는 영향을 조사하기 위하여 용접입열을 65%로 고정하고 가압력을 62KPa, 75KPa 및 90KPa로 변화시켰다.

## 2.2. 용접이음 설계

Fig.1은 Zircaloy-4 봉단마개와 피복관의 용접부의 이음설계도로써, 봉단마개와 피복관의 상대적 질량차로 인한 열의 불균등을 완화하기 위해, 즉 용접열의 balance를 맞추기 위해 상대적으로 질량이 큰 봉단마개에 전류밀도를 높여주기 위하여 Fig.1의 ①과 같이 봉단마개에 돌출(leg)을 시켰다. 그리고 업셋(upset) 용접에서 필연적으로 생성되는 용접덧살(weld flash)을 내포하기 위해서 Fig.1의 ②와 같이 홈(groove)을 주었다. 또한 피복관 끝면을 120°로 가공하였는데 이는 용접부 전부위(circumferential)에 걸쳐 균일한 용접 품질을 얻기 위함이다<sup>7)</sup>. 이를 위해서는 균일한 전류가 용접접촉면에 흘러야 하며 균일한 전류를 흘리기 위해서는 균일한 접촉저항을 유지해야 한다. 따라서 피복관 끝부분 즉 용접부의 산화층 및 이물질 제거하고 전체 핵연료 길이를 일정하게 유지하기 위해

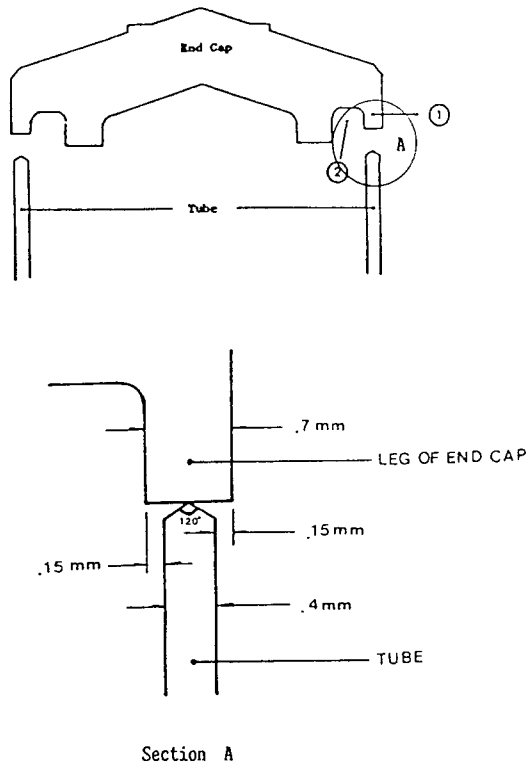


Fig.1 Welded joint design for end cap welding

수행하는 작업이 피복관 끝가공이며, 가공면의 표면 조도는 Ra0.8, 가공부의 burr나 chip은 접촉저항의 불균일을 야기하여 용접성에 영향을 미치므로 제거하였다.

## 2.3. 시편준비

용접에 미세한 영향을 미치는 것으로 알려진 부품 세척 조건은 표면산화 및 기계가공으로 용접표면에 잔류할 수 있는 oil 및 grease등의 잔류물을 완전히 제거할 수 있도록 우선 봉단마개를 vapor degreasing한 다음 demi-water에 침적시켰다가 acetone으로 헹구고 60°C oven에서 건조시켰다.

## 2.4. 용접부 평가시험

각 조건으로 20개 시편을 제조하여 용접입열, 가압력의 용접인자가 용접성에 미치는 영향을 비파괴 검사 및 파괴검사에 의하여 평가하였다. 비파괴검사는 ULVAC DLMS-33 Mass Spectrometer Leak Detector를 이용하여 Helium Leak Test를 수행하여 측정된 핵연료봉에 대한 Helium 누출율이 대기중의 Helium이나 누출검사 장치에 흡착된 Helium등에 의한 background 누출율보다 크면 불합격으로 판정하고 그렇지 않으면 합격으로 판정하였다. 파괴검사로써 필시험, 인장시험, 밀봉파열시험, 경도시험을 수행하였으며 weld line의 검사, 용접부 형상 및 건전용접량의 측정은 미세조직 검사를 통하여 평가하였다. 이때 건전용접량의 금속조직 검사를 수행하여 Fig.2의 A, B영역에서 용접계면을 따라 결정입자가 coalescence가 되지 않은 모든 계면의 길이를 합산하였다.

여기서 용접단면을 A, B, C영역으로 구분한 기준은 A영역은 Fig.1에서 돌출부가 형성된 피복관 두께에 해당되고, B영역은 내부 업셋덧살의 두께 방향으로의 최대폭의 1/2에 해당되는 부분이고 나머지 안쪽의 업셋은 C영역으로 분류하였다. 그리고 외부업셋은 용접부 기계가공으로 제거되기 때문에 건전용접량 조사에서 제외시켰으며 건전용접량 S는 다음식을 이용하여 구하였다<sup>7)</sup>.

$$S = T - X \text{여기서}$$

S : 건전용접량( $\mu\text{m}$ )

T : 피복관 두께(A) + 내부업셋폭의

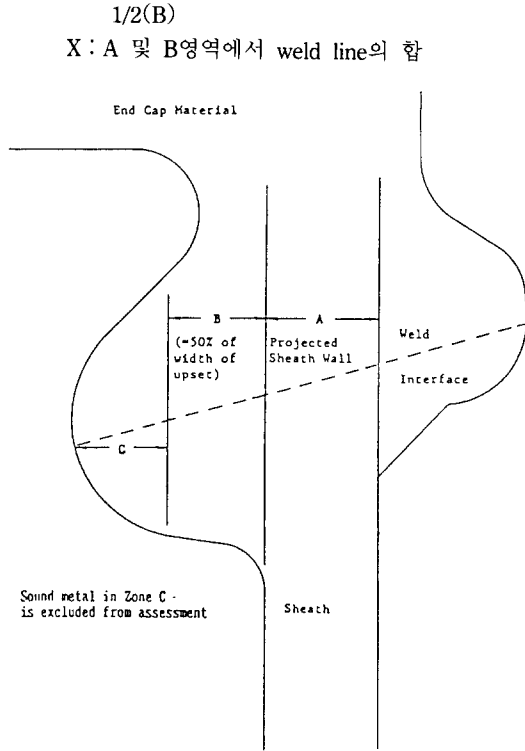


Fig.2 Sound welded joint evaluation by metallography

### 3. 결과 및 고찰

#### 3.1. 용접입열(main heat input)이 봉단마개 용접부에 미치는 영향

용접기의 제어장치에서 용접입열(phase shift, %)을 40%에서 75%까지 5%씩 증가시켜 용접한 결과, 용접입열에 따른 용접전류 및 업셋량과의 관계는 Table.1과 같다.

Table.1에 나타난 바와같이 용접입열이 증가함에 따라 용접시 사용된 용접전류 및 소성변형량인 업셋량도 증가함을 보여준다. 이는 용접입열이 40%에서 75%로 증가함에 따라 용접중 통전되는 전류의 이용율이 3.8KVA에서 10KVA로 증가하였기 때문이다. 즉 용접열량,  $Q = I^2Rt$  (I: 전류 R: 저항, t: 통전시간)에서 알 수 있듯이 용접입열이 증가하면 용접전류의 이용율이 증가하여 용접열량이 커지기 때문이며, 또한 동일 압력하에서 용접열량이 증가하므로써 소성변형

Table.1 The value of current & upset as a function of main heat input

No.	Main heat input (%)	Weld current(KA)	Upset(μm)
1	40	3.78	505.5
2	45	4.95	570.8
3	50	5.51	639.8
4	55	5.85	756.6
5	60	7.16	793.6
6	65	7.89	872.8
7	70	8.58	976.4
8	75	9.99	1039.6

Table.2 The value of sound weld & standard deviation as a function of main heat input

No.	Main heat input (%)	Sound weld(μm)	Standard deviation(μm)
1	40	86.50	100.20
2	45	308.55	90.15
3	50	532.55	73.65
4	55	565.65	41.58
5	60	645.43	17.30
6	65	700.25	17.91
7	70	735.38	12.41
8	75	775.85	14.63

량이 증가하였기 때문이다. 또한 용접전류 및 업셋량 변화는 Table.2로 부터 용접입열이 증가함에 따라 이들도 증가한 것을 확인 할 수 있었으며 이들 변수간의 관계식을 최소자승법(least squares method)에 의하여 유도한 관계식은 다음과 같다.

$$I = 0.17x - 2.87$$

$$L = 15.3x - 114$$

여기서 I는 용접시 사용된 전류(KA), x는 용접입열, 즉 위상지연이며, L은 업셋량(μm)이다. 상기식은 용접입열 제어에 따른 용접시의 용접전류 및 업셋량을 예측할 수 있어 실제 용접공정에 응용할 수 있을 것으로 사료된다.

용접입열에 따른 용접부의 건전 용접량을 측정하여 평균 및 표준편차를 구하여 통계적으로 처리한 것을 Table.2에 나타내었다. Table.2에 의하면 용접입열이 증가함에 따라 건전용접량은 점차 증가하는 반면 표

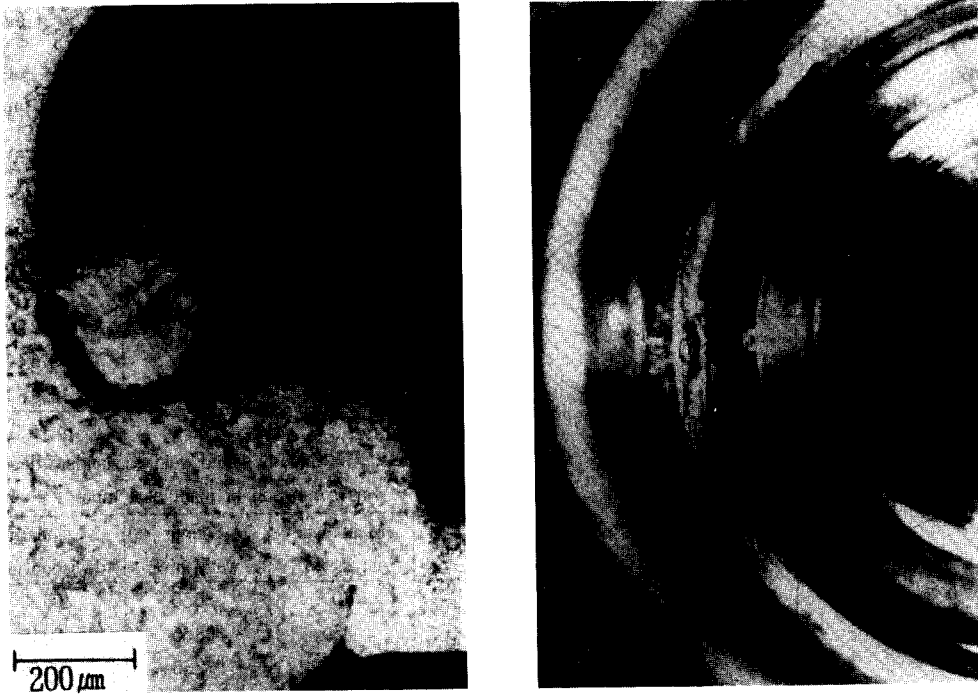
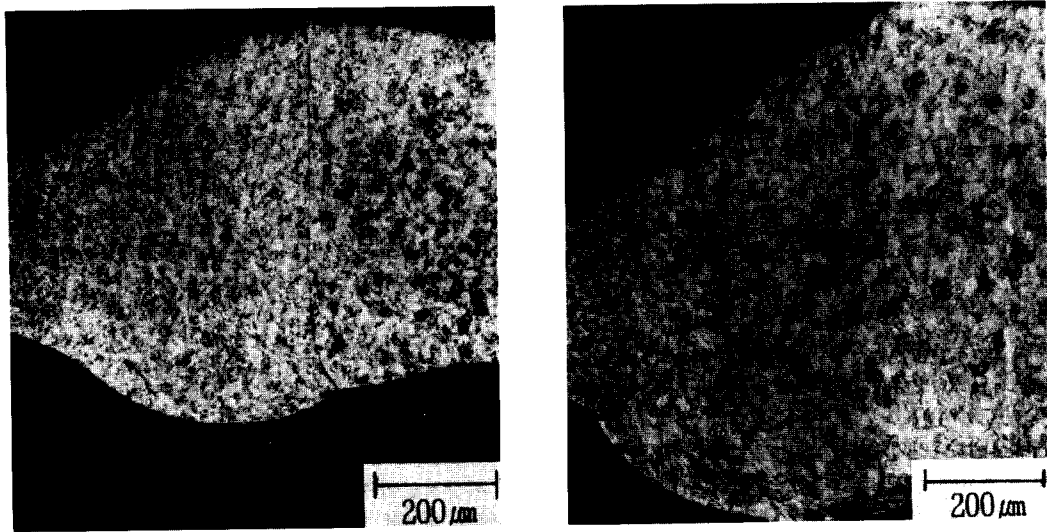


Fig.3 Appearance of expulsion due to the excess of main heat input



(a) Main heat input 45%(phase shift 45%)

(b) Main heat input 65%(phase shift 65%)

Fig.4 The variation of the weld upset contour as a function of main heat input(X75)

준편차는 용접입열이 60%까지는 급격히 감소하는 경향을 보이며 그 이상에서 거의 변화가 없음을 보여주고 있다. 이와같은 현상은 용접이음부에 흘러준

전류가 증가하면 용접열량은 전류의 제곱에 비례하여 증가하기 때문에 접촉면에서 상호확산이 활성화되어 계면이동의 증가 및 용접계면의 기공 소멸의 용접계

면에서의 불연속인 weld line이 소멸되었기 때문에 사료된다. 용접입열이 75% 이상에서는 Fig.3과 같이 국부적으로 과도한 용접입열로 인해 용융금속이 용접계면 밖으로 튀어나오는 expulsion이 발생하였다.

Fig.4는 용접입열에 따른 용접부의 미세조직을 나타낸 것으로 Fig.4(a)는 용접입열이 적을때 나타나는 용접부의 미세조직이며 봉단마개 용접에서 전형적인 결합형태인 weld line이 존재함을 알 수 있다. 이와같은

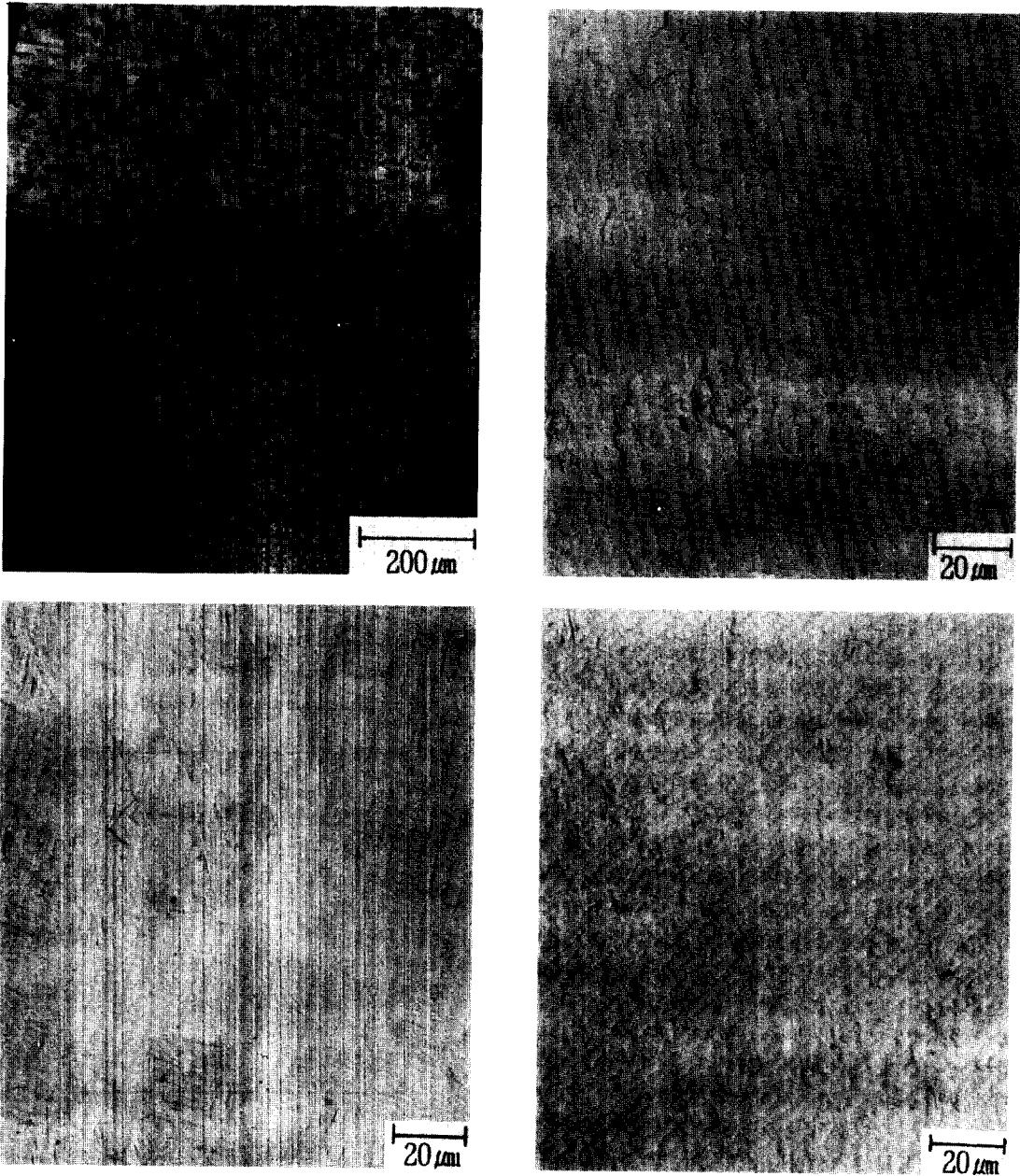


Fig.5 Microstructures of Zircaloy-4 resistance upset weld zone(X500)

현상은 Table.1에 나타난 바와같이 낮은 용접입열로 인해, 업셋량, 즉 소성변형량이 적어 초기 용접계면에 기공들이 존재하거나, 또는 원자들의 상호확산 또는 결정립이 이동할 수 있는 용접열량이 작기 때문에 사료된다. Fig.4(b)는 용접입열 60~65% 범위에서 나타나는 건전한 용접부의 미세조직을 나타낸 것이다.

Fig.5는 용접입열 60~65% 범위에서 나타나는 건전한 용접부의 각 부위의 미세조직을 나타낸 것이다. Fig.5의 (a)는 용접부와 봉단마개 경계부의 미세조직으로 full annealing된 원재료의 재결정화된 조직과 열 cycle 영향으로 basket-weave 조직을 나타내고 있으며, Fig.5의 (b)는 용접계면의 미세조직으로 입자가 조대화되고 basket-weave 조직과 parallel-plate 조직이 혼합된 Widmanstatten 조직을 보이고 있으며, Fig.5의 (c)는 피복관과 용접부의 경계부위 미세조직으로 열 cycle 영향으로 인한 basket-weave 조직과 응력제거 소둔(stress-relief annealing)된 조직을 볼 수 있다.

이와같이 미세조직 변화는, 즉 용접계면에서는 입자가 조대화되고 모재 경계면으로 갈수록 입자가 미세화 되는 것을 알 수 있는데 이것은 용접열의 변화 즉 용접열 사이클에 의한 용접부 각 부위에 도달한 peak temperature가 다르기 때문에 용접후 냉각시 냉각속도가 다르기 때문에 상이한 미세조직이 형성된 것으로 사료된다.

용접입열 60% 이상의 시편에 대한 헬륨누출검사에서 모든 시편은 건전용접으로 평가 되었으며 peel 시험은 Fig.6(b)에서 보듯이 피복관에서 파괴되어 건전용접으로 평가되었으며 Fig.6(a)는 용접입열 45% 일때 용접계면에서 파괴된 것을 나타내고 있다.

Fig.7은 용접입열 변화에 따른 인장시험 및 밀봉파열시험 결과이다. 두 시험에서 용접부의 강도는 하중방법(loadng mode)이 다르기 때문에 차이는 있지만 용접입열 50%까지는 강도가 급격히 증가하였고, 그 이상에서는 거의 변화가 없는 경향을 보여주고 있다. 용접입열 50%까지의 시편들은 큰 용접선 결합 존재로 Fig.8의(a-2) 및 (b-2)와 같이 용접계면에서 파괴가 발생하였지만 55% 이상에서 Fig.8의 (a-1) 및 (b-1)과 같이 용접부가 아닌 피복관에서 파괴가 발생하였다. 이와같이 용접부가 파괴되지 않고 피복관에서 파괴된 것은 업셋 소성변형된 용접덧살의 크기가 피복관 두께보다 두꺼워 하중지지 단면적이 컸기 때문이다. 이것이 저항업셋 용접부에서 weld line이 불연속적으로 존재하는 경우 용접부의 기계적 강도가 피복관보다

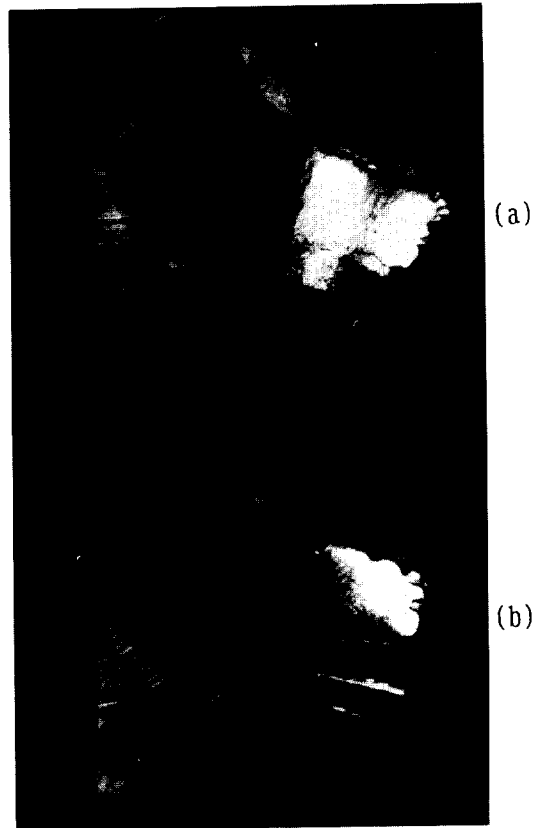


Fig.6 Results of peel test

- (a) Typical shape of defect welded joint
- (b) Typical shape of sound welded joint

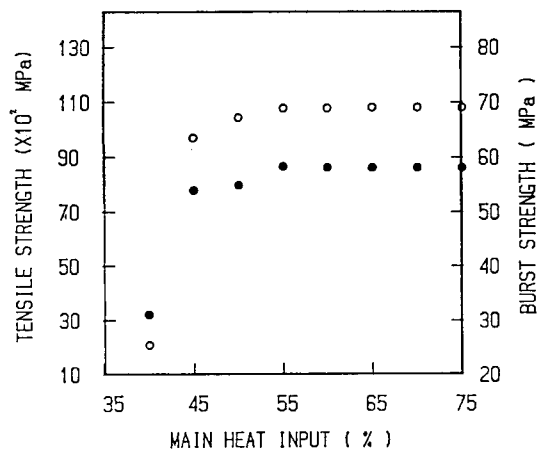


Fig.7 Tensile strength and burst strength of welded joint with main heat input changes

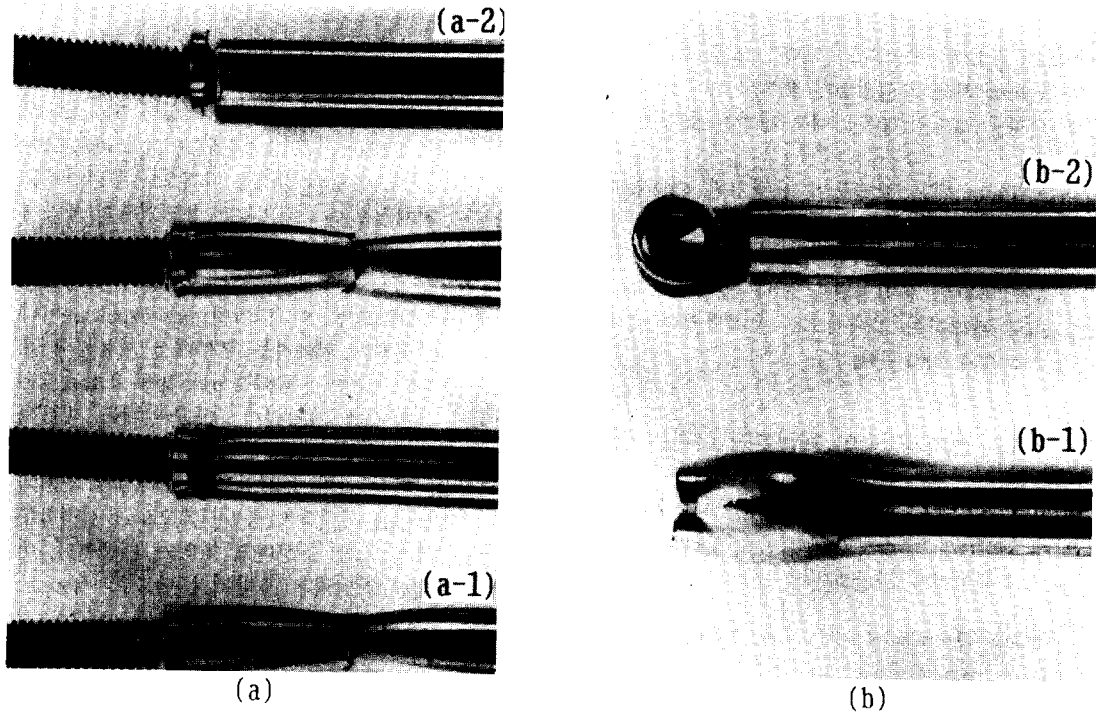


Fig.8 Results of tensile test(a) and burst test(b)  
 (a-1) Sound welded joint, (a-2) Defect welded joint  
 (b-1) Sound welded joint, (b-2) Defect welded joint

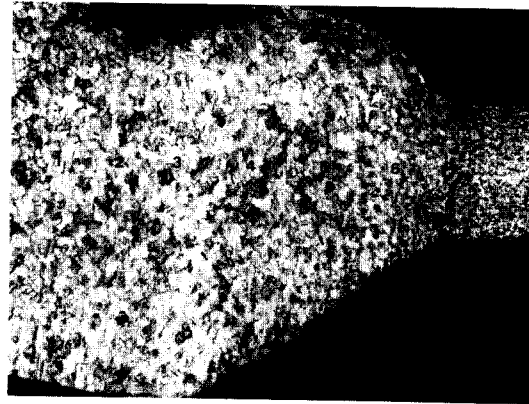
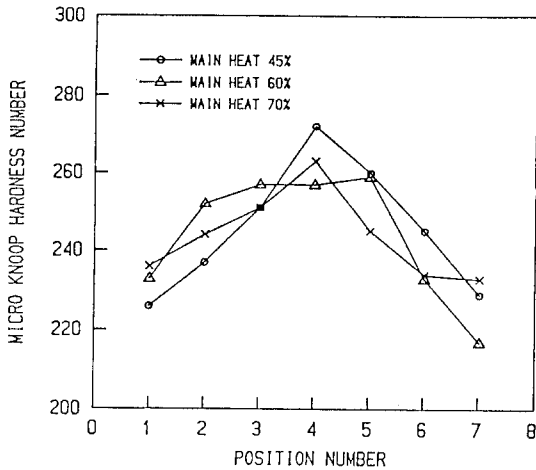


Fig.9 The variation of micro knoop hardness number across a welded joint with main heat input changes

큰 이유이다.

Fig.9는 용접입열의 변화에 따른 용접부의 경도분포를 나타낸 것으로 용접부의 경도가 모재의 경도보다

높은 것을 알 수 있다. 이는 발생열로 인한 용접부의 냉각속도가 모재의 냉각속도보다 빨라 급냉에 따른 급냉조직이 생성되었기 때문이며, 이때 냉각속도는



10°C/sec 정도로 보고되고 있다<sup>8)</sup>. 또한 용접입열에 따른 변화를 보면 용접입열이 45%와 70%일때는 급격한 변화를 보이며 60%일때는 완만한 현상을 보인다.

이는 Table.1에서 보았듯이 용접입열 45%일때는 업셋량이 520~580 $\mu$ m로 용접영역이 적어 각 부위별 경도 변화가 급격한 것으로 사료되며, 용접입열이 70%일때는 과도한 용접입열로 인해 업셋량이 960~1130 $\mu$ m로 과대하여 상대적으로 용접영역은 줄어들었기 때문으로 사료된다.

### 3.2. 전기가압력이 용접부에 미치는 영향

일정한 용접입열 65%에서 전극가압력을 62KPa, 76KPa 및 90KPa로 변화시켜 용접전류 및 업셋량을 조사하고 미세조직을 관찰하였다.

**Table.3** The value of weld current & upset as a function of squeeze force

No.	Squeeze force(KPa)	Weld current(KA)	Upset( $\mu$ m)
1	62	8.21	940
2	76	8.27	1020
3	90	8.34	1060

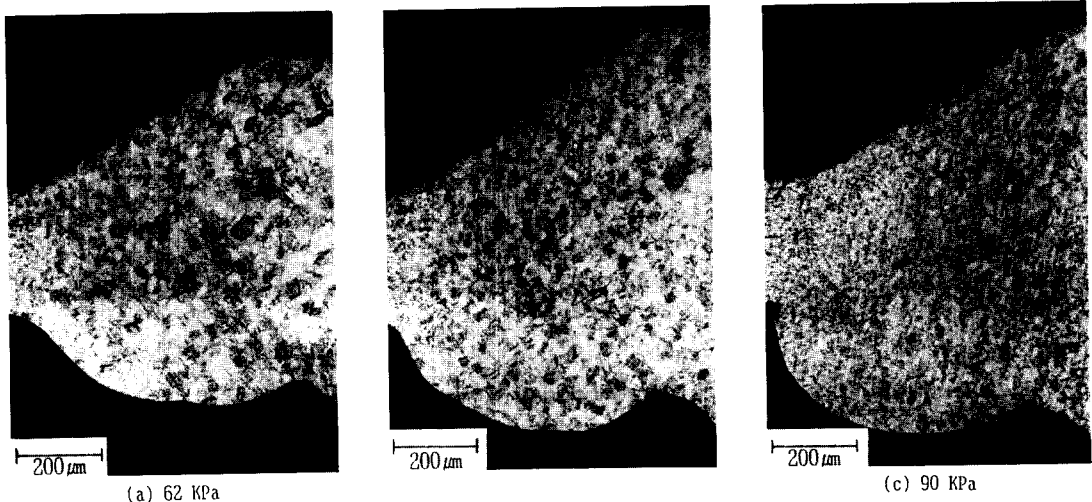
Table.3은 전극가압력의 변화에 따른 용접전류와 업셋량의 변화를 나타냈다. 일정한 용접입열에서 가

압력이 증가하면 용접전류는 증가하는데 이는 피용접재 사이의 저항이 감소되었기 때문이다. 또한 가압력이 증가할수록 업셋량도 62KPa일때 940 $\mu$ m에서 90KPa일때는 1095 $\mu$ m으로 증가하였다. 이 결과로 보아 가압력의 증가는 저항의 감소를 가져오나 용접전류를 증가시켜, 전체적으로 용접열량은 용접전류의 제곱에 비례하므로 용접열량이 증가하였기 때문이다.

이 현상은 Fig.10의 용접부의 미세조직 결과에서 확인할 수 있었으며, 이 범위에서는 expulsion이나 전극과 피용접재가 접촉하는 부분에서 피용접재 표면이 용융되어 전극에 부착되는 pick up등 용접결함은 발생하지 않았지만 가압력이 90KPa일때는 피복관 내부로 형성된 용접덧살은 완만하지 못하였다. 이것으로 가압력의 증가가 용접전류를 증가시켜 전체적으로 용접열량을 과대하게 증가시키므로 용접접합부의 인접금속이 크게 소성변형 되었기 때문이다. 이와같이 과도한 가압력은 용접부의 단조효과(forging effect)로 기공형성을 방지할 수 있으나, expulsion 발생 및 불규칙 형상의 용접업셋을 초래하여 균열 발생을 초래할 수 있다<sup>9)</sup>.

### 4. 결 론

저항업셋 용접 방법에 의한 봉단마개 용접의 건전성을 향상시키기 위하여 용접이음설계, 용접입열(위상지연) 및 전극가압력이 용접부에 미치는 영향에



**Fig.10** The variation of weld upset contour with squeeze force changes(X75)

대하여 조사한 결과는 다음과 같다.

1. 피복관 끝면을 120°로 가공한 용접이음설계에 대한 용접부 평가결과 핵연료 봉단마개 용접의 신뢰성을 확인할 수 있었다.
2. 용접전류 및 업셋량의 변화는 용접입열(위상지연)의 증가에 선형적으로 증가하므로 용접입열(위상지연)제어에 따른 그의 변화량을 예측할 수 있어 실제 용접공정에 응용할 수 있었다.
3. 전극가압력의 증가는 용접전류 및 용접업셋량을 증가시켜 용접부의 업셋 형상에 영향을 미쳤다.

## REFERENCE

- 1) Truant, P.T., CANDU Fuel performance : Power Reactor Experience, AECL-MISE-250-3 Rev.1. (1983)
- 2) Vagi, J.J., Koppenhofer, R.L. and Martine, P.C. : Methods for End Capping Zirconium Clad Reactor Fuel Pins, Weld. J., Feb, (1959), pp.78-s~84-s
- 3) Kanne, W.R.Jr., Solid-State Resistance Welding of Cylinders and Spheres, Weld. J., May, (1986), pp. 33-38
- 4) Cubicciotti, D., Jones, R.L., and Syrett, B.C. : Chemical Aspects of Iodine-Induced Stress Corrosion Cracking of Zircaloy, ASTM-STP 54, (1982), pp. 146-157
- 5) Brumisholz, L. and Lemaignan, C. : Iodine Induced Stress Corrosion of Zircaloy Fuel Cladding, ASTM-STP 939, (1987)
- 6) J.W.Lee., C.H.Park., J.H.Koh and S.H.Jung : An Investigation of Welding Variables on Resistance Upset Welding for End Capping of HWR Fuel Elements, Journal of the Korean Welding Society vol. 7, No.2, Jun., (1989), pp.60-69
- 7) WECAN, "CANDU End Capwelding Procedures", Vol.6, 1984
- 8) Greenwood, J.A., British Weld. J.8, (1961), p.316
- 9) American Welding Society, Welding handbook vol. 3. 7th ed.(1984)