

# 엔진배기밸브의 내열강 이종재 마찰용접의 최적화와 고온 크리프의 실시간 예측 및 AE에 의한 실시간 평가<sup>+</sup>

이상국\* · 오정환\*\* · 오세규\*\*\*  
(99년 1월 7일 접수)

Dissimilar Friction Welding of Engine Exhaustive Valve and High Temperature Creep Prediction and Their Real-Time Evaluation by AE

Sang-Guk Lee\* · Jung-Hwan Oh\*\*\* · Sae Kyoo Oh\*\*

**Key Words** : Dissimilar Friction Welding(FRW, 이종재 마찰용접), Acoustic Emission(AE, 음향방출법), Tensile Strength(인장강도), Toughness(인성), Initial Strain Method(ISM, 초기연신률법), Prediction(예측)

## Abstract

The engine exhaustive valve became essential as the important element. The dissimilar welding method of exhaustive valve head to stem was asked for manufacturing the engine exhaustive valve, for which the electric resistance arc welding has been conventionally used, resulting in poor quality of the welded joint.

In this paper, not only the development of optimizing of friction welding with more reliability and more applicability but also the development of in-process real-time weld quality(such as strength and toughness) evaluation technique by acoustic emission for friction welding of the engine exhaustive valve(SUH3-SUH35 dissimilar steels) were performed. The high temperature(500, 550, 600℃) creep properties prediction of the friction welded joint of SUH3-SUH35 was investigated relating to the initial strain method(ISM) as a new approach, resulting in obtaining an experimental equation of creep life prediction.

## 1. 서 론

마찰용접에 관한 연구에는 기계적인 면과 경제

적인 면에서 많은 이점을 지니고 있어서 현재동종재 및 이종재 내열강의 접합수단으로 많이 이용되고 있다<sup>1-3)</sup>. 특히, 엔진배기밸브의 내열강 이종재

+ 이 논문은 1995년도 한국학술진흥재단의 신진 연구인력연구비에 의하여 연구되었음.

\* 정회원, 한국전력연구원

\*\* 정회원, 부경대학교

\*\*\* 종신회원, 부경대학교 공대 기계자동차공학부

마찰용접의 경우 과거에는 Si-Cr계 내열강인 SUH3과 Ni-Cr계 강인 SUH31을 사용하였으나 요즘은 SUH3-SUH35로 바뀌어 사용되므로 그에 따른 용접계면의 이음효율이 100% 이상이 되고, 강도(인장 및 인성(흡수에너지, 연신률))을 고려한 최적화가 개발되어야 하고 고온에서 재료의 특성을 알아야 하는 실정이다. 그러나 이에 대한 연구는 거의 찾아 볼 수 없다. 따라서 본 연구는 엔진 배기 밸브의 내열강인 Si-Cr계 SUH3강과 Ni-Cr계 SUH35강의 이중재 마찰용접 최적화 기술개발과 AE(acoustic emission, 음향방출)에 의한 용접 품질(강도, 인성)의 실시간 평가 기술을 개발하는 것을 목적으로 하고 있다. 또한 본 실험에서는 이들 재료가 내열강인 경우를 감안하여 고속 운전에 의한 고온(500~900℃)하에서 장기간 사용함에 따른 고온 크리프 손상, 변형 및 파괴로 인한 모재 및 용접재의 고온 크리프 특성과 초기연신률법에 의한 크리프 안전 수명예측을 수식적으로 정량화하려고 하였다<sup>4)</sup>.

본 연구에 사용된 엔진 배기 밸브재는 head부의 SUH35와 stem부의 SUH3강을 외경  $\phi$ 12.3mm로 봉 대 봉 이중재 마찰용접의 최적조건을 브레이크형 마찰용접기계를 사용하여 실험적으로 구하였으며 배기밸브재의 봉 대 봉 이중재 마찰용접의 최적화를 위해 이음부의 용접품질(강도, 인성)과 마찰용접변수와의 상관 관계를 실험적으로 도출하였다.

한편, 마찰용접시 음향방출시험(AE)을 수행하여 AE의 누적총량과 마찰용접변수 및 용접품질(강도, 인성)과의 상관성을 도출하고 두 재료의 모재와 각각의 upset량, 흡수에너지, 연신률, 경도분포, 미시조직, 파단면조사 등을 통하여 접합특성을 규명하고자 하였다. 그리고 먼저 마찰용접재중에서 상온에서 인장강도가 낮은 쪽인 SUH3모재에 대하여 고온 크리프 특성을 조사하여 보았으며, AE 실시간 평가 기술을 기초로 한 고온크리프 특성<sup>4,5)</sup>을 평가하였다. 그리고 Oh에 의해 개발된 초기 변형률법(ISM)<sup>5)</sup>을 이용하여 모재와 용접재에서의 특성을 조사하였으며, 이것을 타 예측법인 LMP법(Larson Miller Parameter method)<sup>6)</sup>과 비교하였다. 이로써 고온크리프 설계시 기초자료가 되게 하였으며, AE 특성을 분석하여 크리프 거동시 AE의

거동을 관찰하였고, 초기AE량과 초기연신률과의 관계가 정량화 가능한지의 여부를 검토하였다.

## 2. 이론해석

### 2.1 마찰용접시 AE의 발생원

마찰용접(마찰압접)은 고상용접법으로서, 두 마찰면에서 발생한 마찰열을 이용하여 고압하에서 두 면을 단접시키는 압접법이다<sup>1)</sup>. AE는 재료 내부에서 국부적으로 형성되었던 변형에너지(strain energy)가 급격히 방출될 때 발생하는 탄성파로 정의된다<sup>7)</sup>. 고체내에서는 전위(dislocation)의 이동이나 미소균열의 생성 및 성장 등이 대표적인 발생원으로 알려져 있으나 고상변태나 용융 및 응고, 자기(magnetic domain)의 이동, 쌍정이나 결정입계 이동 등이 포함된다<sup>8)</sup>.

마찰용접은 고압과 고온하에서 수행되고 이때 결과적으로 압접면으로부터 단조작용에 의한 재료의 대규모 소성유동을 유발시켜 플래쉬(flash)를 형성케 한다. 용접사이클 중 마찰열과 다음의 단조작용이 끝난후인 냉각기 동안의 상변태 중에 후기 AE가 발생하는 반면에 초기 AE는 마찰용접 중(용접시작으로부터 용접끝까지)에 회전수, 압력, 시간 등에 복합적으로 지배되는 단조작용의 기계적 응력과 이때 발생하는 열응력에 의한 대규모의 주된 소성변형, 그리고 용접면에서의 접합, 전위, 슬립, 파괴, 재접합 등 일련의 복합적, 반복적 요인에 의해 불과 수초 사이에 AE가 발생되며, 이는 초기 AE 신호 검출과 해석이 가능함을 의미한다<sup>9,10)</sup>.

### 2.2 ISM(Initial Strain Method)의 이론

초기연신(initial strain)은 시간과는 독립된 변수이며, 응력과 온도에는 아주 민감한 변수이다. 온도가 증가할수록, 그리고 일정온도에서 응력이 증가할수록 초기연신률은 증가하며, 많은 변수들이 초기연신률과 직접적인 관련성이 있음이 입증되었다. 1983년 Oh<sup>11)</sup>에 의해 내열강 및 이들의 마찰용접재에서 크리프하중 작용 직후 초기연신율이 이후 크리프 특성에 영향을 미친다고 보고하였다<sup>5)</sup>.

### 2.3 Larson-Miller 계수(LMP)법

응력 파단 데이터의 외삽법으로는 온도와 시간의 함수인 LMP법이 주로 사용된다<sup>6,11-13)</sup>. 조직의 변화는 일반적으로 높은 온도에서 짧은 시간에 생기므로, 이러한 점을 확인하기 위한 한 가지 방법으로 실제 요구되는 온도보다 몇 백도 높은 온도에서의 응력-파단시간을 조사하여 이 곡선의 기울기가 변화가 없다면 단시간의 데이터로 외삽에 의해 장시간 수명예측이 가능하다. 즉,

$$P = T(\ln T_1 + C_1) \text{이고,}$$

여기서, P : Larson-Miller parameter

T : 절대온도 (t°C + 273) K

C<sub>1</sub> : 46(재료정수) (1)

으로 나타낸다.

## 3. 시험편 및 실험방법

### 3.1 시험편

본 연구에 사용된 실험재료는 엔진배기밸브용 강재인 마텐자이트계 SUH3과 크리프 저항이 우수한 오스테나이트계 SUH35이다

두 재료의 화학적 성분은 Table 1과 같고 기계적 성질은 Table 2와 같으며, Fig. 2는 시험편의 형상과 치수를 나타내고 있다.

Table 1 Chemical compositions of materials (wt.%)

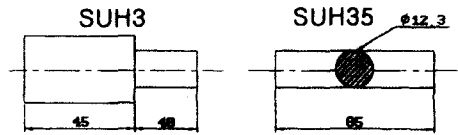
Properties Materials	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo
SUH3	0.40	2.15	0.60	0.03	0.03	11.0	0.60	1.0
SUH35	0.50	0.08	9.11	0.025	0.006	20.34	3.31	0.17

Table 2 Mechanical properties of base materials

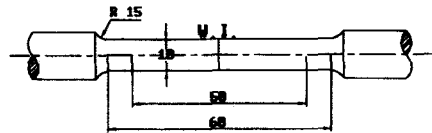
Properties Materials	$\sigma_t$ (MPa)	$\sigma_y$ (MPa)	$\epsilon$ (%)	$\Psi$ (%)
SUH3	741.0	512.1	23.4	48.0
SUH35	1082.2	796.5	29.8	28.4

$\sigma_t$  : Tensile strength,  $\sigma_y$  : Yield strength

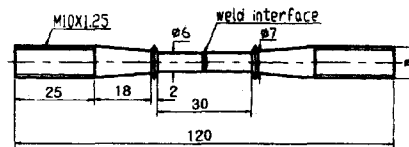
$\epsilon$  : Elongation,  $\Psi$  : Reduction of area



(a) FRW and AE test specimen



(b) Tension test & energy absorption specimen



(c) Creep test specimen

Fig. 1 Shape and dimension of test specimens

### 3.2 실험방법

마찰용접의 최적화 실험을 위해 회전수 2,000(rpm), 마찰가열압력(P<sub>1</sub>)을 60~180(MPa), 업셋압력(P<sub>2</sub>)을 120~360(MPa) 그리고 업셋시간(t<sub>2</sub>)을 다양하게 변화시켜 실험한다. 이음부의 인장시험에서는 인장강도, 흡수에너지, 연신률 등을 구하여 모재보다 우수한 범위를 선정해서 최적 가열시간의 범위를 구하고 초기 AE량과 용접강도와의 상관성을 구하기 위하여 초기 AE누적총량을 측정하였다.

마찰용접시에 발생하는 AE량을 측정하기 위하여 고감도 센서(R15 150kHz sensor)를 TOHO TH25 마찰용접기의 정지척(chuck)에 부착하였다.

그리고 외부 noise를 제거하기 위해 마찰용접기를 공회전시키면서 AE신호를 측정하여 threshold를 45dB로 설정하였다.

creep 시험에 사용된 시험편의 형상과 치수는 Fig. 1(c)와 같다. 시험편의 평행부는 30mm이고 평행부의 지름은 6mm이다. 신장계를 고정하기 위해 평행부의 양 끝에 걸수 있도록 장치하였다.

여기서 사용된 크리프 시험기는 미국 SATEC사의 DLF-10(용량 5 ton)이며 연신은 신장계(extensometer)를 통하여 LVDT(linear variable displacement transformer)로 측정하여 시험기 자체에 연결되어 있는 recorder를 통하여 크리프 곡선을 그렸다. 시험편의 가열공정은 무부하 상태에서 일정온도(500, 600, 700 °C)까지 약 9.6°C/min으로 가열했으며, 부하를 걸기 전에 시험로의 온도 분포가 균일하게 유지되도록 일정온도에서 30분간 온도를 유지시킨 다음, 하중을 작용시켜 실험을 수행하였다. 또한, 시험 중 온도를 일정온도에서 ± 1°C범위 이내로 유지하면서 실험하였다.

#### 4. 실험결과 및 고찰

##### 4.1 내열강 이종재의 마찰용접의 최적화 해석

###### 4.1.1 마찰용접 조건간의 상관성

마찰용접의 최적화를 구하기 위하여 Table 3과

Table 3 Welding condition for friction welding of bar-to-bar(SUH3-SUH35) (φ 12.3mm)

Materials	n (rpm)	P <sub>1</sub> (MPa)	P <sub>2</sub> (MPa)	t <sub>1</sub> (sec)	t <sub>2</sub> (sec)
SUH3 to SUH35	2,000	60~180	120~360	5	3
		160	320	1~9	

n : Rotating speed

P<sub>1</sub> : Heating pressure, P<sub>2</sub> : Upsetting pressure

t<sub>1</sub> : Heating time, t<sub>2</sub> : Upsetting time

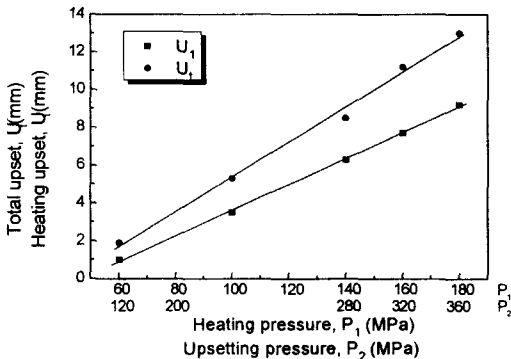


Fig. 2 Relationship of heating or upsetting pressure Vs. heating and total upset(U<sub>1</sub>, U<sub>2</sub>)  
Welding condition : n=2,000(rpm), t<sub>1</sub>=5(sec), t<sub>2</sub>=3(sec)

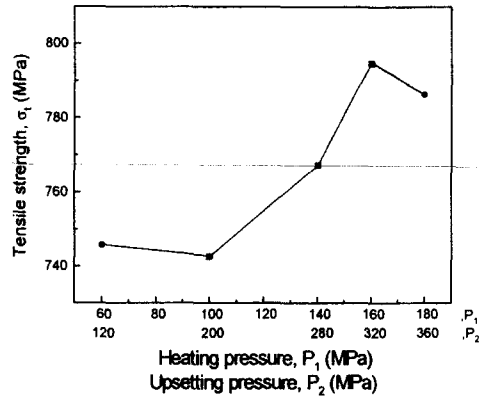


Fig. 3 Relationship between heating or upsetting pressure and tensile strength

Welding condition : n=2,000(rpm), t<sub>1</sub>=5(sec), t<sub>2</sub>=3(sec)

같이 용접조건을 변화시키면서, 마찰가압력 P<sub>1</sub>(MPa), 마찰단조가압력 P<sub>2</sub>(MPa), 가열업셋량 U<sub>1</sub>(mm), 총업셋량 U<sub>2</sub>(mm)와의 상관관계를 Fig. 2에서 나타낸다. Fig. 2에서 알수 있듯이 P<sub>1</sub>, P<sub>2</sub>가 증가할수록 U<sub>1</sub>, U<sub>2</sub> (단조가압업셋량, U<sub>2</sub>-U<sub>1</sub>)가 선형적으로 증가함을 알 수 있다.

Fig. 3은 SUH3, SUH35 강의 φ12.3 봉대봉 이종재 마찰용접에서 마찰가열압력(P<sub>1</sub>), 마찰가압력(P<sub>2</sub>)의 변화에 따른 용접부 인장강도의 변화를 나타낸 실험결과를 보여주는 것으로서, P<sub>1</sub>=160(MPa), P<sub>2</sub>=320(MPa)일 때 인장강도가 가장 높게 나타나므로 이때가 마찰용접 최적 P<sub>1</sub>, P<sub>2</sub>로 적정하다고 생각된다. 압력이 가장 낮은 경우의 파단 위치는 용접경계면(weld interface, W.I.)에서 SUH3종 측으로 28mm되는 위치이므로 모재부의 파단이고, 그 외 압력에서는 W.I.에서 SUH3종 측으로 수mm 떨어진 HAZ부 파단이었다. 모든 압력의 경우 SUH35종의 모재 인장강도(σ<sub>SUH35</sub> = 1082MPa) 보다는 훨씬 낮지만, SUH3종의 모재의 인장강도(σ<sub>SUH35</sub> = 741MPa) 보다는 훨씬 높음을 알 수 있다.

##### 4.1.2 마찰용접 조건과 용접품질(인장강도, 인성)과의 상관성

Fig. 3에서 구한 마찰가압력(P<sub>1</sub>)과 마찰단조가압력(P<sub>2</sub>) 및 마찰단조가압시간을 각각 160, 320(MPa),

$t_2 = 3(\text{sec})$ 로 하여  $t_1$ 을 변화시키면서 마찰용접과 AE시험을 수행한 그래프가 Fig. 4이다.  $O_{t_1}Z$  (optimum  $t_1$  zone) (by  $\sigma_t$ )에 의해  $t_1=5\sim 7(\text{sec})$ 이며 이때의 인장강도는  $\sigma_t=747\sim 760(\text{MPa})$ 로서 이중재 낮은 쪽 인장강도 SUH3( $\sigma_t=741\text{MPa}$ )보다 높게 나타나고 있다. 따라서  $\phi 12.3\text{mm}$ 의 SUH3과 SUH35의 엔진배기 밸브의 적정 마찰용접조건은 회전수  $n=2000(\text{rpm})$ , 마찰가열시간  $t_1=5\sim 7(\text{sec})$ , 마찰단조가압시간  $t_2=3(\text{sec})$ 라 할 수 있다.

마찰용접부의 인장강도  $\sigma_t(\text{MPa})$ 와 마찰가열시간  $t_1(\text{sec})$ 과의 사이에는 3차의 정량적 상관성이 존재하며 이때 그 실험식은 식(2)와 같이 전산되었다.

$$\sigma_t = 749 - 18.15t_1 + 6.05t_1^2 - 0.47t_1^3 \quad (2)$$

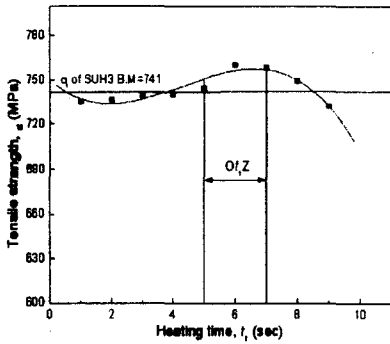


Fig. 4 Relation between heating time and tensile strength for the welded joints (SUH3-SUH35)( $\phi 12.3$ )

Welding condition :  $n=2,000(\text{rpm})$ ,  $P_1=160(\text{Mpa})$ ,  $P_2=320(\text{Mpa})$ ,  $t_2=3(\text{sec})$

Fig. 5는 Table 3의 마찰용접 조건에 따라 마찰용접 할 때 마찰가열시간( $t_1$ )에 대한 마찰용접부의 인장 흡수에너지, 연신율, 단면수축률과의 상관관계를 나타낸다. SUH3 과 SUH35의 마찰용접부의 흡수 에너지가 마찰가열시간  $t_1=1(\text{sec})$ 에서부터  $t_1=7(\text{sec})$ 까지 증가하는 경향을 나타내고, 이것은  $t_1$ 의 증가에 따라 가열로 인한 연화성 때문이다. 연신률과 단면수축률은 거의 일정하게 나타난다.

이상에서 마찰용접 적정조건의 마찰가열시간은  $t_1=5\sim 7(\text{sec})(O_{t_1}Z)$ 에서 인성을 고려할 때 큰 문제가 되는 것은 없다고 생각된다.

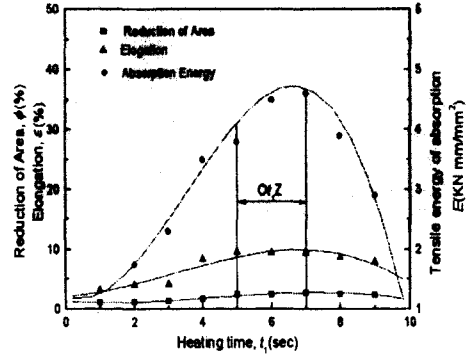


Fig. 5 E Vs.  $t_1$ ,  $\epsilon$  Vs.  $t_1$  and  $\phi$  Vs.  $t_1$  of friction welded joints of SUH3-SUH35 ( $\phi 12.3$ ) bar-to-bar

Welding condition : as shown as Table 3

#### 4.1.3 용접부의 경도분포 및 파단면의 SEM 검사

Fig. 6은 최적 마찰용접 조건하에서 마찰용접한 시험편의 경도 분포를 나타내는 것으로서 용접면(W.I.)에서 경도치가 최고이다. 그 이유는 용접면 부근에서 마찰용접시 국부 가열과 급냉 및 단조 효과에 의하여 경도치가 증가한 것으로 생각된다.

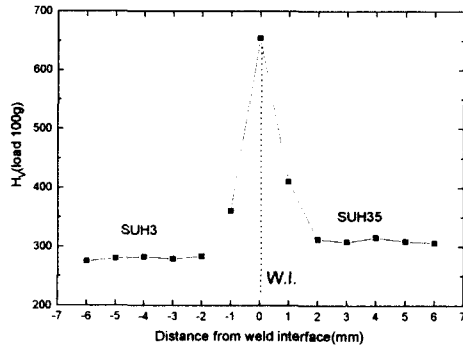


Fig. 6 Hardness distribution near the welded interface of friction-welded-joint of SUH3 to SUH35 steel bars

Fig. 7은 SUH3강과 SUH35강의 마찰용접한 용접부의 인장 파단면에 대한 주사형 전자 현미경 (SEM) 사진이다. 파단이 SUH3의 모재의 열영향부에서 파단되어 용접면(W.I.)의 결합력은 양호함을 알 수 있다. 또한 파면이 미세적인 딩플(dimple)을 형성하여 소성변형에 의한 연성파괴의 형태임을 알 수 있다.

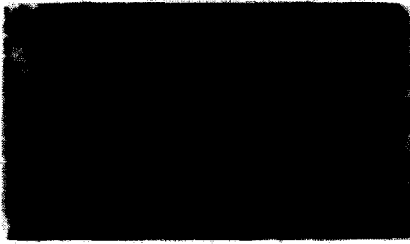


Fig. 7 Tensile fractured fractograph of SUH3-SUH35 in friction welded joint by SEM (Fractured at SUH3 HAZ side)

4.2 내열강 이종재의 마찰용접조건과 AE와의 상관성

Fig. 8은 Table 3과 같은 마찰용접조건과 이때 발생한 AE counts와의 상관성을 나타낸 것으로서,  $t_1$ 의 증가와 더불어 총AE량 N(count)도 증가하는 양상을 나타낸다.

Fig. 4와 Fig. 5에서 구한  $O_t Z$ 가 5~7 sec일 때 Fig. 8에서 총 AE량 N은  $ONZ=52696\sim 81311$ 임이 확인되었다. 이때 총 AE량 (N counts)과  $t_1$ (sec) 사이의 N- $t_1$  관계식은 식(3)과 같이 전산되었다.

$$N = -29838 + 27217.58t_1 - 1883.78t_1^2 \quad (3)$$

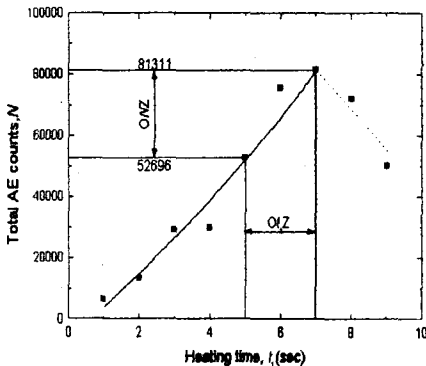


Fig. 8 N vs  $t_1$  in friction welding of SUH3 to SUH35 ( $\phi 12.3$ )

Welding condition : as in Table 3

4.3 내열강 이종재 마찰용접 품질과 AE와의 상관성

4.3.1 용접부 강도와 AE와의 상관성

$P_1=160$ (MPa),  $P_2=320$ (MPa)하에서  $\phi 12.3$ mm의 SUH3과 SUH35의 마찰용접시 용접강도 및 AE총량

과의 상관관계는 Fig. 9와 같다. Fig. 8에서 구한 ONZ가 52696~81311(counts)일때, 인장강도는 743~760(MPa)로서 이음효율 100~103.6%를 기대할 수 있다. 이때  $\sigma$ -N 관계식은 식(4)와 같이 전산되었다.

$$\sigma_t = 739 - 3.16 \times 10^{-4}N + 6.9110^{-9}N^2 \quad (4)$$

여기서 마찰용접에 총 AE count가 최적 ONZ 사이에 있는 경우 일 때 이음효율 100%이상의 최적 강도임을 확인할 수 있다. 이는 마찰용접 실시간에 AE량의 측정만으로 용접부 강도의 최적 여부를 비파괴적으로 평가할 수 있음을 뜻하며 식 (4)를 통하여 이를 정량적으로 규명할 수 있음을 뜻한다.

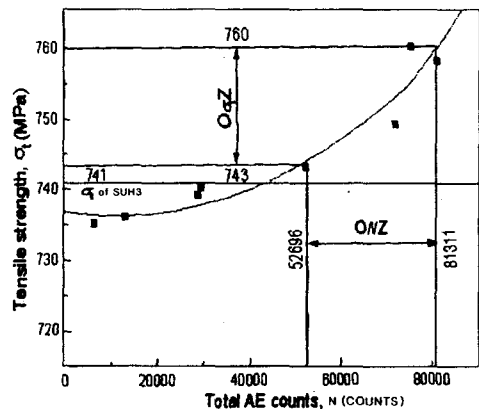


Fig. 9  $\sigma_t$  vs N in friction welding of SUH3 to SUH35 ( $\phi 12.3$ )

welding condition :  $n = 2000$ (rpm),  $P_1=160$ (MPa),  $P_2=320$ (MPa),  $t_1=1\sim 9$ (sec),  $t_2=3$ (sec)

4.3.2 AE에 의한 마찰용접 품질의 실시간 평가에 관한 고찰

실제 마찰용접 작업에서는 변수의 복합적인 요인에 의해 재료의 기계적 성질이 변하기 마련인데, 이러한 복합 인자의 영향을 사전에 실험을 통하여 도출한 후 현장에서의 작업시에는 적정 조건하에서 최적의 용접 조건을 알고 적용시킨다면 작업능률과 경제적인 면에서 상당한 잇점이 있을 것이다. 그리고 비록 최적용접조건하에서 용접하여도 마찰

용접 다량생산시에 기계적, 전기적, 환경변화(온도, 유압유의 점성변화 등)에 의한 용접불량품이 나타날 수 있다. 따라서 이에 본 연구에서는 최적 마찰용접 조건에서 용접 실시간에 발생한 누적 AE량을 측정하여 그 값이 ONZ구간에 속하는지의 여부가 이음강도 100%이상이고, 그 인성도 양호함을 판단할 수 있는 자료가 됨을 입증하였다.

#### 4.4 ISM에 의한 크리프의 실시간 예측

##### 4.4.1 크리프 곡선

일정 온도 (500, 600, 700℃)하에서 응력을 변화시켰을 때 실험적으로 구한 SUH3-SUH35 마찰용접재(Fig. 4에서 구한 최적 마찰용접 조건하에서 용접된 것임)의 크리프 곡선의 대표적인 것은 Fig. 10에 표시한 바와 같다. 이러한 크리프 곡선들로부터 알 수 있듯이 용접재의 경우, 동일 온도하에서 응력이 증가함에 따라, 초기연신률은 모두 증가하나 파단 수명은 감소하는 것을 볼 수 있다. 이 초기연신률이 응력, 파단수명 및 기타 고온 크리프 특성과 관계가 매우 깊게 보여진다.

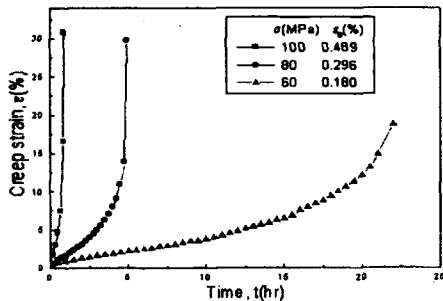


Fig. 10 Typical creep curve of SUH35 at 700℃  
Welding(FRW) cond. : n=2000(rpm),  
P<sub>1</sub>=160 (MPa), P<sub>2</sub>=230(MPa), t<sub>1</sub>=5(sec),  
t<sub>2</sub>=3(sec)

Fig. 10과 같이 500℃, 600℃, 700℃에서 크리프 시험한 결과의 데이터를 정리하여 응력 (σ, MPa), 초기변형률(ε<sub>0</sub>, %), 정상크리프속도(ε̇, %/s), 파단시간(Tr, hr), 전 크리프속도 (ε̇<sub>T</sub>, %/s)에서 Tr-ε<sub>0</sub>, σ-ε<sub>0</sub>, ε̇-ε<sub>0</sub> 및 ε̇<sub>T</sub>-ε<sub>0</sub>의 상관성을 전산하여 구한 결과 초기연신률은 고온 크리프의 재특성,

즉 크리프응력, 파단수명, 정상크리프속도 및 전 크리프속도와 정량적인 상관성이 존재함을 알 수 있었으며, 그 일반식은 다음과 같이 모델화 시킬 수 있고, 이는 Oh<sup>4.5,12</sup>의 발표와 일치한다.

$$Tr, \sigma, \dot{\epsilon} \text{ 및 } \dot{\epsilon}_T = A \epsilon_0^B \quad (5)$$

##### 4.4.2 LMP-ISM에 의한 크리프 수명예측식

초기연신률법(ISM)<sup>4.5,12</sup>에 의한 크리프 파단수명 예측식과 LMP법<sup>6,13</sup>을 이용한 크리프 파단수명식을 연립하여 크리프 온도, 응력, 수명, 초기연신률을 포함하는 식을 다음과 같이 도출하였다.

식(1)에서 일반적으로 C<sub>1</sub>=46이므로

$$LMP = T(\log Tr + 46) = f(\sigma) \quad (6)$$

이 된다.

여기서, f(σ)는 log σ의 1차함수로 표현된다. 따라서, 식(6)은 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$LMP = T(\log Tr + 46) = K_1(\log \sigma) + K_2 \quad (7)$$

이고, 여기서, K<sub>1</sub>과 K<sub>2</sub>는 재료상수이다.

초기연신률에 대한 파단수명식은 식(5)인 Tr=Aε<sub>0</sub><sup>B</sup>로부터 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\log Tr = \log A + B \log \epsilon_0 \quad (8)$$

이고, 여기서, A, B는 온도항이 있는 재료상수이다. 식(7)과 식(8)에서 다음과 같이 도출할 수 있다. 즉,

$$2 \log Tr = \frac{K_1(\log \sigma) + K_2}{T} + B \log \epsilon_0 + \log A - 46 \quad (9)$$

이다.

식(9)는 온도·응력·수명·초기연신률이 포함된 LMP-ISM에 의한 크리프 수명예측식의 일반식이다. Fig.11은 SUH3과 SUH3-SUH35 weld의 500, 600, 700℃에서 응력(σ, MPa)과 LMP(식(6)에서 구한 값)와의 관계를 나타낸 그래프로 편대수 좌표평면에서 선형적인 관계를 나타내고 있다. Fig. 11에서 데이터를 통하여 최소자승법을 이용한 회귀분석법에 의하여 구한 수식은 다음과 같다.

SUH3 :

$$LMP = 68547 - 12334 \log \sigma \quad (R^2 = 0.97) \quad (10)$$

SUH3-SUH35 weld :

$$LMP = 69861 - 12954 \log \sigma \quad (R^2 = 0.98) \quad (11)$$

여기서, 모재 SUH3의 경우  $K_1 = 12334$ 이고  $K_2 = 68547$ 이며, SUH3-SUH35 용접재의 경우  $K_1 = 12954$ 이고,  $K_2 = 69861$ 이다.

따라서, 본 실험을 통하여 어느 응력( $\sigma$ , MPa)과 온도(T, K)하에서 초기연신률( $\epsilon_0$ , %)을 초기 실시 시간에 측정하므로써 크리프 파단수명( $T_r$ , hr)을 구하는 LMP-ISM에 의한 크리프 파단수명예측식은 다음 식(12)와 (13)과 같이 도출되었다.

SUH3 :

$$2\log T_r = \frac{68457 - 12334(\log \sigma)}{T} + B \log \epsilon_0 + \log A - 46 \quad (12)$$

$$\begin{aligned} \text{여기서 } A &= 10^{39.15 - 7.82 \times 10^{-2}T + 3.80 \times 10^{-5}T^2} \\ B &= -60.58 + 0.141T - 8.60 \times 10^{-5}T^2 \end{aligned}$$

SUH3-SUH35 weld :

$$2\log T_r = \frac{69861 - 12954(\log \sigma)}{T} + B \log \epsilon_0 + \log A - 46 \quad (13)$$

$$\begin{aligned} \text{여기서, } A &= 10^{56.82 - 0.124T + 6.65 \times 10^{-5}T^2} \\ B &= -78.52 + 0.169T - 9.43 \times 10^{-5}T^2 \end{aligned}$$

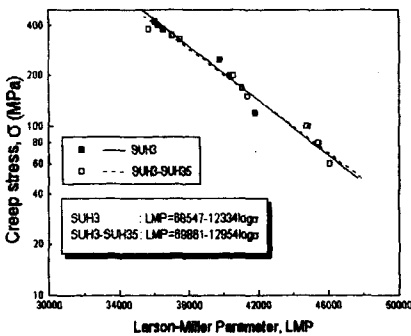


Fig. 11 Master creep curve of SUH3 and SUH3-SUH35 weld  
Welding(FRW) cond : same as those in Fig. 10

위에서 A와 B의 값은 Fig. 10과 같은 여러 데이터로부터 구한  $T_r - \epsilon_0$  그래프와 식 (8)에서 구한 것이다.

#### 4.4.3 ISM에 의한 크리프 수명예측식

식 (5)를  $\sigma = A' \epsilon_0^{B'}$ 로 표현하면, A'와 B'는 온도항이 포함되어 있는 재료상수로서 그 값은 실험적으로 구한  $\sigma - \epsilon_0$ 의 그래프에서 다음 식(14)와 (15)와 같이 구하여진다.

SUH3 :

$$\begin{aligned} A' &= 10^{5.63 - 5.65 \times 10^{-3}T + 2.19 \times 10^{-6}T^2} \\ B' &= 60.76 - 0.143T + 3.15 \times 10^{-5}T^2 \end{aligned} \quad (14)$$

SUH3-SUH35 weld :

$$\begin{aligned} A' &= 10^{-4.67 + 1.48 \times 10^{-2}T - 1.17 \times 10^{-5}T^2} \\ B' &= -6.65 + 1.38 \times 10^{-2}T + 6.76 \times 10^{-6}T^2 \end{aligned} \quad (15)$$

식(5)에서의 초기연신률 ( $\epsilon_0$ , %)과 응력( $\sigma$ , MPa)과의 관계식인  $\sigma = A' \epsilon_0^{B'}$ 와 초기연신률( $\epsilon_0$ , %)과 파단시간( $T_r$ , hr)과의 관계식인  $T_r = A \epsilon_0^B$ 에서 온도 (T, K)와 응력( $\sigma$ , MPa)과 초기변형률( $\epsilon_0$ , %)을 포함하는 크리프 파단수명예측식은 다음 식(16)과 같이 도출할 수 있다.

$$T_r = AA' \epsilon_0^{B+B'} \sigma^{-1} \quad (16)$$

따라서, 어느 응력( $\sigma$ , MPa)과 온도(T, K)하에서 초기연신률( $\epsilon_0$ , %)을 초기 실시 시간에 측정하므로써 크리프 파단수명( $T_r$ , hr)을 구하는 ISM식은 다음과 같이 표현할 수 있다. 즉,

$$T_r = \alpha \epsilon_0^\beta \sigma^{-1} \quad (17)$$

여기서  $\alpha$ 와  $\beta$ 는 재료와 온도에 따라 결정되는 정수로서 다음과 같다. 즉,

SUH3 : 식 (12)와 식 (14)에서

$$\begin{aligned} \alpha &= AA' = 10^{44.78 - 8.39 \times 10^{-2}T + 4.01 \times 10^{-5}T^2} \\ \beta &= B+B' = 0.173 - 1.60 \times 10^{-3} + 5.45 \times 10^{-5}T^2 \end{aligned} \quad (18)$$

이고,

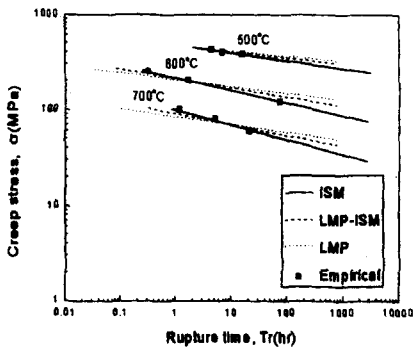
SUH3-SUH35 weld : 식 (13)와 식 (15)에서

$$\begin{aligned} \alpha &= AA' = 10^{50.28 - 0.106T + 5.47 \times 10^{-5}T^2} \\ \beta &= B+B' = 85.07 + 0.183T + 10.11 \times 10^{-5}T^2 \end{aligned} \quad (19)$$

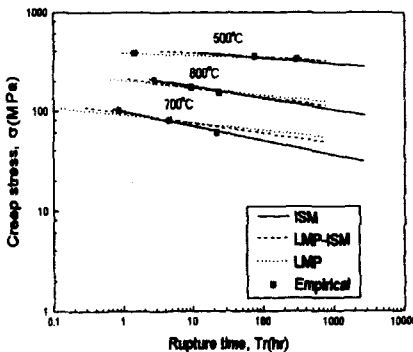


이다.

Fig. 12에서는 응력( $\sigma$ , MPa)과 파단수명( $T_r$ , hr)과의 크리프 파단곡선에 관하여 LMP법에 의한 식(10), 식(11)과 LMP-ISM에 의한 식(12), 식(13)과 ISM에 의한 식(17), 식(18), 식(19)를 비교하여 나타내고 있다. LMP법이나 LMP-ISM 모두는 ISM에 의한 것보다 파단수명이 실제보다 크게 나오지만 ISM에 의한 데이터는 거의 실험치와 일치하므로 LMP법이나 LMP-ISM에 의한 식보다 ISM에 의한 식이 신뢰성이 높은 것으로 확인되었다.



(a) SUH3



(b) SUH3-SUH35 weld

Fig. 12 Comparison of creep rupture curves by ISM with those by LMP-ISM, LMP method and the empirical data  
(a) SUH3  
(b) SUH3-SUH35 weld  
Welding(FRW) cond. : same as those in Fig. 10

Fig. 13은 모재와 용접재의 실제 파단시간(실험치)과 식(17)에서 구한 계산파단시간과의 관계를 나타낸 것으로 거의 서로 일치함을 알 수 있으므로, 식(17)은 크리프 온도·응력·초기연신률을 고려한 크리프 파단수명예측식으로서 신뢰성이 높다고 생각된다<sup>12)</sup>.

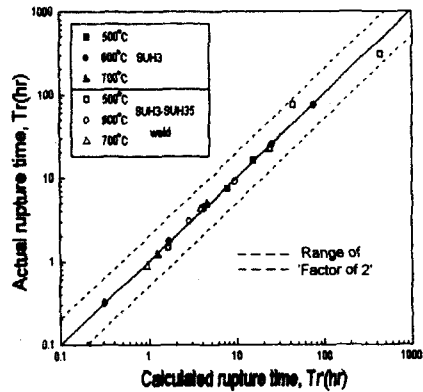


Fig. 13 Comparison of actual rupture time and calculated rupture time by ISM for SUH3 and SUH3-SUH35 weld  
Welding(FRW) cond. : same as those in Fig. 10

## 5. 결론

엔진배기 밸브용 이종재 마찰용접에 사용된 내열강 SUH3과 SUH35의 봉( $\phi 12.3$ ) 대 봉 이종재 마찰용접을 수행하여 마찰용접 최적화와 AE평가 및 고온 크리프 수명의 실시간 예측식에 관한 연구 결과는 다음과 같이 요약할 수 있다.

- 1) 각종 기관 설계·제작과 안전성평가를 위한 요소부품인 엔진 배기밸브의 head(SUH35)와 stem(SUH3)간의 최적 접합기술을 개발하였으며, 강도와 인성을 고려하고, 이음 효율이 100% 이상이 되는 최적 용접조건을 실험적으로 도출하였다.
- 2) 엔진배기밸브의 내열강 이종재의 마찰용접부 인장강도-누적 AE총량간의 정량적 상관식을 도출하여 이음효율 100%이상이고 양호한 강도를 얻

을 수 있는 최적 N범위를 구명함으로써 마찰용접 실시시간 중에 용접품질을 비파괴적으로 검사할 수 있게 하였다.

- 3) 마찰용접부의 인장 파단은 SUH3의 HAZ부에서 파단되었고, 그 파단면은 덩플을 나타내는 소성파 단임이 확인되었다.
- 4) 초기연신률과 크리프 응력, 파단시간, 정상크리프속도 및 전 크리프속도 사이에는 양대수 좌표평면에서 선형적인 정량적 상관성이 존재한다.
- 5) LMP법과 IS법을 이용하여 초기연신률-온도-응력의 변수로 구성된 장시간 크리프 파단수명 예측식을 도출하였다. 그러나 LMP-ISM은 LMP법보다 우수하나 장시간의 경우 실제 판단시간보다 또한 ISM의 경우보다 더 긴 파단시간을 예상하므로 장시간의 경우 적합하지 않다.
- 6) ISM에 의한 초기연신률-온도-응력의 변수로 구성된 장시간 크리프 파단수명 예측식을 다음과 같이 도출하였다. 즉,

$$Tr = \alpha \epsilon_0^\beta \sigma^{-1} \text{ 이고,}$$

여기서,  $\alpha$ ,  $\beta$ 의 값은 다음과 같다.

SUH3인 경우는

$$\alpha = 10^{44.78 - 8.39 \times 10^{-2}T + 4.01 \times 10^{-5}T^2}$$

$$\beta = 0.173 - 1.60 \times 10^{-3} + 5.45 \times 10^{-5}T^2 \text{ 이고,}$$

SUH3-SUH35 weld의 경우는

$$\alpha = 10^{50.28 - 0.106T + 5.47 \times 10^{-5}T^2}$$

$$\beta = 85.07 + 0.183T + 10.11 \times 10^{-5}T^2 \text{ 이다.}$$

### 참고문헌

- 1) Vill, V.I., "Friction Welding of Metals", Svarochnoe Proizvodstov, 3, pp.19-23, 1962
- 2) Tasako, Y. and Nakayama, N., "Friction Welding of Ni-based Super Alloyed Nitriding Steel", J. Prec. Mech., Mar., 36, pp.707-711, 1970
- 3) Oh, S. K., "Study on Friction Welding of Valve Materials SUH3-SUH31", J. Korean Soc. of Mech. Eng., 14, p.221-232, 1974
- 4) Oh, S. K., Jeong, S. U. and Jeon, T. E., "Improvement of Long-Time Life Prediction of Steam Turbine Rotor Steel", J. of Ocean Engineering and Technology, KCORE, Vol. 10, No. 1, pp.47-52, 1996
- 5) Oh, S. K., Kunio, T., Hasui, A., "Effects of Initial Strain on Evaluation of High Temperature Creep Properties of Friction Welded Joints.", Conf. of Asian-Pacific Congress on Strength Evaluation. APCS-86, pp. 549-554, 1986
- 6) Norton, F. H., "The Creep of Steel at High Temperature" Mc Graw-Hill, New York, p.67 1929
- 7) ASTM-E610, "Standard Definition and Terms Relating to Acoustic Emission", ASTM, Philadelphia, PA, 1982
- 8) Schofield, B., Bareiss, R.A. and Kyrala, A.A., "Acoustic Emission under Applied Stress", WADC Technical Report 58-194, Lessells and Associates, Boston, MA, April, 1958
- 9) Oh, S. K., and Wang, K. K., "Effects of Welding Parameters on Weld Strength and Acoustic Emission in Friction Welding", J. of Korea Society of Marine Engineers, Vol.7, No.1, pp.23-33(in English), 1983
- 10) Oh, S. K., Hasui, A. M., Kunito, T. and Wang, K. K., "Effects of Initial Energy on AE Relating to Weld Strength in Friction Welding", Transaction(in English) of Japan Welding Society, Vol.13, No.2, pp.15-26, October 1982
- 11) Sae Kyoo Oh, "Studies on Strength Analysis of Friction Welded Joints and In-Process Monitoring of the Welding Using Acoustic Emission Techniques," Ph.D Thesis, Graduate School, Keio Univ. Japan, pp.98-144, 1983
- 12) 오세규, 정순억, 전태연, "증기터빈축 장재의 장시간 크리프 수명 예측법 개선", 한국해양공학회지, 제10호 제1호, pp.47-52, 1996
- 13) Larson, F. R and Miller, J., "A Time-Temperature Relationship for Rupture and Creep Stresses", Transaction of the ASME, pp. 756-775, 1952